

**Universidad Nacional de General San Martín
Comisión Nacional de Energía Atómica
Instituto de Tecnología
“Prof. Jorge A. Sabato”**

ESTIMACIÓN DE LA TENACIDAD CON UNA SOLA PROBETA^(*)

por Mag. Nelson Alvarez Villar

**Director
Ing. Antonio F. Iorio**

^(*)Tesis para optar al título de Doctor en Ciencia y Tecnología – Mención Materiales

**República Argentina
2013**

a Micia Sarco

y a mi madre

ABSTRACT

Fracture Mechanics is a basic tool for assessing cracked components/structures, relating toughness, stresses and flaw sizes. In part, research and development in Fracture Mechanics are focused on methods for mechanical design and integrity assessment.

Computational Fracture Mechanics (CFM) estimates the driving force applied at the crack tip, while Experimental Fracture Mechanics (EFM) does the same with material resistance (toughness).

EFM methods are semi-empirical in nature. Usually, we assume that the failure mode is instability, which is assessed comparing crack driving force against crack growth resistance in terms of a suitable fractomechanical parameter. Parameters are independent of geometry, configuration and selected according to mechanical behaviour. Both crack driving force and crack growth resistance (toughness) have thermodynamic nature, matching dissipated (or released) energy during the fracture process.

In this work, we use J-Integral in the framework of Elasto-Plastic Fracture Mechanics (EPFM). Furthermore, experimental procedures use energy interpretation of J-Integral.

Standardized methods, have been successful in high-strength materials, with limited plasticity. In ductile materials, load-displacement curves are nonlinear because of plastic deformation and stable crack growth.

Some problems remain unsolved. For example, when crack growth resistance (toughness) is measured and stable crack growth is observed. An apparent increase at the crack driving force is showed, because plastic deformation in the crack tip. Then crack growth resistance at crack onset is several times lower that during stable crack growth.

Geometrical dependence and scattering are explained by differences in constraint. The constraint concept relates the complex interaction between macroscopic features (geometry, load configuration, mechanical properties) and ductile fracture microstructural mechanisms.

Moreover, fractomechanical parameters want to characterize local stress-strain state in stationary and growing cracks. Most of practical applications of Fracture Mechanics in Structural Engineering are based on the principle of autonomy (local stress-strain state. This principle is not applicable in large scale yielding. Therefore, instability assessment and transferability are problems in research.

Standardized tests methods (ASTM, ISO and ESIS) are available, but more simplified methods are necessary. With this aim, several experimental methods were developed, without crack measurement during testing.

In so-called direct methods, crack length is inferred from the experimental curves if initial and final crack lengths are known.

The main motivation of this work is to introduce a graphic-analytical method for J-Resistance curves.

Elastic compliance and normalization methods are used like comparison methods. The new method can be implemented without specific instrumentation and software. Users do not need special technical training either.

We selected two microalloyed steels: metallurgical, mechanical and fractomechanical characterization are reported. Based in experimental data analysis, alternative expressions for assessment of growing cracks are discussed.

Our final statement, is that the method proposed is a fair alternative in several practical situations. Results are similar to standardized methods, but it can be used with more relaxed requirements (geometry, dynamic load, aggressive environment, etc.). This method can be used when standardized methods are not available.

Keywords: J-Integral , J-Resistance, direct methods, fracture assessment

I. Resumen

La Mecánica de Fractura constituye una herramienta básica para evaluar fisuras en componentes/estructuras, proponiéndose estudiar cuantitativamente la relación entre tenacidad, tensión y tamaño de defecto. El trabajo de investigación y desarrollo en Mecánica de Fractura se aplica a procedimientos de diseño y análisis de integridad^{1,2,3}.

La Mecánica de Fractura Computacional (CFM) se dedica al estudio de la fuerza impulsora actuante en el frente de fisura, mientras que la Mecánica de Fractura Experimental (EFM) hace énfasis en la determinación la resistencia (tenacidad) del material a la propagación de fisuras.

Los métodos para caracterizar el material y evaluar la respuesta mecánica esperada en situaciones de diseño son semi-empíricos. Se asume que el modo dominante de falla es la propagación de fisuras, que se evalúa comparando entre la fuerza impulsora y la resistencia en términos de un parámetro fractomecánico adecuado. Estos parámetros se seleccionan de acuerdo con la respuesta mecánica.

En este trabajo utilizamos como parámetro fractomecánico Integral J, En el contexto de la Mecánica de Fractura Elasto-Plástica (EPFM), los procedimientos experimentales se basan en la interpretación energética de Integral J. Tanto la fuerza impulsora como la resistencia (tenacidad) tienen naturaleza termodinámica, en relación con la energía involucrada en el proceso de fractura.

Se tienen muy buenos resultados en el tratamiento analítico de la falla en materiales de alta resistencia, que desarrollan plasticidad limitada.

Se obtienen curvas carga-desplazamiento que resultan no lineales debido a contribuciones de la deformación plástica y de la propagación estable de fisura. Los parámetros fractomecánicos pueden evaluarse cuando se conocen simultáneamente carga, desplazamiento y longitud de fisura.

Algunos problemas permanecen sin resolverse. La evaluación de la tenacidad es más difícil cuando se observa propagación estable, característico en materiales relativamente dúctiles y tenaces.

La deformación plástica desarrollada en el frente de fisuras, al inicio y durante la propagación estable, deriva en un incremento aparente en la fuerza impulsora (la resistencia durante la propagación estable puede ser varias veces mayor que al inicio). Este fenómeno hace difícil el análisis de la inestabilidad.

La variabilidad de las curvas se atribuye a diferencias en el confinamiento. El concepto de confinamiento de la deformación plástica (*constraint*) se aplica a la interacción compleja entre características macroscópicas (geometría, configuración de carga, propiedades mecánicas) y los mecanismos microestructurales de la fractura dúctil⁴.

Además, los parámetros fractomecánicos pueden caracterizar el estado local de tensiones-deformaciones.

Muchas aplicaciones prácticas de Mecánica de Fractura en Ingeniería Estructural se basan en el principio de autonomía (el estado local de tensiones-deformaciones depende de un parámetro único, independiente de la geometría y la configuración)⁵. La transferibilidad también es un problema no totalmente resuelto.

La resistencia a la propagación de fisuras queda representada mediante curvas obtenidas experimentalmente. Los ensayos fractomecánicos estandarizados conducen a estimaciones de curvas de resistencia, pero su complejidad y costo impulsan el desarrollo de métodos simplificados^{6,7}.

La resistencia a la propagación de fisura se estima mediante procedimientos estandarizados pero se requiere el desarrollo de métodos simplificados.

En este sentido, interesa desarrollar métodos experimentales sin las limitaciones relacionadas con la medición de la longitud de fisura durante los ensayos. En los llamados métodos directos la longitud de fisura se infiere a partir de las curvas experimentales y la medición de las longitudes inicial y final de fisura.

La motivación central de este trabajo consiste en introducir un método gráfico-analítico para obtener curvas J-Resistencia en metales. Se utilizan las probetas y las expresiones de los ensayos estandarizados.

Como métodos de referencia para el método propuesto se tomaron flexibilidad elástica y normalización, métodos incluidos en los estándares.

El método estudiado, al alcance de operadores técnicos con entrenamiento medio, puede implementarse sin instrumentación ni software específicos.

Con el ánimo de validar el método, se seleccionaron aceros microaleados. Se realizó la caracterización mecánica y metalúrgica. En este trabajo se discuten expresiones alternativas para la predicción del inicio de la propagación y la estimación de la longitud instantánea de fisura.

Establecemos que el método propuesto es una alternativa válida en determinados casos. Sus resultados son similares a los obtenidos con procedimientos estándar, pero con

menores requerimientos (puede utilizarse en probetas que no cumplan con los requisitos de tamaño, carga dinámica, medio agresivo). Puede utilizarse cuando los métodos estándar no estén disponibles.

Palabras clave: Integral-J, J-Resistencia, métodos directos, análisis fractomecánico

Objetivos

- Validar una metodología directa para determinar la curva J-Resistencia en materiales metálicos
- Comparar la metodología desarrollada con otros métodos directos
- Establecer los límites para la aplicación de las curvas J-Resistencia obtenidas a situaciones de diseño

Desarrollo

En la **Sección 1** se presentan los conceptos básicos referidos a los mecanismos de fractura dúctil y la nomenclatura para los Modos de carga. En la **Sección 2** incluimos los modelos utilizados para expresar el estado de tensiones/deformaciones en el frente de una fisura mediante el uso de parámetros fractomecánicos.

En la **Sección 3** se discuten los métodos experimentales basados en el balance global de la energía liberada (y/o disipada). En la **Sección 4** se presenta el concepto de curva de Resistencia. Algunos detalles experimentales de desarrollan en la **Sección 5**.

En la **Sección 6** se tratan los análisis de iniciación y de inestabilidad de fisuras en base al uso de curvas de resistencia. En la **Sección 7**, a partir de los conceptos básicos de los Métodos Directos, se presentan algunas características de las curvas carga-desplazamiento y se estudia el método propuesto (se incluye como ANEXO I un esquema de cómo utilizar MathCad para el análisis de los datos).

Las ideas para analizar curvas-carga desplazamiento mediante métodos numéricos se incluyen en la **Sección 8**, que resume el trabajo realizado que se desarrolla en el ANEXO II. En las **Secciones 9 y 10** se discuten los aspectos del plan experimental. En las **Secciones 11 y 12**, se presentan los resultados de los ensayos fractomecánicos y las conclusiones. En la **Sección 13** se presenta el trabajo futuro.

La aplicación de métodos directos, combinada con la utilización de los métodos numéricos, constituyen herramientas básicas para el análisis de la resistencia a la propagación de fisuras en materiales dúctiles y tenaces. En los próximos años es de esperarse intensa investigación en la temática por las posibilidades prácticas que ofrecen en muchas situaciones de diseño.

II. Índice

1. Fractura en Metales
2. Análisis basado en tensiones-deformaciones locales
 - 2.1. Elasticidad lineal
 - 2.2 Elasticidad no lineal (como aproximación de elastoplasticidad)
3. Mecánica de Fractura experimental
 - 3.1. Análisis elástico lineal
 - 3.2. Análisis elástico no lineal (aproximación de elastoplástico)
 - 3.3. Energía disipada
4. Curvas J- Resistencia
5. Procedimientos estandarizados
6. Criterio de fractura
7. Métodos directos
8. Análisis Numérico: Curvas estacionarias y experimentales
9. Análisis preliminar de este trabajo
10. Plan experimental
11. Ensayos fractomecánicos
12. Discusión y conclusiones
13. Trabajo futuro
14. Referencias

III. Símbolos

P	carga
P_N	carga normalizada
P_0, P_Y	carga límite, componente sin fisura y con fisura
δ	desplazamiento
δ_{el}, δ_{pl}	componentes elástica, plástica
$\delta_{LLD}, \delta_{CMOD}$	desplazamiento en la línea de carga, en la apertura de fisura
U, U_{el}, U_{pl}	energía de deformación, componentes elástica y plástica
W	ancho
B, B_N, B_e	espesor, espesor normalizado (para probetas con entalla lateral), efectivo
S	distancia entre apoyos
a	longitud de fisura
a_{eff}	longitud de fisura efectiva
$a_0, a_f, a_{(i)}$	longitud de fisura inicial, final, instantánea
b, b_0	ligamento, valor inicial
A	área de fisura
σ	tensión uniaxial
ε	deformación uniaxial
$\xi, n, \sigma_0, \varepsilon_0$	constantes de Ramberg-Osgood
E, ν	módulo elástico, coeficiente de Poisson
$\sigma_{YS}, \sigma_{UTS}$	tensión de fluencia, resistencia a la tracción
U	energía de deformación
$U_{(i)}, U_f, U_0$	energía de deformación en el punto (i), final, inicial
U_{el}, U_{pl}	componentes elástica y plástica de la energía de deformación
U_w	trabajo de fuerzas externas
U_{we}, U_{wp}	componentes elástica y plástica
U_{diss}	energía disipada
Γ	energía de fractura
Π	energía potencial
G	tasa de liberación de energía
$J, \text{Integral } J$	seudo tasa de liberación de energía

η, η_0	constante geométrica para el cálculo de Integral J, valor para $a = a_0$
η_{pl}, η_{el}	constante geométrica para el cálculo de Integral J plástica, elástica
J_0	calculada con longitud de fisura inicial
J_{el}, J_{pl}	componentes elástica y plástica
D	tasa de disipación de energía
D_0	tasa de disipación de energía para $\Delta a = 0$
K_I	factor intensidad de tensiones
$\sigma_{ij}(r, \theta)$	tensión en el frente de fisura según las coordenadas polares (r, θ)
$f_{ij}(\theta)$	función de forma para la determinación de K_I
$I_n, \bar{\sigma}_{ij}$	constantes campo HRR
γ	constante para la corrección por propagación de Integral J
ϕ, β	constantes para la corrección de Irwin
r_p	radio de la zona plástica
ρ	tamaño de la zona de proceso
r_N	límite para el dominio de Integral J (fisuras estacionarias)
l	límite para el dominio de Integral J (fisuras propagantes)
ω	parámetro de Hutchinson para determinar la aplicabilidad de Integral J
ψ	constante de Shih para limitar la extensión de fisura y aplicar Integral J
R	tamaño del dominio de K, Integral J
G_R, K_R, J_R	resistencia del material
G_C, K_C, J_C	valores críticos
J_Q	valor crítico no validado por procedimientos estándar
G_{IC}, K_{IC}, J_{IC}	valores críticos en deformación plana
D_R	resistencia en términos de la tasa de disipación de energía
T, T_R	módulo de desgarro, resistencia al desgarro
$A1, A2, A3$	constante de ajuste potencial-lineal de curvas de J-Resistencia
$B1, B2$	constante de ajuste logarítmico de curvas de J-Resistencia
$C1, C2$	constante de ajuste potencial de curvas de J-Resistencia
$D_\infty, \lambda, \alpha$	constante para el ajuste de curvas D-Resistencia
$C_{(i)}$	flexibilidad
U_x	flexibilidad normalizada

T, T_R	módulo de desgarro, resistencia al desgarro
$M1, M2$	constantes de ajuste ley potencial
$N1, N2$	constantes de ajuste ley lineal
$O1, O2, O3$	constantes de ajuste ley lineal-potencial
L, M, N	constantes de ajuste función LMN (Landes)
κ	constante determinando carga de inicio

IV. Figuras

Figura 1: Curvas tensión-deformación idealizadas (a) Lineal elástico (b) Lineal elástico – perfectamente plástico (c) Bilineal (d) Potencial

Figura 2: Esquema de fractura dúctil - Inicio

Figura 3: Esquema de fractura dúctil – Propagación

Figura 4: Modos de aplicación de carga (*opening, sliding, tearing*)

Figura 5: Sistema de coordenadas polares y su comparación con el sistema cartesiano para identificar las componentes de tensión en el plano

Figura 6: Regiones en el extremo de una fisura en presencia de tensión en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala

Figura 7: Zonas características en un material elastoplástico bajo tensión

Figura 8: Esquema mostrando la intensidad y coexistencia de los campos HRR y K en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala

Figura 9: Esquema de curvas carga desplazamiento para distintos materiales (a) Elástico-lineales (b) Elástico-plásticos con Fluencia en Pequeña Escala (c) Elasto-plásticos (con Fluencia en Gran Escala)

Figura 10. Esquema de cuerpo fisurado solicitado mecánicamente

Figura 11.: Curvas carga-desplazamiento con extensión de fisura en condiciones de (a) carga constante y (b) desplazamiento constante

Figura 12.: Esquema de curvas carga desplazamiento de materiales elásticos, lineales y no lineales

Figura 13: Esquema para el cálculo de Integral J en un material elástico no lineal

Figura 14: Esquema de probetas

Figura 15.: Esquema mostrando el área utilizada en el cálculo de la componente plástica de Integral J

Figura 16: Zonas adyacentes al extremo de una fisura que se propaga en forma estable

Figura 17 Esquema comparando la determinación de las curvas D-Resistencia y J-Resistencia

Figura 18: Energía disipada durante la propagación (a) Fluencia en Pequeña Escala (b) Fluencia en Gran Escala

Figura 19: Esquema de la curva D-Resistencia

Figura 20: Vista de probetas ensayadas

Figura 21: Esquema de superficie de fractura en probetas C(T) b) Ídem en probetas SE(B)

Figura 22: Esquema de la corrección por propagación

Figura 23: Esquema de aplicación del método de la flexibilidad elástica

Figura 24: Esquemas donde el estado de tensiones-deformaciones queda expresado en términos de un único parámetro

Figura 25: Esquema mostrando las condiciones de inestabilidad en el espacio $J-\Delta a$

Figura 26: Esquema mostrando las condiciones de inestabilidad en el espacio $J-T$

Figura 27: Esquema comparando las curvas J-Resistencia experimental y la derivada de suponer propagación estable en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala

Figura 28: Esquema donde se observan los puntos de calibración en la normalización

Figura 29: Esquema de las curvas carga-desplazamiento y J-desplazamiento para materiales elástico-perfectamente plástico y elastoplástico

Figura 30: Esquema del método gráfico analítico para el análisis de la curva carga-desplazamiento experimental

Figura 31: Esquema de análisis de curva experimental con curvas estacionarias en método híbrido

Figura 32: Vista de delaminación en probetas Charpy acero B

Figura 33: Vista de delaminación en probetas fractomecánicas acero B

Figura 34: Micrografía acero A. Se observa ferrita (claro) y perlita (oscuro). Nital 2

Figura 35: Micrografía acero A. Detalle. Nital 2

Figura 36: Micrografía acero A. Detalle. Nital 2

Figura 37: Micrografía acero B. Se observa ferrita (claro) y perlita (oscuro). Nital 2

Figura 38: Micrografía acero B. Detalle. Nital 2

Figura 39: Micrografía acero B. Detalle. Nital 2

Figura 40: Esquema de probetas de tracción

Figura 41: Curva de tracción típica acero A

Figura 42: Esquema de probeta Charpy acero A

Figura 43: Curva de tracción típica acero B

Figura 44: Esquema de probeta Charpy acero B

Figura 45: Esquema de probeta SE(B) acero A

Figura 46: Esquema de probeta C(T) sin entalla lateral acero A

Figura 47: Esquema de probeta C(T) con entalla lateral acero A

Figura 48: Fotografía de probeta C(T) con entalla lateral acero A

Figura 49: Esquema de probeta SE(B) acero B

Figura 50: Esquema de probeta C(T) acero B

Figura 51: Fotografía de probeta C(T) acero B

Figura 52: Fractografía de acero A

Figura 53: Fractografía de acero A. Detalle

Figura 54: Fractografía de acero B

Figura 55: Fractografía de acero B

Figura 56: Fractografía de acero B

Figura 57: Superficie de fractura de acero A

Figura 58: Superficie de fractura de acero B

Figura 59: Detalle de la superficie de fractura de acero A

Figura 60: Detalle de la superficie de fractura de acero B

Figura 61a: Superficies de fractura analizadas acero A, probetas C(T)

Figura 61b: Superficies de fractura analizadas acero A, probetas SE(B)

Figura 62a: Superficies de fractura analizadas acero B, probetas C(T)

Figura 62b: Superficies de fractura analizadas acero B, probetas SE(B)

Figura 63: Curvas P- δ , probetas C(T) acero A

Figura 64: Curvas P- δ , probetas SE(B) acero A

Figura 65: Curvas P- δ , probetas C(T) acero B

Figura 66: Curvas P- δ , probetas SE(B) acero B

Figura 67: Curvas J-Resistencia obtenidas por flexibilidad elástica acero A

Figura 68: Curvas J-Resistencia obtenidas por flexibilidad elástica acero B

Figura 69: Curva de ajuste para normalización, probeta A C(T)⁴

Figura 70: Curva de ajuste para normalización probeta B C(T)⁶

Figura 71: Curvas J-Resistencia obtenidas por normalización para probetas A C(T)

Figura 72: Curvas J-Resistencia obtenidas por normalización para probetas B C(T)

Figura 73: Detalle de la determinación del inicio en el procedimiento gráfico-analítico en la probeta A C(T) ⁷

Figura 74: Comparación de leyes de propagación aplicado a la probeta A SE(B)²

Figura 75: Comparación de leyes de propagación aplicado a la probeta B SE(B)³

Figura 76: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación lineal con desplazamiento total. Probetas C(T)

Figura 77: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación lineal con desplazamiento total. Probetas SE(B)

Figura 78: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación lineal con desplazamiento total. Probetas C(T)

Figura 79: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación lineal con desplazamiento total. Probetas SE(B)

Figura 80: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación lineal con energía Probetas C(T)

Figura 81: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación lineal con energía. Probetas SE(B)

Figura 82: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación lineal con energía. Probetas C(T)

Figura 83: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación lineal con energía. Probetas SE(B)

Figura 84: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación no lineal con energía Probetas C(T)

Figura 85: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación no lineal con energía. Probetas SE(B)

Figura 86: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación no lineal con energía. Probetas C(T)

Figura 87: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación no lineal con energía. Probetas SE(B)

Figura 88: Ejemplo de construcción de curva D-Resistencia

V. Tablas

Tabla 1. Se indican % máximos en peso. El V tiene un rango de composición 0,01-0,15

Tabla 2: Se indican % máximos en peso

Tabla 3: Propiedades mecánicas de acero A

Tabla 4: Energía Charpy para el acero A

Tabla 5: Propiedades mecánicas de acero B

Tabla 6: Energía Charpy para el acero B

Tabla 7: Dimensiones nominales de las probetas fractomecánicas

Tabla 8: Resumen de ensayos fractomecánicos

Tabla 9: Resultados obtenidos con el procedimiento de flexibilidad elástica y normalización

Tabla 10: Resumen de cargas de inicio para el método gráfico-analítico

Tabla 11: Resultados obtenidos con el procedimiento gráfico-analítico, lineal con desplazamiento total, acero A

Tabla 12: Resultados obtenidos con el procedimiento gráfico-analítico, lineal con desplazamiento total, acero B

Tabla 13: Resultados obtenidos con el procedimiento gráfico-analítico, lineal con energía, acero A

Tabla 14: Resultados obtenidos con el procedimiento gráfico-analítico, lineal con energía, acero B

Tabla 15: Resultados obtenidos con el procedimiento gráfico-analítico, no lineal con energía, acero A

Tabla 16: Resultados obtenidos con el procedimiento gráfico-analítico, no lineal con energía, acero B

1. FRACTURA EN METALES

1.1. Mecánica de Materiales

La Mecánica de Materiales considera un sólido como un continuo en equilibrio, bajo la acción de fuerzas externas. Cuando el material está sometido a cargas externas, las tensiones y deformaciones (que tienen naturaleza tensorial) están aplicadas a Elementos Representativos de Volumen (RVE)^{8,9,10}.

En este marco, se utilizan definiciones de fuerza y desplazamiento generalizados, donde las fuerzas se aplican puntualmente¹¹.

Por lo general, los problemas reales se tratan con modelos bidimensionales de tensión y deformación plana. La distribución de tensiones y deformaciones en un componente/estructura se evalúa mediante ecuaciones constitutivas.

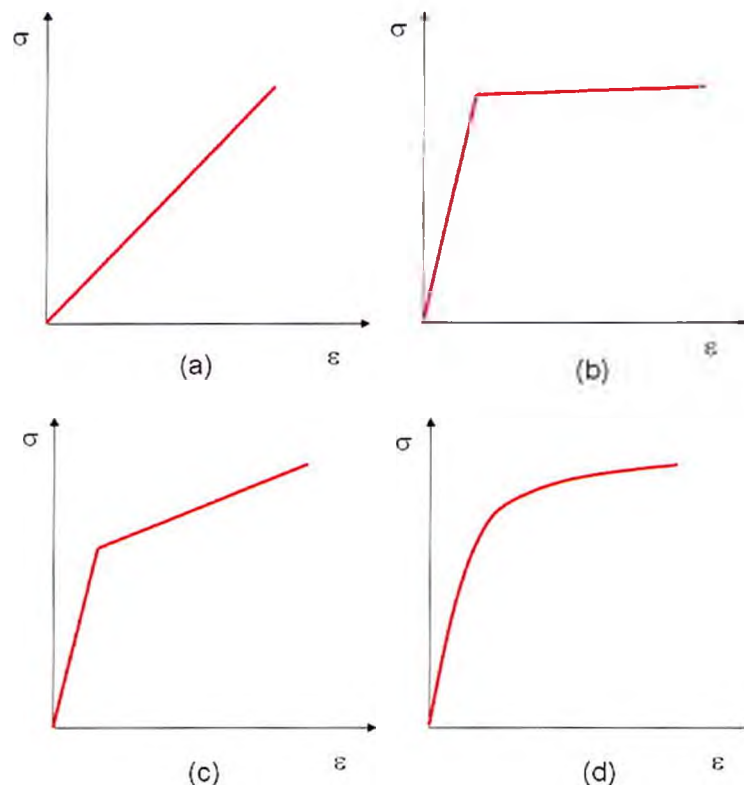


Figura 1: Curvas tensión-deformación idealizadas (a) Lineal elástico (b) Lineal elástico – perfectamente plástico (c) Bilineal (d) Potencial

La respuesta mecánica macroscópica a la deformación, se muestra esquemáticamente en la Figura 1. Los materiales inicialmente elásticos lineales, a un determinado nivel de carga experimentan deformación permanente de acuerdo distintas leyes de endurecimiento por deformación^{12,13}. En los materiales perfectamente elásticos (elástico-

lineales), la respuesta tensión-deformación se describe matemáticamente con la ley de Hooke, Figura 1(a).

Idealizaciones de materiales elásticos, perfectamente plásticos y con endurecimiento lineal (y bilineal) son muy utilizadas en análisis de tensiones, Figuras 1(b) y (c).

La respuesta típica de los metales, esencialmente materiales elastoplásticos, se aproxima con una ley potencial de endurecimiento, con expresiones similares a Ramberg-Osgood, Figura 1(d).

En esta última, la relación tensión-deformación se expresa como

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \xi \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad [1]$$

con $\varepsilon_0 = \sigma_0/E$. Cuando $n \rightarrow 0$ estamos en el caso de materiales elásticos. Para $n \rightarrow 1$ el endurecimiento es lineal.

Se dispone de otros modelos para los materiales metálicos donde la regla de Ramberg-Osgood no se cumple. Por ejemplo, para materiales con fluencia definida puede utilizarse el modelo más general ETM¹⁴.

1.2. Mecanismos de fractura

En Mecánica de Fractura, la concentración de tensiones en componentes/estructuras se analiza según tres escalas:

- a) Concentradores de tensión definidos geométricamente en la etapa de diseño mecánico
- b) Fisuras/microfisuras producidas durante el proceso de fabricación y/o durante la vida útil. Se detectan por métodos no destructivos
- c) Fisuras/microfisuras inherentes al material, con dimensiones del orden de los parámetros microestructurales. No se detectan con métodos no destructivos.

La fractura es un proceso activado por la aplicación de fuerzas externas donde se produce deformación plástica localizada asociada con defectos que actúan como concentradores de tensión. Desde el punto de vista mecánico, la fractura dúctil es un proceso controlado por deformación.

Para un análisis cuantitativo, son igualmente importantes la ductilidad de la matriz metálica (condicionada por el endurecimiento por deformación) y las características de segundas fases.

A escala microestructural, la falla de los metales está determinada por una deformación crítica que es función del estado de tensiones. El criterio de falla local es invariable con la propagación, lo que es inconsistente con las curvas de resistencia donde crece la resistencia (tenacidad) aparente a medida que la fisura se propaga.

Los aceros, constituyen materiales estructurales utilizados en un amplio rango de aplicaciones. Contienen varias poblaciones de inclusiones. Las inclusiones primarias (típicamente MnS), constituyen sitios para la formación de microhuecos. En el caso ideal, son las únicas que intervienen en el proceso.

En la Figura 2 se observa esquemáticamente el proceso de fractura dúctil en un acero estructural.

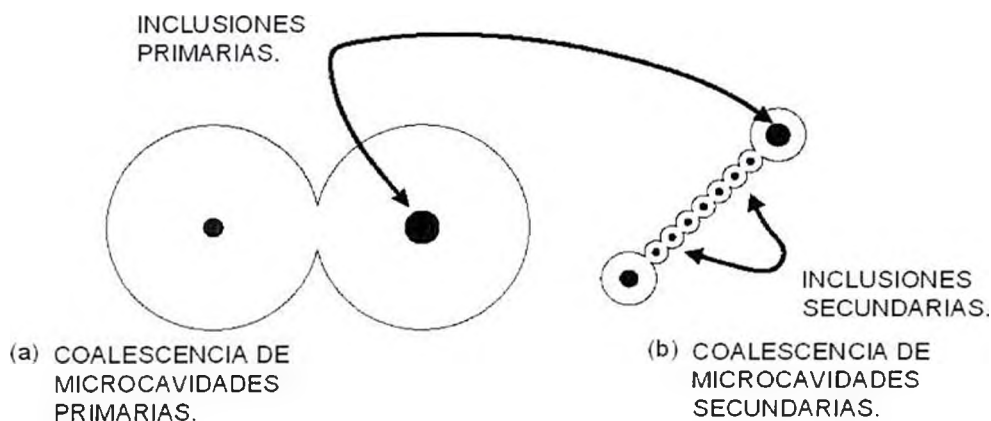


Figura 2: Esquema de fractura dúctil - Inicio

La fractura dúctil transgranular es un proceso secuencial: al aplicar carga, se nuclean microcavidades por fractura y/o descohesión interfacial de partículas de segunda fase (inclusiones). Las microcavidades crecen como resultado de la deformación plástica de la matriz según los planos de máxima tensión de corte.

Cuando las microcavidades son suficientemente grandes tienden a coalescer para formar microfisuras y eventualmente una fisura macroscópica¹⁵.

Varios parámetros (resistencia y endurecimiento de la matriz; geometría, orientación y rigidez de las segundas fases; triaxialidad de tensiones) favorecen la fisuración y/o la descohesión de las segundas fases¹⁶.

Las inclusiones secundarias (carburos) pueden acelerar las etapas finales de la coalescencia (particularmente en condiciones de baja triaxialidad de tensiones)¹⁷.

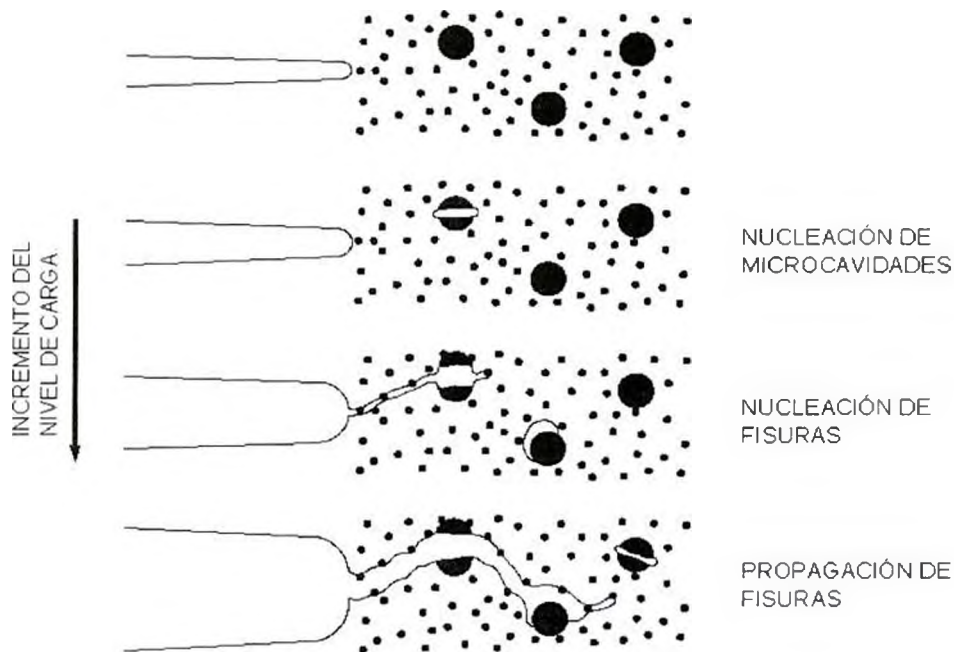


Figura 3: Esquema de fractura dúctil – Propagación

Durante la propagación de fisura en metales dúctiles, un frente de fisura avanza en una matriz metálica, como se esquematiza en la Figura 3.

La fractura transgranular por coalescencia de microcavidades es común a la propagación estable (*tearing*) y la inestabilidad dúctil¹⁸.

1.3. Mecánica de Fractura

La Mecánica de Fractura estima los campos de tensión/deformación y flujos de energía asociados con la presencia de defectos macroscópicos planos (fisuras) en componentes/estructuras.

En el frente de las fisuras de componentes, sometidos a cargas externas, se desarrollan estados de tensión/deformación tridimensionales. Para estimar analíticamente la energía y/o estados locales de tensión-deformación se asumen simplificaciones:

- 1) Materiales elásticos (lineales y no lineales)
- 2) Cuerpos bidimensionales
- 3) Fisuras con geometría ideal (con frente plano, infinitamente agudas)

En problemas bidimensionales se dispone de soluciones analíticas para los casos particulares de tensión plana y deformación plana. Representan condiciones límite, por lo que permiten evaluar conservativamente los componentes/estructuras.

Irwin introdujo una nomenclatura para los modos de desplazamiento relativo entre superficies de fractura, que se presenta en la Figura 4.

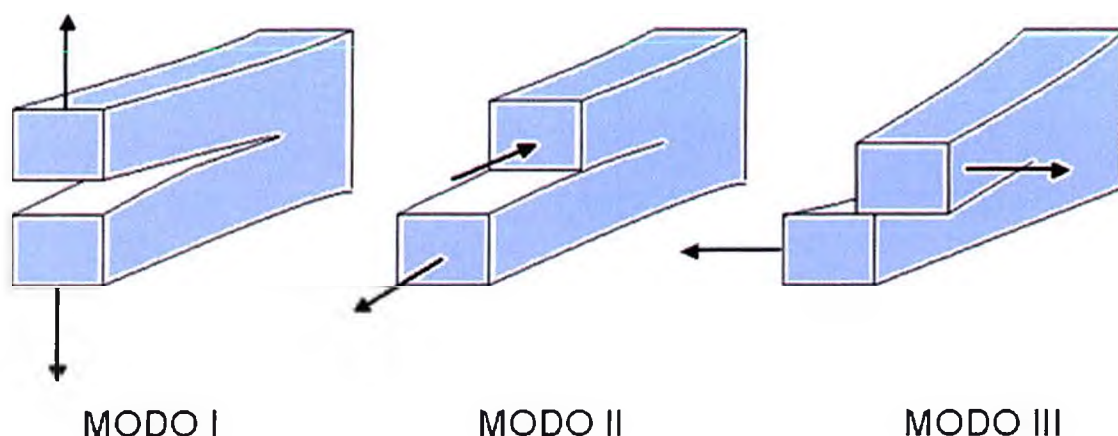


Figura 4: Modos de aplicación de carga (*opening, sliding, tearing*)

De acuerdo con la Figura, los Modos de carga para una fisura son tres:

1. Modo I (apertura, *opening*): la carga principal se aplica al plano de la fisura, tendiendo a separar las caras de la fisura
2. Modo II (deslizamiento, *sliding*): una carga de corte (en el plano), tiende a deslizar las caras de la fisura en el plano
3. Modo III (desgarro, *tearing*): una carga de corte (fuera de plano), tiende a deslizar las caras de la fisura en el plano

El Modo I se presenta con mayor frecuencia en las fallas para materiales aproximadamente isótropos y homogéneos. En consecuencia, es el más analizado para análisis estructural y el único considerado en este trabajo.

2. ANÁLISIS BASADO EN TENSIONES-DEFORMACIONES LOCALES

Se reconoce que la fractura es resultado de estados críticos de tensión/deformación en el frente de fisura. El estado local puede determinarse experimentalmente (mediante fotoelasticidad, etc.), pero es conveniente utilizar soluciones analíticas.

Para materiales se asumen elásticos e isotrópicos, las tensiones locales se estiman mediante parámetros sencillos de medir, en base a la tensión remota y la geometría.

2.1. Elasticidad lineal

El análisis de tensiones en sólidos fisurados está contemplado en la Mecánica de Fractura Elástica Lineal (LEFM).

Irwin obtuvo soluciones elástico lineales para los campos asintóticos de tensión y desplazamiento en el frente de fisuras con frente plano, contenidas en sólidos bidimensionales infinitos, sometidos a una tensión remota uniforme¹⁹.

El factor intensidad de tensiones K es un escalar independiente de la geometría y modo de carga, que describe la amplitud (intensidad) de los campos elásticos en el extremo de una fisura estacionaria.

En la Figura 5 se observa el esquema de una fisura y el sistema de coordenadas polares correspondiente.

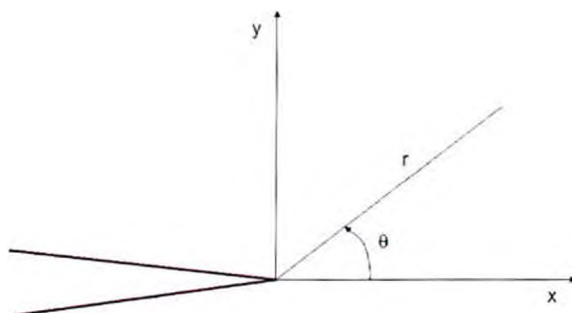


Figura 5: Sistema de coordenadas polares y su comparación con el sistema cartesiano para identificar las componentes de tensión en el plano

Las componentes de tensión en las adyacencias del extremo de fisura son proporcionales al factor intensidad de tensiones K .

Para el caso particular de Modo I, puede escribirse, generalizando para distancias r del extremo de fisura, que:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad [2]$$

En los Modos II y III (y sus combinaciones) se obtienen expresiones similares. En todos los casos se produce una singularidad en el extremo de fisura de orden $1/\sqrt{r}$.

Las funciones $f_{ij}(\theta)$ están disponibles en la literatura. Son independientes de la geometría de la fisura y las condiciones de carga^{20,21}.

La solución de Irwin indica que el campo de tensiones en el extremo de fisura presenta una singularidad debido a que las tensiones tienden a infinito cuando $r \rightarrow 0$. Sin embargo, los metales no son perfectamente elásticos: bajo carga, se genera una zona plástica en las adyacencias del frente de la fisura activa²².

En rigor, el campo de tensión deformación puede expresarse en términos de un único parámetro sólo en cuerpos infinitos. Con dimensiones finitas, la geometría afecta las tensiones en el frente de fisura, por lo que deben considerarse factores de corrección, que se obtienen por métodos numéricos y están disponibles en manuales para muchas configuraciones²³.

En la Figura 6 se presentan esquemáticamente las zonas características para una fisura estacionaria en un material elastoplástico.

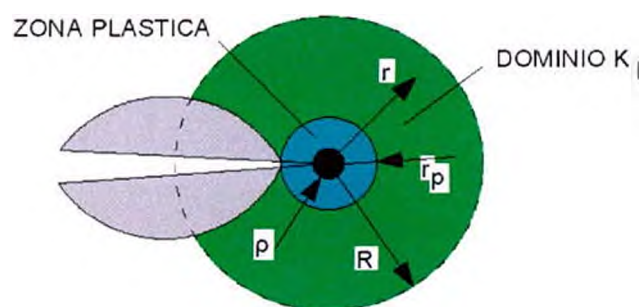


Figura 6: Regiones en el extremo de una fisura en presencia de tensión en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala

El tamaño del dominio del campo-K (R), depende de la geometría y del nivel de carga. La zona de proceso (ρ), dónde están activos los mecanismos de formación de microcavidades, está contenida en la zona plástica, de tamaño r_p .

Irwin y Dugdale (entre otros) estimaron correcciones del estado de tensiones en el frente de fisura por plasticidad. Aproximan el campo de tensiones reemplazando la longitud de fisura a por una longitud efectiva a_{eff} , determinada en el plano de la fisura^{24,25}. Esto queda expresado por

$$a_{eff} = a + \phi r_p \quad [3]$$

con la constante ϕ a determinar para cada caso particular.

El tamaño de la zona plástica r_p puede estimarse, según Irwin, como:

$$r_p = \beta \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad [4]$$

siendo

$$\beta = \frac{1}{2\pi} \text{ tensión plana, } \beta = \frac{1}{6\pi} \text{ deformación plana}$$

Este análisis asume materiales elásticos-perfectamente plásticos. El cálculo de K y r_p se realiza iterativamente, pues hay dependencia mutua.

El tamaño relativo de la zona plástica es una medida que permite evaluar si es aplicable un análisis elástico, ya que se requiere que sea pequeña respecto de las dimensiones relevantes del problema²⁶.

Esta condición se presenta en la literatura como Fluencia en Pequeña Escala y requiere que $R > r_p$ y $R \ll a$.

Cuando no se cumplen las condiciones de Fluencia en Pequeña Escala, el factor intensidad de tensiones K subestima la fuerza impulsora. En los metales, es necesario considerar el coeficiente de endurecimiento por deformación que modifica la distribución de tensiones respecto del calculado para materiales elásticos-perfectamente plásticos.

En una estructura/componente, para asegurar condiciones de Fluencia en Pequeña Escala, se puede comparar la carga con la carga límite. La carga límite P_Y es un parámetro fundamental, en fractomecánica y análisis estructural se determina mediante análisis numérico.

En materiales perfectamente plásticos, P_Y coincidiría con la carga máxima que puede alcanzar la estructura/componente. En materiales reales, que endurecen por deformación, la carga puede incrementarse con respecto de una carga límite calculada para materiales perfectamente plásticos que representaría un *lower bound*.

En la bibliografía están disponibles las expresiones para calcular P_Y en probetas y algunos componentes sencillos, tanto para condiciones de tensión y deformación plana^{27,28}.

2.2 Elasticidad no lineal (como aproximación de elastoplasticidad)

En materiales metálicos relativamente dúctiles y tenaces, la zona plástica es relativamente grande y no es correcto aplicar un análisis elástico lineal. El análisis elástico resulta demasiado conservativo.

Integral J es un parámetro que permite calcular la intensidad de la singularidad de una magnitud de campo aún sin conocer la forma exacta de dicho campo en la adyacencia de la singularidad^{29,30}.

Rice y Cherepanov propusieron que para un incremento infinitesimal de fisura, Integral J representa la tasa de liberación de energía de un material elástico no lineal. Consideraron un cuerpo bidimensional elástico no lineal que contiene una fisura y obtuvieron expresiones para calcularla en base a los campos de tensión, deformación y desplazamiento dentro de un dominio adyacente al extremo de la fisura.

Hutchinson, Rice y Rosengren estudiaron la distribución de tensiones y deformaciones en sólidos bidimensionales. Para materiales cuya respuesta tensión-deformación se aproxima con una ley potencial de endurecimiento^{31,32}.

Demostraron que Integral J permite expresar la intensidad de la singularidad del campo de tensiones en el extremo de la fisura, mediante el campo HRR, cuya expresión general es la siguiente:

$$\frac{\sigma_{ij}(r, \theta)}{\sigma_0} = \left(\frac{J}{\alpha \varepsilon_0 \sigma_0 l_n r} \right)^{1/(n+1)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad [5]$$

Las funciones adimensionales $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n)$ son únicas para un coeficiente de endurecimiento por deformación (n) finito y dependen de las condiciones dominantes en la zona plástica (tensión plana o deformación plana).

Para $n = 1$, la singularidad de tensiones es la misma que para materiales elástico lineales, mientras que para $n > 1$ la singularidad es menor, ya que las tensiones varían según $r^{-1/n+1}$ (ver Figura 8).

Cuando $n \rightarrow \infty$, el material es perfectamente plástico. En este caso, los campos de tensiones/deformaciones son diferentes según la geometría, de manera que resultan geoméricamente dependientes³³.

La solución obtenida en [5] es una extensión no lineal de la solución K en LEFM, donde la deformación es reversible. Los materiales elástico no lineales son una aproximación de los materiales elastoplásticos para carga proporcional y monotónica, asumiendo pequeñas deformaciones.

En materiales dúctiles, el estado efectivo de tensiones/deformaciones sólo puede determinarse en base a un parámetro asumiendo una ley de endurecimiento por deformación y confinamiento elevados.

En la Figura 7 se esquematizan los campos de una fisura estacionaria en un material elastoplástico.

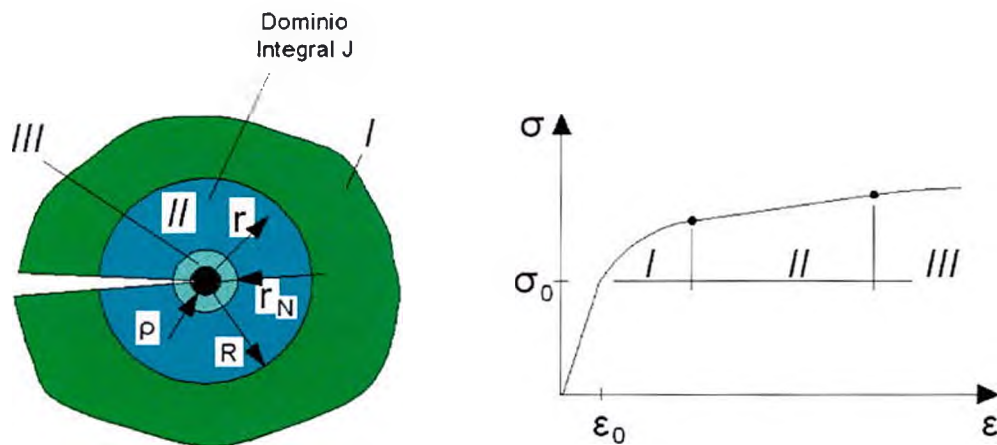


Figura 7: Zonas características en un material elastoplástico bajo tensión

El campo HRR describe correctamente el campo de tensiones/deformaciones en una región anular alrededor del frente de fisura dentro de la zona plástica.

Se observan tres zonas características:

- I) $r > r_N$: En la zona de proceso (ρ) se producen deformaciones finitas y daño mecánico. No se aplica HRR.
- II) $r_N < r < R$, con $R \ll a$ y $R > r_N$: El dominio del campo HRR ($r_N < r < R$) es pequeño comparado con las dimensiones significativas.

III) $r > R$: Las tensiones y deformaciones dependen de la geometría de la probeta y la configuración de carga. No se aplica HRR.

El perfil de tensiones se analiza para $\theta = 0$. Para distintos valores de r , se aproxima mediante los campos K y/o HRR, para llegar finalmente a la tensión remota σ_0 .

En la Figura 8 se representa con escalas log-log la tensión principal σ_{yy} con la distancia normalizada r/L , donde L es una longitud característica (por ejemplo, la longitud del ligamento remanente b).

Los campos HRR y K coexisten en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala. A mayor nivel de carga, en condiciones de Fluencia en Gran Escala, sólo es válido el campo HRR, en tanto se mantengan condiciones de carga proporcional. En este caso, todas las cargas externas son proporcionales a un parámetro (Integral J) que se incrementa monotónicamente³⁴.

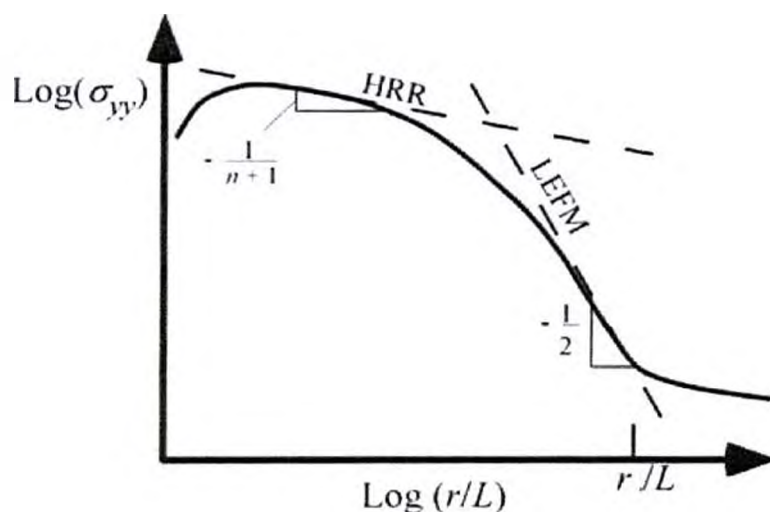


Figura 8: Esquema mostrando la intensidad y coexistencia de los campos HRR y K en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala (Tomado de Andersson p.129)

En materiales elastoplásticos, el tamaño de la zona plástica depende de las propiedades mecánicas y del tamaño (y la geometría) de las probetas.

En Fluencia en Pequeña Escala (*Small Scale Yielding*), un parámetro (K o Integral J) puede caracterizar las tensiones/deformaciones.

En Fluencia en Gran Escala (*Large Scale Yielding*) se desarrolla plasticidad más extendida, la fisura se enroma (de acuerdo con la capacidad de deformación del material)

y se reduce localmente la triaxialidad. HRR no considera este efecto, ya que se suponen pequeñas deformaciones.

En condiciones de Fluencia en Gran Escala se reemplaza el criterio de zona plástica pequeña con respecto a las dimensiones significativas que caracteriza la Fluencia en Pequeña Escala. Aquí se requiere que el dominio del campo HRR (R) debe ser grande comparado con la zona de proceso (ρ) que es la región con deformación finita.

McMeeking y Parks demostraron que el campo HRR describe adecuadamente la distribución de tensiones/deformaciones cuando sólo para fisuras agudas y en condiciones de alto confinamiento³⁵.

El tamaño relativo de la zona de proceso depende de la configuración de la fisura, coeficiente de endurecimiento por deformación del material y tipo de carga (tanto un elevado índice de endurecimiento como flexión promueven el desarrollo de propagación controlada por Integral J)³⁶.

El campo de tensiones/deformaciones queda descrito por Integral J como único parámetro cuando el tamaño de la zona de proceso, (ver Figura 7), está en el orden de:

$$\rho = (0,2 \approx 0,25)r_p \quad [6]$$

donde r_p es el tamaño de la zona plástica conforme a la estimación de Irwin.

En condiciones de Fluencia en Gran Escala, ρ será una fracción del ligamento remanente. Con independencia de los distintos niveles de endurecimiento por deformación, el tamaño de la zona de proceso se estima como:

$$\rho \approx 0,07 b \quad [7]$$

Sobre probetas, se obtienen buenas estimaciones cuando se satisfacen los requisitos dimensionales en el plano y espesor. En componentes, se dispone de estimaciones conservativas.

La alternativa consiste en introducir un segundo parámetro que corrija el campo HRR (y a la vez cuantifique el confinamiento).

3. MECÁNICA DE FRACTURA EXPERIMENTAL

La fractura en metales se analiza formalmente con la termodinámica de procesos irreversibles³⁷. Griffith propuso un análisis simplificado, considerando a un sólido con una fisura estacionaria como un sistema termodinámico reversible³⁸.

Los sólidos elásticos poseen energía superficial, en forma similar a los líquidos. Durante la propagación de una fisura, la energía superficial se compensa con la energía proveniente del trabajo de fuerzas externas y/o liberada internamente.

Conforme al Primer Principio de la Termodinámica (se desprecian los efectos térmico y cinético), durante la fractura se observa una disminución neta en energía como resultado de mecanismos disipativos. Cuando suministramos energía mecánica a un sistema, se transforma en energía interna, que a su vez se transformará en energías superficial y disipada por la creación de nuevas superficies. Por lo tanto, una fisura puede formarse (o bien propagarse) sólo cuando la energía total disminuya o permanezca constante.

Para determinar la resistencia a la propagación de fisuras experimentalmente, se utilizan probetas entalladas prefisuradas por fatiga. Aplicando carga en Modo I, se obtienen curvas típicas que se esquematizan en la Figura 9. Para los aceros generalmente se obtienen curvas tipo (c), por efecto del endurecimiento y la propagación de fisuras.

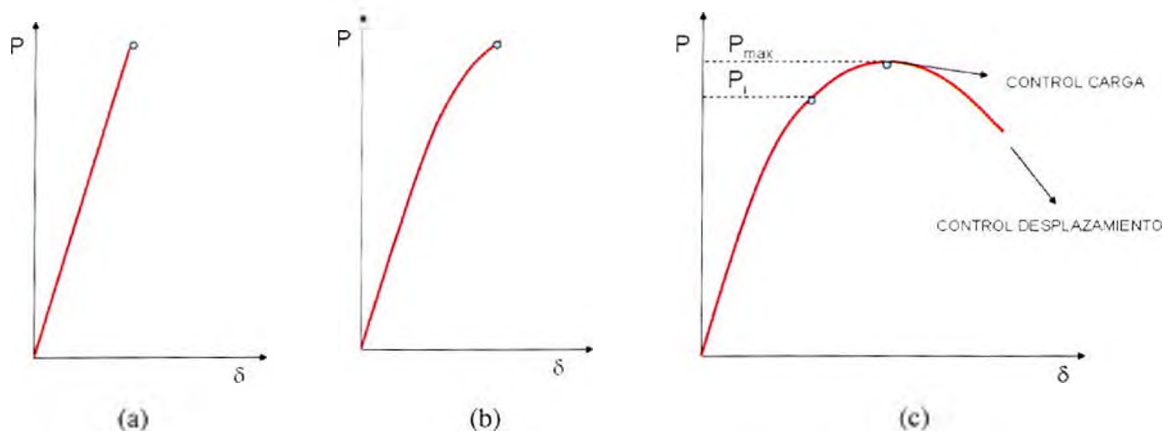


Figura 9: Esquema de curvas carga desplazamiento para distintos materiales
(a) Elástico-lineales (b) Elástico-plásticos con Fluencia en Pequeña Escala
(c) Elasto-plásticos (con Fluencia en Gran Escala)

El área bajo las curvas carga-desplazamiento representa la energía asociada a la deformación y la propagación de fisuras, que tiene componentes elástica y plástica. Sin embargo, se asumen fisuras estacionarias, de manera que se supone que la fisura no se propaga subcríticamente.

Para materiales elastoplásticos es importante cuantificar la disipación de energía, particularmente la debida a plasticidad. Idealmente, las energías superficial y disipada son función de las propiedades mecánicas del material. Sin embargo, el tema es más complejo porque también hay que considerar otros factores, entre ellos la microestructura, el gradiente de tensiones y la temperatura.

En principio, sólo tenía interés estudiar las condiciones para la iniciación de la propagación (que sería estable o inestable). En los párrafos siguientes, veremos que el inicio de la propagación corresponde a valores críticos de la tasa de liberación (y/o disipación) de energía.

Se definen parámetros fractomecánicos que, para la Mecánica de Fractura Elastoplástica (EPFM), entran en una de dos categorías:

- a) Globales
- b) Locales

Los parámetros, utilizados en este trabajo, pertenecen al grupo (a). La fractura puede analizarse en función de la energía involucrada en el proceso, mediante parámetros tales como G [15,17], Integral J [29,30] y D [32,33] que representan la energía liberada/disipada por unidad de superficie de fractura durante la propagación.

Entre los parámetros tipo (b), la alternativa más estudiada consiste en CTOA y CTOD que caracterizan los campos de tensión-deformación en el frente de fisura. Los parámetros locales son por definición independientes de la geometría y tamaño de probeta, por lo que no dependen de la configuración de carga ni de la magnitud de extensión de fisura. Por lo tanto se aplican satisfactoriamente para grandes extensiones de fisura y pérdida de confinamiento, en tanto no se observe *tunneling*^{39,40,41}. Sin embargo, los procedimientos estandarizados más usuales son complejos^{42,43,44}.

3.1. Análisis elástico lineal

Los análisis basados en energía, son similares cuando se aplica a materiales elásticos lineales y no lineales.

El modelo de Griffith se aplica estrictamente para materiales elásticos lineales, que se caracterizan porque la respuesta mecánica global es lineal. En este caso, la plasticidad está confinada en el frente de fisura.

El análisis de las curvas carga-desplazamiento en materiales elástico-lineales, cuya respuesta mecánica idealizada se observa en la Figura 1(a), permite evaluar globalmente la energía involucrada en el proceso de fractura de un cuerpo fisurado.

Consideramos un sólido bidimensional con una fisura pasante, de espesor constante B y dimensiones en el plano infinitas, Figura 10.

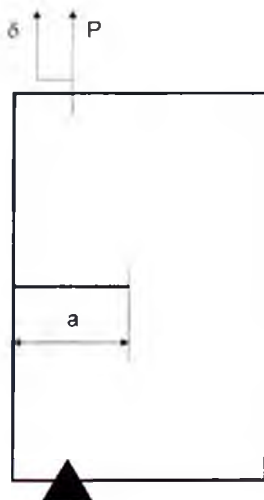


Figura 10. Esquema de cuerpo fisurado solicitado mecánicamente

Cuando se aplica una carga (arbitraria), la respuesta mecánica inicial del material es deformación. Si el material elástico lineal es isótropo, al aplicar una carga cuasiestática, resulta una tensión uniforme de tracción.

La energía total U se puede expresar como:

$$U = U_0 + U_{el} - U_w + \Gamma \quad [8]$$

Las componentes de la energía mecánica U son: (a) la energía de deformación elástica U_{el} , (b) el trabajo de las fuerzas externas U_w y (c) la energía superficial Γ . U_0 es una constante que corresponde a la energía total de la placa sin fisura y el sistema de carga y no se considera en el análisis que sigue porque se tratan magnitudes diferenciales.

Para establecer las condiciones críticas de fractura (que hacen posible la propagación inestable de la fisura), los cambios en la energía se relacionan con variables de estado, típicamente el área de fractura A .

La expresión [8] quedaría

$$\frac{\partial U}{\partial A} = \frac{\partial U_{el}}{\partial A} - \frac{\partial U_w}{\partial A} + \frac{\partial \Gamma}{\partial A} \quad [9]$$

La fisura se propaga cuando

$$\frac{\partial U}{\partial A} < 0 \quad [10a]$$

$$\frac{\partial U_w}{\partial A} - \frac{\partial U_{el}}{\partial A} = \frac{\partial \Gamma}{\partial A} \quad [10b]$$

Irwin y Orowan modificaron la significación del término de energía superficial para tener en cuenta los mecanismos disipativos que acompañan la generación de superficies de fractura en metales^{45,46,47}.

En los materiales elásticos, la energía de deformación U_{el} , depende del material y del nivel de carga, y se recupera cuando se retira la sollicitación.

Es conveniente definir energía potencial Π , como la diferencia entre la energía de deformación elástica U_{el} y el trabajo de las fuerzas externas U_w .

En la Figura 11 se observan curvas carga-desplazamiento, obtenidas sobre probetas de dimensiones similares para una propagación dA , cuando se impone desplazamiento (a carga constante) y carga (a desplazamiento constante). En los casos más generales de sollicitación, se llega a conclusiones similares.

Se observa que el área entre las curvas carga-desplazamiento para una propagación dA , convergen cuando el cambio de desplazamiento y/o en carga se aproximan a cero.

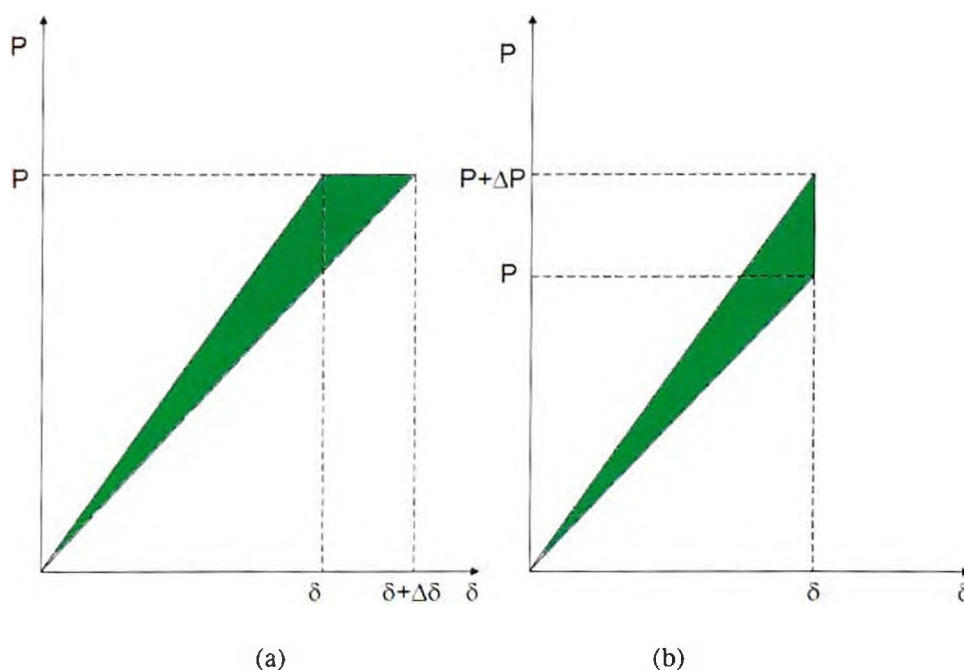


Figura 11.: Curvas carga-desplazamiento con extensión de fisura en condiciones de (a) carga constante y (b) desplazamiento constante

De acuerdo con Irwin, se puede escribir:

$$\Pi = U_w - U_{el} \quad \text{si se impone desplazamiento (carga constante)} \quad [11]$$

$$\Pi = U_{el} \quad \text{si se impone carga (desplazamiento constante)} \quad [12]$$

Tanto la energía de deformación elástica como el trabajo de las fuerzas externas se calculan de las curvas experimentales carga-desplazamiento.

El desplazamiento en la línea de carga δ_{LLD} , representa el desplazamiento relativo de los puntos donde se aplica la carga P . El trabajo de las fuerzas externas U_w se calcula simplemente como

$$dU_w = P d\delta_{LLD} \quad [13]$$

La variación de la energía de deformación elástica dU_{el} se obtiene del área bajo la curva carga-desplazamiento, de acuerdo con:

$$dU_{el} = \frac{P d\delta_{LLD}}{2} \quad [14]$$

El trabajo externo dU_w y el cambio en la energía elástica dU_{el} , de las relaciones anteriores permitirían estimar el nivel de la variación de energía superficial $d\Gamma$ que a su vez se relaciona cuantitativamente con un incremento dA de la superficie de fisura.

La fisura se propaga cuando la energía disponible, que proviene del trabajo de fuerzas externas y/o energía liberada internamente, activa los mecanismos para la creación de nuevas superficies.

Irwin definió la tasa de liberación de energía, G , como el cambio diferencial en la energía potencial derivado del crecimiento de la fisura. Constituye una medida de la energía disponible para un incremento de la extensión de fisura. La fuerza impulsora de fisura se define como la derivativa de un potencial.

De la expresión [10b], para espesor constante B , el diferencial de energía para la iniciación se normaliza por el área de fractura como:

$$G = \frac{1}{B} \left(\frac{dU_w}{da} - \frac{dU_{el}}{da} \right) = \frac{1}{B} \frac{d\Gamma}{da} \quad [15]$$

con $A = B da$, asumiendo un frente de fisura recto.

Considerando las expresiones anteriores, se demuestra que, para incrementos infinitesimales del área (longitud de fisura), se cumple la relación

$$G = \left(\frac{\partial \Pi}{\partial A} \right)_P = - \left(\frac{\partial \Pi}{\partial A} \right)_{\delta_{LLD}} \quad [16]$$

donde los subíndices P y δ_{LLD} indican que el incremento del área de fisura se produce manteniendo constantes la carga y el desplazamiento en la línea de carga, respectivamente.

G representa la energía por área unitaria de fractura disponible en un sólido solicitado mecánicamente, para la propagación infinitesimal de fisura y depende del material y la geometría (no del tipo de sollicitación aplicada)⁴⁸.

En forma general, se puede escribir:

$$G = G(P, a, \text{geometría}) \quad [17]$$

Una relación muy importante para los métodos experimentales, fue establecida por Irwin-Kies. Éstos estimaron G a partir del cambio en la flexibilidad de una probeta con la longitud de fisura. La calibración de G con la flexibilidad se realiza con las curvas carga-desplazamiento obtenidas ensayando probetas de longitudes de fisura diferentes, y es válida sobre un rango específico de longitud de fisura⁴⁹.

3.2. Análisis elástico no lineal (aproximación de elastoplástico)

En muchos casos, el análisis elástico lineal resulta demasiado conservativo al aplicarlo a la fractura de metales.

En un análisis elástico no lineal, la variación de la energía potencial se corresponde con la energía disipada cuando se generan nuevas superficies, tal que la energía disipada depende sólo de la carga y la longitud de fisura.

En los materiales elásticos (lineales y no lineales), la energía de deformación se libera totalmente con la descarga.

En cambio, en materiales elastoplásticos, gran parte de la energía de deformación absorbida no se recupera cuando se descarga la probeta, aunque no haya propagación.

La elasticidad no lineal provee una buena aproximación en problemas elastoplásticos cuando se consideran carga monotónica y resulta posible no tener en cuenta la historia de deformación.

Rice demostró que Integral J, utilizada por Eshelby, representa la tasa de liberación de energía en materiales elásticos en general (no sólo lineales)^{50,51}. En materiales elastoplásticos, sería más preciso referirse a una pseudo-tasa de liberación de energía.

Estrictamente para el caso de materiales elástico lineales se cumple que

$$J = G \quad [18]$$

En la Figura 12 se observa la diferencia entre la energía absorbida por materiales elásticos lineales y no lineales.

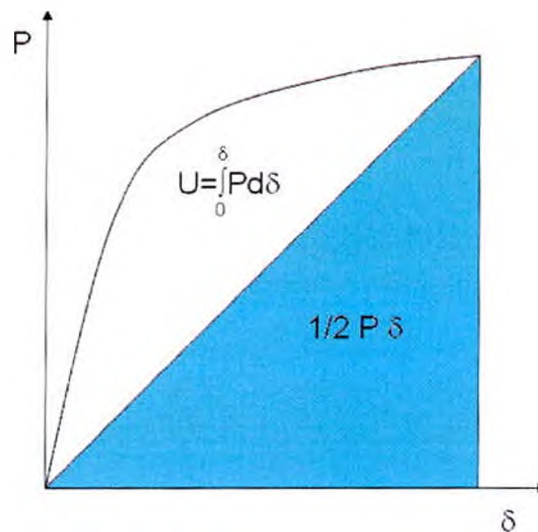


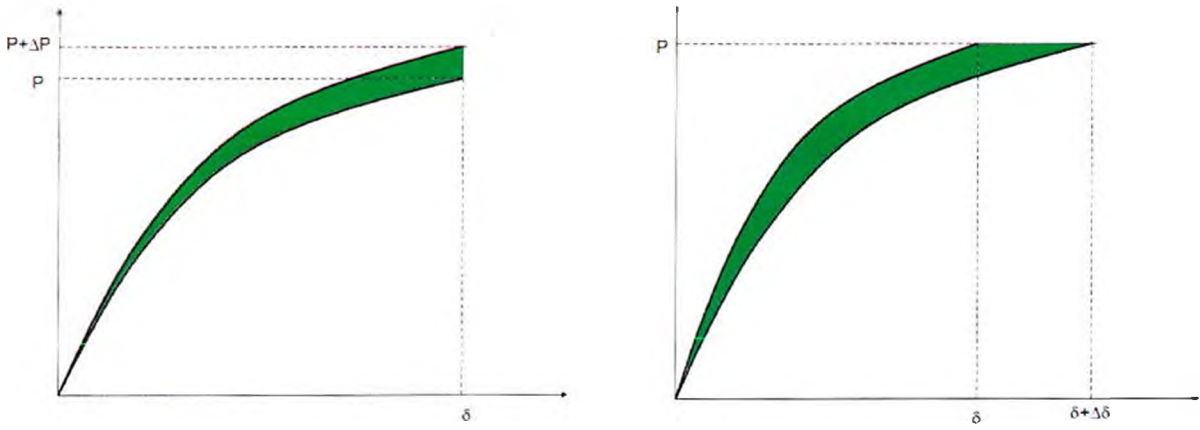
Figura 12.: Esquema de curvas carga desplazamiento de materiales elásticos, lineales y no lineales

Cuando se observa deformación inelástica, no son estrictamente válidos conceptos tales como densidad de energía de deformación y energía potencial. El material elástico no lineal almacena mayor cantidad de energía, aunque no está necesariamente disponible para la propagación. El proceso real es termodinámicamente irreversible.

Como no toda la energía absorbida está disponible para la propagación (hay trabajo plástico irreversible), en materiales elastoplásticos por lo general $G \ll J$.

Integral J representa la diferencia en la energía absorbida durante la carga por dos probetas que tienen longitudes de fisura diferentes en da . Esta interpretación energética se aplica en los procedimientos experimentales^{52,53,54}.

Si se considera un cuerpo isótropo elástico no lineal, de dimensiones infinitas en el plano y espesor B constante, con una fisura pasante (Figura 10), la curva carga-desplazamiento se esquematiza en la Figura 13.



(a) Desplazamiento constante

(b) Carga constante

Figura 13: Esquema para el cálculo de Integral J en un material elástico no lineal

En el análisis que sigue, asumimos que la propagación se atribuye exclusivamente a incrementos en carga (a desplazamiento constante) o en desplazamiento (a carga constante). En casos más generales, cuando la propagación es el resultado de la acción combinada de carga y desplazamiento, se obtienen resultados similares.

Para materiales elastoplásticos, la energía de deformación tendrá una componente plástica U_{pl} que no se recupera debido a que en parte se disipa y depende de la geometría.

Por lo tanto, el análisis elástico no lineal aplicado a la energía potencial en materiales elastoplásticos no es estrictamente válido.

De todas maneras, si consideramos una pseudo-energía potencial, asumiendo carga proporcional y monótonica, el balance de energías es similar al estudiado para materiales elásticos lineales:

$$\Pi = U_w - U_{el} + U_{pl} \quad \text{si se impone desplazamiento (carga constante)} \quad [19]$$

$$\Pi = U_{el} + U_{pl} \quad \text{si se impone carga (desplazamiento constante)} \quad [20]$$

Para carga constante, hacemos:

$$\Pi = -\int_0^{\delta} P(\delta_{LLD}, a) d\delta_{LLD} \quad [21]$$

Similarmente, para desplazamiento constante

$$\Pi = -\int_0^P \delta_{LLD}(P, a) dP \quad [22]$$

El cambio en pseudo-energía potencial $\partial\Pi$ se corresponde con una variación de longitud de fisura da . Para obtener el diferencial resulta, para carga constante:

$$d\Pi = -\int_0^{\delta_{LLD}} dP(\delta_{LLD}, a) d\delta_{LLD} \quad [23]$$

$$\frac{\partial \Pi}{\partial a} = \int_0^{\delta_{LLD}} \left[\frac{\partial P(\delta_{LLD}, a)}{\partial a} \right] d\delta_{LLD} \quad [24]$$

Por definición de Integral J para un cuerpo de espesor B

$$J = -\frac{1}{B} \left(\frac{\partial \Pi}{\partial a} \right)_{\delta_{LLD}} = -\frac{1}{B} \int_0^{\delta_{LLD}} \frac{\partial P(\delta_{LLD}, a)}{\partial a} d\delta_{LLD} \quad [25]$$

En forma similar, operando para desplazamiento constante

$$d\Pi = -\int_0^P [d\delta_{LLD}(P, a)]_P dP \quad [26]$$

$$\frac{\partial \Pi}{\partial a} = -\int_0^P \left[\frac{\partial \delta_{LLD}(P, a)}{\partial a} \right]_P dP \quad [27]$$

Para cuerpos de espesor B se cumple:

$$J = -\frac{1}{B} \left(\frac{\partial \Pi}{\partial a} \right)_P = \frac{1}{B} \int_0^P \frac{\partial \delta_{LLD}(P, a)}{\partial a} dP \quad [28]$$

Cuando la propagación de fisura tiende a cero, el cambio en la energía de deformación debida a un pequeño incremento en la longitud de fisura es el mismo, se produzca a desplazamiento o carga constante.

Entonces, se obtiene, en forma similar a [10], que:

$$J = -\frac{1}{B} \left(\frac{\partial \Pi}{\partial a} \right)_P = -\frac{1}{B} \left(\frac{\partial \Pi}{\partial a} \right)_{\delta_{LLD}} \quad [29]$$

Integral J puede estimarse analíticamente para geometrías y cargas sencillas. Sin embargo, en general no están disponibles expresiones analíticas para las funciones $P(\delta_{LLD}, a)$ y $\delta_{LLD}(P, a)$, que dependen de las propiedades tensión-deformación del material^{55,56}.

$$J = J(P, a, \text{geometría}, \xi, n) \quad [30]$$

donde ξ, n son parámetros de Ramberg-Osgood de la expresión [1].

3.3. Energía disipada

En un análisis alternativo, puede utilizarse la tasa de disipación de energía D , que se define como la cantidad de energía no reversible que se requiere para la extensión incremental de una fisura.

De igual manera que Integral J , contiene contribuciones irreversibles del trabajo externo necesarias para propagar la fisura un incremento Δa , por lo que D no es una propiedad del material, sino una propiedad estructural.

La energía disipada depende del material y la distribución de tensiones, que a su vez depende de las dimensiones (tamaño de probeta, geometría y longitud inicial de fisura) y el material.

En condiciones de Fluencia en Gran Escala la energía disipada depende del tamaño y la geometría, particularmente para grandes extensiones de fisura.

Para procesos cuasiestáticos, la tasa de disipación de energía puede evaluarse simplemente del área bajo la curva carga-desplazamiento utilizando las siguientes expresiones (ver Figura 17):

$$D = \frac{dU_{\text{diss}}}{dA} = \frac{d(U - U_{\text{el}})}{dA} = \frac{dU_{\text{pl}}}{dA} + \frac{d\Gamma}{dA} \quad [31]$$

Como no se pueden separar las contribuciones local y remota de la energía disipada, el trabajo "disipado" iguala al trabajo plástico total, que se calcula del área bajo la curva experimental carga-desplazamiento⁵⁷.

Como $dU_{\text{pl}} \gg d\Gamma$ durante la propagación estable, se puede escribir:

$$D = \frac{dU_{\text{pl}}}{Bda} \quad [32]$$

dU_{pl} es la pérdida de energía acumulada (local y remota), B el espesor, y a la longitud de fisura⁵⁸.

La expresión general quedaría:

$$D = D(P, a, \text{geometría}, \xi, n) \quad [33]$$

En el caso más general, la tasa de disipación de energía D puede relacionarse con G según la expresión

$$D = G + \frac{dU_{wp}}{B da} \quad [34]$$

donde dU_{wp} es la componente plástica del trabajo de las fuerzas externas.

Si no hay plasticidad, D es igual a G . El segundo término en [34] representa la componente inelástica de energía, que puede ser significativo aún en Fluencia en Pequeña Escala.

4. CURVAS J- RESISTENCIA

Los parámetros estudiados (G , K , Integral J) se aplican estrictamente a problemas con fisuras estacionarias.

Este análisis es adecuado para materiales de alta resistencia, que desarrollan limitada plasticidad antes de la falla por inestabilidad. En cambio, en materiales dúctiles se observa propagación estable, que se caracteriza porque la fisura avanza cuando se incrementa la carga y/o el desplazamiento aplicados.

La predicción de la propagación estable de una fisura se hace en base a la energía involucrada en el proceso.

Durante la propagación se mantiene un balance continuo entre la energía disponible en el sistema y la energía disipada (absorbida) durante la extensión de una fisura⁵⁹. Al aplicar un desplazamiento, el trabajo de las fuerzas externas se transforma en energía de separación y energía disipada plásticamente⁶⁰.

El balance de energía se complica cuando se observa plasticidad remota (que consume energía) y pérdida de confinamiento (que modifica tensiones y deformaciones locales). En general se asume que la tasa de disipación de energía es aproximadamente constante durante la propagación estable⁶¹.

El concepto de curva de resistencia fue propuesto por algunos investigadores en la década del sesenta, particularmente Wells y Kraft^{62,63,64}.

Las hipótesis utilizadas en los análisis asumían que:

- a) La resistencia durante La propagación estable puede expresarse en términos G (K) y/o Integral J para cada Δa
- b) Los resultados de laboratorio son transferibles a componentes/estructuras
- c) Durante la propagación la resistencia (tenacidad) aumenta

Durante la propagación, la energía disipada por deformación inelástica tiene contribuciones locales y remotas (además de la energía para el proceso de fractura). Para fractura dúctil, la deformación plástica domina en el frente de fisura y la resistencia aparente del material se incrementa cuando la fisura se propaga⁶⁵.

En condiciones de Fluencia en Pequeña Escala, el análisis de Irwin-Kies es correcto hasta la iniciación de fisuras preexistentes. Las curvas de resistencia representaban los niveles de K (calculado con la longitud de fisura corregida por plasticidad) contra Δa de la fisura

medida ópticamente. El estado de tensiones se asumía como tensión plana (bajo confinamiento).

La aplicación de la resistencia a la propagación de fisuras debe considerar las condiciones de confinamiento en la estructura/componente.

Para que la curva de resistencia sea propiedad del material se deben satisfacer condiciones de Fluencia en Pequeña Escala durante la propagación estable. Entonces:

- a) La propagación es un proceso continuo donde el tamaño y la forma de la zona de proceso permanecen aproximadamente constantes durante la propagación. Para una probeta donde la iniciación se produce en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala. El tamaño de la zona plástica es constante porque la propagación también se produce en Fluencia en Pequeña Escala.
- b) El estado de tensiones/deformación en el frente de fisura no variaría durante la propagación y la energía requerida para crear un área unitaria de fisura también es constante.

La curva de resistencia se define como una función creciente, que dependería únicamente de la propagación estable, Δa .

La fuerza impulsora depende del modo de aplicación de la sollicitación (control carga, control desplazamiento). La fuerza impulsora tiene que igualar la resistencia estructural para que la fisura crezca Δa , mientras que J-Deformación acumula el trabajo plástico^{66,67,68,69}.

Las curvas de resistencia quedan expresadas analíticamente según [35a, b y c]

$$G_R = G_R(\Delta a) \quad [35a]$$

$$K_R = K_R(\Delta a) \quad [35b]$$

$$J_R = J_R(\Delta a) \quad [35c]$$

Sobre la curva de resistencia se pueden obtener valores críticos (iniciación, inestabilidad).

En materiales dúctiles, para evaluar la resistencia a la propagación de fisuras en probetas de laboratorio, se utiliza como parámetro fractomecánico Integral J que no requiere condiciones de Fluencia en Pequeña Escala, aunque por definición, se aplica estrictamente a fisuras estacionarias.

Experimentalmente, sólo es relevante la interpretación energética de Integral J. Es un parámetro elástico no lineal que representa la tasa de liberación de energía hasta el inicio de la propagación estable en materiales elastoplásticos.

Rice introdujo el concepto de J-Deformación, que es una cantidad acumulativa que no representa la fuerza impulsora durante la propagación y se calcula a partir de la energía disipada^{70,71,72}. Incluye todos los procesos disipativos durante la propagación de fisura.

En el caso de los métodos basados en Integral J, como para todos los parámetros globales es necesario investigar la dependencia geométrica de las curvas J-Resistencia que se explica por diferencias en el confinamiento.

La geometría de las probetas controla el confinamiento (y su variación durante la propagación). La cuantificación del confinamiento durante la propagación no puede resolverse en base a consideraciones geométricas.

El material (*hardening*, mecanismos, microestructura) afectan el confinamiento efectivo durante la propagación.

La pérdida de confinamiento es difícil de tratar analíticamente y determina cambios en los micromecanismos de propagación⁷³. Durante la propagación dúctil hay interacción entre el endurecimiento por deformación, a/W , tamaño, módulo de desgarro inicial, etc.

En general, las condiciones de alto confinamiento de la plasticidad derivan en tensiones elevadas en el extremo de fisura, lo que reduce la resistencia a la propagación. El confinamiento elevado inhibe el flujo plástico y deriva en un elevado nivel de triaxialidad de tensiones. A su vez, promueve la fractura porque se requiere menos energía que la disipada por deformación plástica. Con bajo confinamiento, habrá más plasticidad y niveles más bajos de tensión en el extremo de fisura por lo que la resistencia a la propagación de fisuras es mayor.

El confinamiento se interpreta como la desviación del campo de tensiones con respecto al campo HRR. En la práctica, cuando hay pérdida de confinamiento, se mide elevada tenacidad/resistencia. Para determinar la resistencia *lower bound* se deben mantener condiciones de alto confinamiento/deformación plana (experimentalmente difícil).

Para relacionar los resultados de laboratorio con la performance estructural, es necesario cuantificar el confinamiento en componentes, que depende del material, la longitud de fisura, la geometría estructural y las condiciones de carga^{74,75}.

Idealmente se asume que:

- a) La fractura, desde la iniciación a la inestabilidad puede describirse con una relación única J-Resistencia, $J(\Delta a)$
- b) Durante la propagación y hasta la inestabilidad. se considera que el confinamiento se mantiene constante (estimado en condiciones de tensión y deformación plana). En esas condiciones se cumple que la propagación de la fisura está controlada por Integral J^{76,77}.
- c) La curva J-Resistencia es geoméricamente independiente, de manera que es posible evaluar estructuras y componentes en base a datos de laboratorio. Los métodos experimentales, utilizados en este trabajo, están basados en el balance de energía. El cumplimiento de requisitos de tamaño y dimensiones asegura condiciones de confinamiento elevado en el extremo de fisura^{78,79}.

La propagación dúctil es menos sensitiva a la pérdida de confinamiento que en fractura frágil.

4.1. Integral J – J Deformación

Para obtener experimentalmente la curva J-Resistencia, es necesario evaluar Integral J durante la extensión estable de fisura en términos de Δa .

$$J(P, \delta, \Delta a) = J_R(\Delta a) \quad [36]$$

Como la respuesta mecánica de los materiales elastoplásticos se aproxima a la correspondiente a materiales elásticos no lineales, la no linealidad en las curvas carga-desplazamiento se atribuye exclusivamente a la deformación plástica.

Rice desarrolló un método de probeta única, donde Integral J representa la tasa de disipación de energía basada en el trabajo elastoplástico obtenido de las curvas carga-desplazamiento en la línea de carga.

En la Figura 14 se observa un esquema de las probetas utilizadas, indicando el modo de carga.

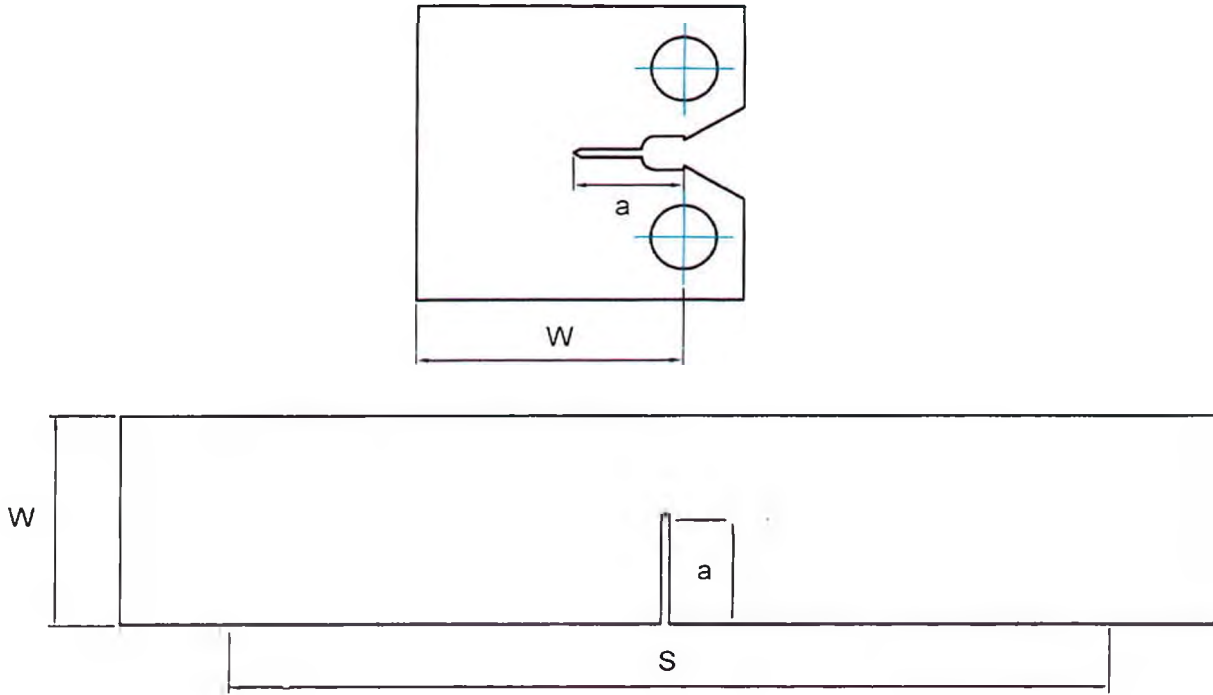


Figura 14: Esquema de probetas

El estado de tensiones/deformaciones en el frente de fisura (lo mismo que la plasticidad) son diferentes de los observados en fisuras estacionarias. Cuando las probetas satisfacen los requerimientos de ESIS/ISO/ASTM en el inicio predominan las condiciones de deformación plana.

La energía absorbida durante el ensayo se normaliza obteniendo el trabajo total por unidad de área de ligamento para probetas con espesor B y ligamento inicial b_0 . La expresión aplicada es la siguiente:

$$J_R(a_0) = \frac{\eta_0 U_{(i)}}{b_0 B_N} \quad [37]$$

con $b_0 = W - a_0$, B_N espesor normalizado (si no hay entalla lateral $B = B_N$), U es el área bajo la curva para el desplazamiento (i).

El parámetro η_0 es una constante geométrica que depende del tipo de probeta y la longitud de fisura. En nuestro trabajo tomamos $\eta_0 = 2$ para SE(B) y $\eta_0 = 2 + 0,522 (1 - a_0 / W)$ para C(T).

La determinación del factor η_0 es un tema clave en la determinación experimental de Integral J. Inicialmente se estimaban a partir de análisis de carga plástica límite, posteriormente mediante el Método de Elementos Finitos (FEA)^{80,81,82}.

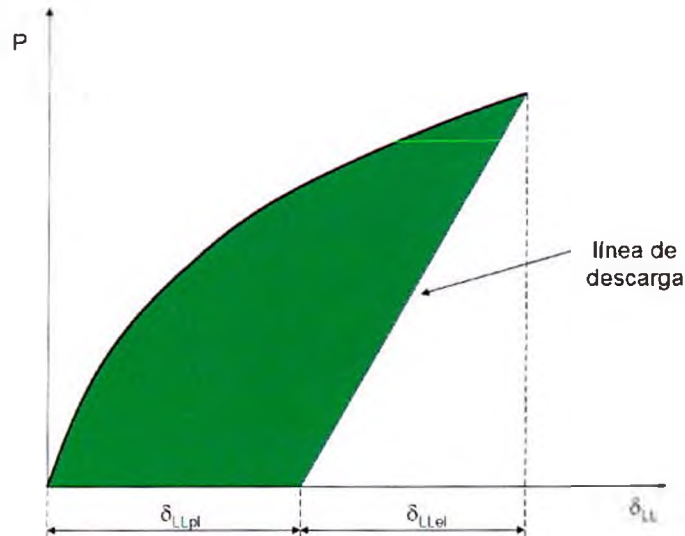


Figura 15.: Esquema mostrando el área utilizada en el cálculo de la componente plástica de Integral J

De acuerdo con el principio de separabilidad de carga, la capacidad de carga de una probeta estará en función del desplazamiento plástico^{83,84,85}.

Turner y Sumpter propusieron calcular a partir de componentes elástica y plástica para asegurar consistencia cuando Integral J se aplica cerca de las condiciones de LEFM⁸⁶. La expresión [37] no es precisa cuando la componente elástica es grande respecto de la plástica.

A los efectos del cálculo $\eta_{pl} = \eta_0$ y se considera la componente plástica U_{pl} del área bajo la curva, Figura 15. Los registros durante el ensayo son $P_{(i)}$, $\delta_{LLD(i)}$ y las dimensiones de la probeta (Figura 14).

Las expresiones para evaluar Integral J según sus componentes elástica y plástica son las siguientes:

$$J_R = \frac{K_{I(i)}^2}{E(1-\nu^2)} + \frac{\eta_{pl}}{B(W-a_0)} U_{pl(i)} \quad [38]$$

Para probetas SE(B)

$$K_{I(i)} = \frac{P_{(i)} S}{(B B_N)^{0.5} W^{1.5}} g_1 \left(\frac{a_0}{W} \right) \quad [39]$$

$$g_1 \left(\frac{a_0}{W} \right) = \frac{3 \left(\frac{a_0}{W} \right)^{0.5} \left[1.99 - \left(\frac{a_0}{W} \right) \left(1 - \frac{a_0}{W} \right) \left(2.15 - 3.93 \left(\frac{a_0}{W} \right) + 2.7 \left(\frac{a_0}{W} \right)^2 \right) \right]}{2 \left(1 + \frac{2 a_0}{W} \right) \left(1 - \frac{a_0}{W} \right)^{1.5}} \quad [40]$$

Para probetas C(T)

$$K_{I(i)} = \frac{P_{(i)}}{(B B_N)^{0.5} W^{0.5}} g_2 \left(\frac{a_0}{W} \right) \quad [41]$$

$$g_2 \left(\frac{a_0}{W} \right) = \frac{\left(2 + \frac{a_0}{W} \right) \left[0.886 + 4.64 \left(\frac{a_0}{W} \right) - 13.32 \left(\frac{a_0}{W} \right)^2 + 14.72 \left(\frac{a_0}{W} \right)^3 - 5.6 \left(\frac{a_0}{W} \right)^4 \right]}{\left(1 - \frac{a_0}{W} \right)^{1.5}} \quad [42]$$

Landes comprobó las estimaciones de Integral J para probetas convencionales de fractura C(T) y SE(B), llegando a la conclusión que expresiones basadas en la energía total absorbida durante los ensayos conducen a buenos resultados para probetas con una relación a/W adecuada⁸⁷.

En los casos estudiados [37] y [38] se evalúan sin corrección por propagación.

4.2. Control por Integral J

Integral J define la amplitud del campo de tensiones/deformaciones en el frente de fisuras estacionarias hasta el inicio de la propagación, en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala y/o de Fluencia en Gran Escala. Para carga monotónica cuasiestática, el campo HRR domina en la zona plástica en un dominio anular en tanto la zona de deformaciones finitas no sea grande respecto del dominio de Integral J. Las tensiones/deformación dependen del tamaño y la geometría en condiciones de Fluencia en Gran Escala.

No están disponibles expresiones analíticas para el estado de tensión-deformación de una fisura propagante para probetas de dimensiones finitas en materiales con endurecimiento por deformación. El tamaño de la zona plástica y la amplitud de la singularidad varían durante la propagación⁸⁸.

Por lo tanto, cuando se inicia la propagación, se pierde la base teórica para calcular Integral J. Sin embargo, es razonable suponer que el estado de tensiones/deformaciones al inicio influye en la propagación subsiguiente para carga cuasiestática⁸⁹.

La dependencia de las curvas J-Resistencia con la geometría se explica alternativamente por la propagación no controlada por Integral J y/o la variación del confinamiento durante la propagación. La variación del confinamiento se contempla estableciendo requerimientos de tamaño y geometría para las probetas.

Hutchinson y Paris introdujeron el concepto de propagación controlada por Integral J. Cuando avanza la fisura, se tienen zonas de descarga elástica y una zona de proceso donde ocurren los mecanismos locales de fractura y carga plástica no proporcional.

Durante la propagación, el campo HRR caracteriza las tensiones/deformaciones en el frente de la fisura cuando la zona plástica es pequeña respecto de Δa , considerada como dimensión significativa.

Las ecuaciones del campo HRR se satisfacen cuando la región de carga no proporcional está bien contenida en la región dominada por la singularidad de Integral J. La extensión de la propagación estable controlada por Integral J depende del tipo y nivel de carga, tamaño y geometría de la probeta y propiedades mecánicas (particularmente nivel de endurecimiento por deformación)^{90,91}.

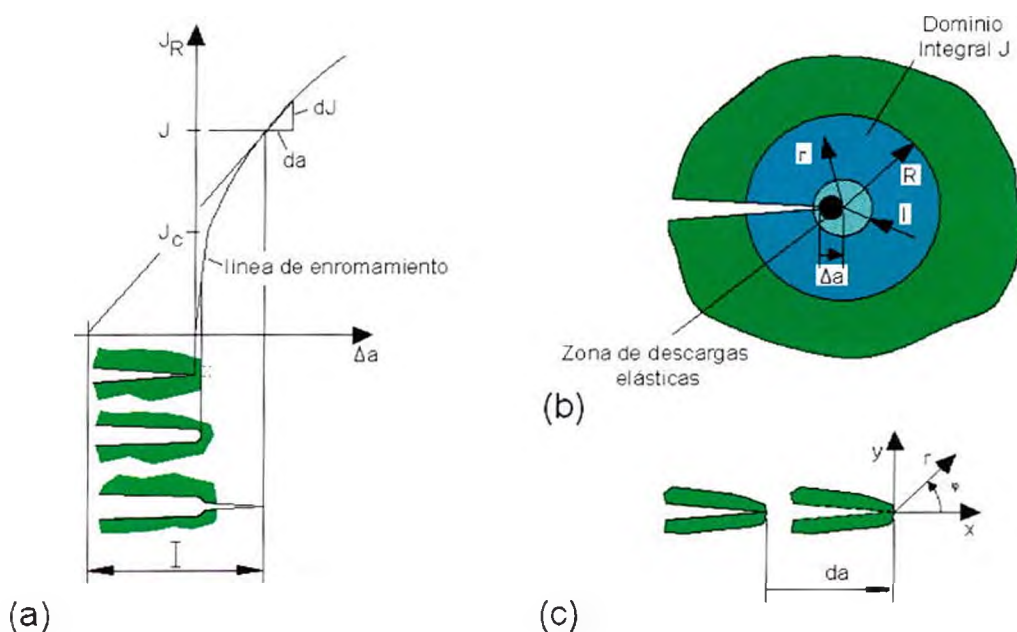


Figura 16: Zonas adyacentes al extremo de una fisura que se propaga en forma estable

En la Figura 16 se representan las regiones características para un material elastoplástico en el extremo de una fisura que se propaga.

Las condiciones para que la propagación esté controlada por Integral J se resumen en las siguientes:

- 1) La zona de proceso debe permanecer pequeña comparada con el campo HRR.
- 2) La extensión de fisura debe estar incluida en el campo HRR. Como el tamaño R del campo HRR es una fracción de la zona plástica y del ligamento remanente se

puede escribir: $\frac{\Delta a}{b} \ll 1$

- 3) Carga proporcional en la zona que rodea la zona de proceso. En consecuencia en forma simultánea a un incremento de Integral J y Δa , se debe incrementar la deformación que es proporcional a dJ . Si esto se cumple, el campo HRR es proporcional a Integral J y es independiente de la longitud de fisura. La desviación de carga proporcional debe ser insignificante si se cumple la siguiente condición:

$$\frac{dJ_R}{J} \gg \frac{da}{r}$$

La coordenada polar r está limitada por el tamaño R del campo HRR, que a su vez está limitado por el tamaño del ligamento b , $r < R < b$

Introduciendo un parámetro ω , se puede escribir $\omega = \frac{b}{J} \frac{dJ_R}{da} \gg 1$

Se introduce el concepto de T (Módulo de Desgarro) que permite el análisis de la estabilidad relativa de fisuras que se propagan.

Shih demostró que Integral J puede utilizarse para caracterizar el proceso de propagación de fisuras, simplemente con una limitación en la propagación⁹²:

$$\Delta a = \psi(W - a_0) = \psi b_0 \quad [43]$$

ψ varía para cada material y modo de carga.

Cuando la propagación es mayor, el valor de Integral J depende de la geometría y además varía para cada tipo de probeta.

Debe observarse sin embargo, que los criterios de Hutchinson y Shih no son equivalentes, siendo el segundo es mucho más restrictivo.

Si se satisfacen las condiciones, la probeta es suficientemente grande para que Integral J controle las tensiones y deformaciones.

La propagación en condiciones de tensión plana no está tan analizada, pero puede afirmarse que las restricciones en la extensión de fisura controlada por Integral J es mucho menor⁹³.

4.3. Análisis de tasa de disipación de energía

La tasa de disipación de energía D permite un planteo del balance de energía hasta la predicción de la inestabilidad. A diferencia de Integral J, retiene el concepto de fuerza impulsora de fisura, y se aplica a cualquier material, espesor y extensión de fisura⁹⁴.

En los ensayos D_R se mide calculando la D aplicada de la misma manera que en las curvas J-Resistencia. No se observa un aumento de tenacidad con la propagación.

Tiene las mismas unidades que Integral J, y caracteriza el incremento de trabajo inelástico para el incremento unitario de la extensión de fisura⁹⁵. Sin embargo, depende de las dimensiones y la extensión de fisura. Se debe evaluar cuantitativamente la dependencia con la geometría.

Se puede escribir:

$$D(P, \delta, \Delta a) = D_R(\Delta a) \quad [44]$$

En la Figura 17 se esquematiza la obtención de la curva D-Resistencia.

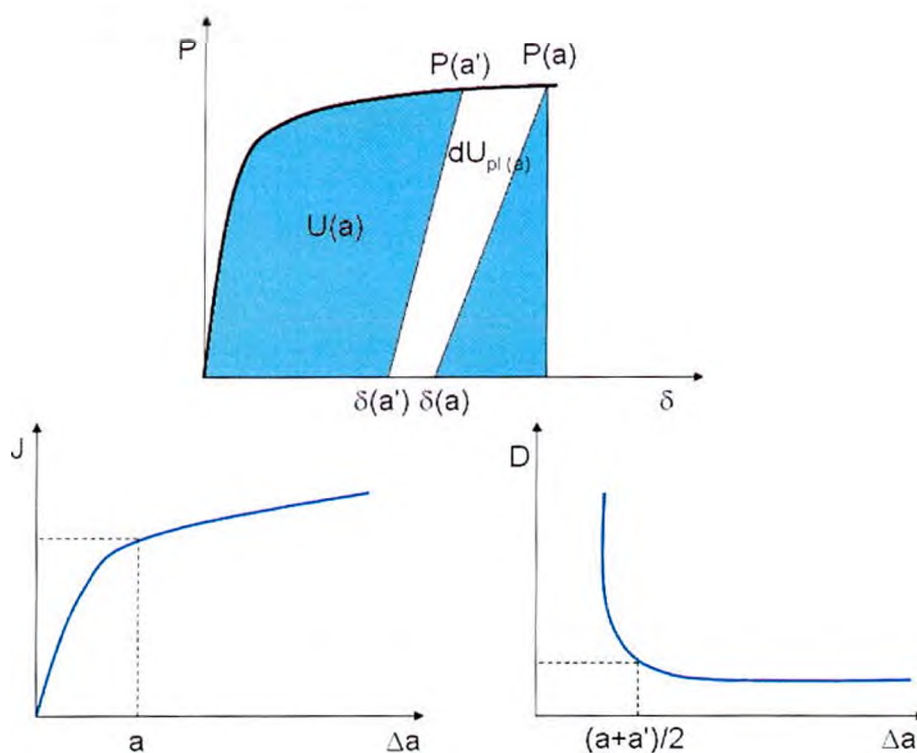


Figura 17: Esquema comparando la determinación de las curvas D-Resistencia y J-Resistencia

En las Figuras 18 se observa esquemáticamente el cálculo de la energía disipada asociada a la propagación estable en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala y Fluencia en Gran Escala.

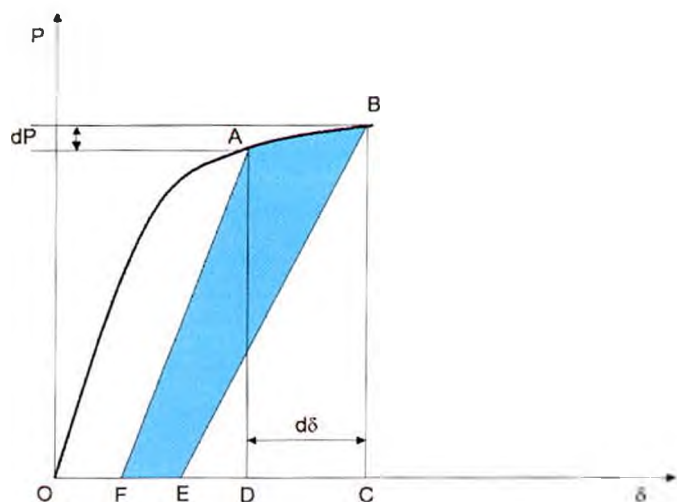


Figura 18 a): Energía disipada durante la propagación en Fluencia en Pequeña Escala

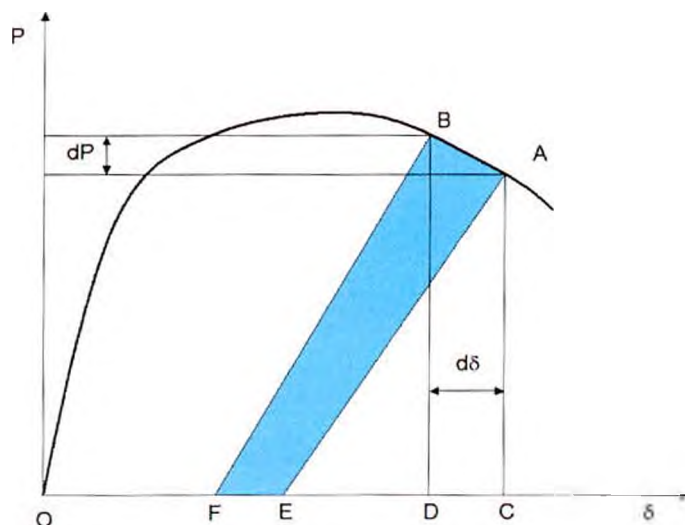


Figura 18 b): Energía disipada durante la propagación en Fluencia en Gran Escala

Los cambios en la energía durante la propagación estable en Fluencia en Pequeña Escala (antes de la carga límite plástica) y en Fluencia en Gran Escala (después de la carga límite plástica)⁹⁶.

Turner y Kolednik presentaron en forma esquemática una curva $D_R(\Delta a)$ típica, donde la iniciación se produce cerca de la carga máxima. Se puede ajustar como una función exponencial decreciente. Se observa que la tasa de disipación de energía plástica, luego de una transición, es constante.

Las curvas D-Resistencia decrecen monótonicamente de un valor inicial, D_0 , y después de una transición, se aproximan a un valor estacionario, D_∞ ⁹⁷.

Responden a la expresión siguiente:

$$D_R = D_\infty \left(1 + \alpha \exp \left[-\lambda \frac{\Delta a}{W} \right] \right) \quad [45]$$

Son tres parámetros que tienen interpretación física $D_\infty, \lambda, \alpha$.

En la Figura 19 se esquematiza la curva D-Resistencia.

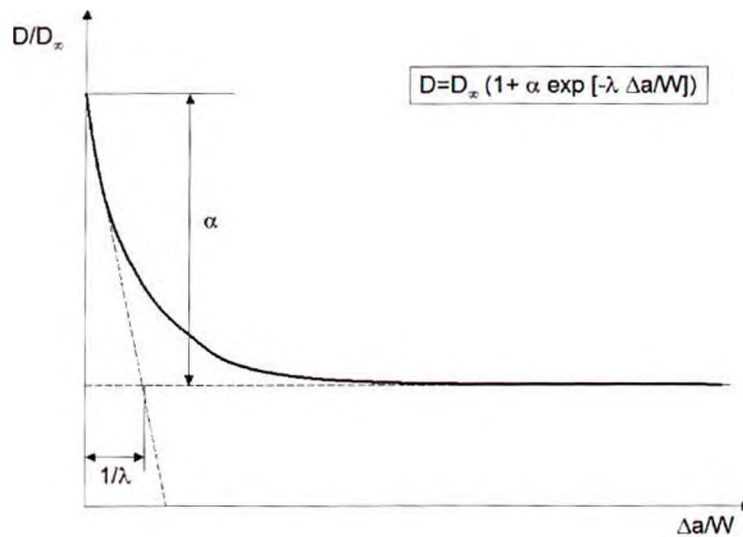


Figura 19: Esquema de la curva D-Resistencia

El parámetro λ describe la tasa de caída del valor inicial D_0 al valor estacionario D_∞ .

$$\lambda = \frac{W}{D_\infty - D_0} \left. \frac{dD_R}{da} \right|_{\Delta a=0} \quad [46]$$

La determinación del valor inicial, D_0 , es incierta porque el inicio de la propagación está combinado con enromamiento en el frente de fisura.

El parámetro α determina el valor inicial $D_0 = D (\Delta a = 0)$ de acuerdo con la expresión:

$$\alpha = \frac{D_0}{D_\infty} - 1 \quad [47]$$

El valor estacionario D_∞ es la "*crack propagation energy*". Es el parámetro que permite la extrapolación de curvas de resistencia más allá del valor medido en los ensayos. Se alcanza superada una transición (donde se observan *tunneling*, *crack tip necking*, *shear lip formation*)⁹⁸.

El valor estacionario D_∞ puede ser afectado por la velocidad de deformación y la temperatura, pero es esencialmente una propiedad estructural del material.

Se pueden relacionar D y la parte plástica de Integral J ^{99,100,101}.

$$D_R = \frac{b_0}{\eta} \frac{dJ_R}{d(\Delta a)} \quad [48]$$

$$D_R = \left(\frac{W - a_0}{\eta} \right) \frac{dJ_{pl}}{da} + J_{pl} \frac{\gamma}{\eta} \quad [49]$$

En este trabajo utilizamos la expresión [48] aunque el segundo término en la expresión [49] puede ser significativo.

Para probetas, C(T) y SE(B), se utilizan los factores geométricos de ASTM. En este sentido, de acuerdo con Sumpter, para la expresiones [48] y [49] asumimos J_{pl} es una buena aproximación de J_R , particularmente para relaciones da/b usuales.

Se postula que D_R puede transformarse en propiedad del material por escalamiento geométrico¹⁰². Si el estado de deformación y el tamaño de la zona plástica no cambian durante la propagación por lo que se trata de un parámetro que caracteriza la propagación estable¹⁰³. Para eliminar la dependencia geométrica se define un factor normalizador:

$$\bar{D}_R (\Delta a) = \frac{D_R (\Delta a)}{D_{REF}} \quad [50]$$

$$D_{REF} = \sigma_{YS} (W - a_0) \frac{\sigma_{YS}}{E} f_Y (a_0 / W) \quad [51]$$

donde $f_Y (a_0 / W)$ es una función geométrica que se calcula como el cociente entre la carga límite (plástica) para el componente fisurado y la carga de fluencia (sin fisura)

considerando la misma sección neta. La expresión [51] es válida para probetas *fully yielded*.

Para probetas C(T) y SE(B) se puede escribir:

$$f_Y = \frac{P_Y}{P_0} = \frac{P_Y}{\sigma_{YS} B (W - a_0)} \quad [52]$$

Las soluciones para la carga límite plástica están disponibles en la bibliografía para las condiciones de tensión plana y deformación plana.

En probetas en condiciones de Fluencia en Gran Escala, los valores relativos de D_R obtenidos de probetas similares son geoméricamente dependientes, permitiendo analizar cualitativamente los materiales en términos de su resistencia al desgarro.

5. PROCEDIMIENTOS ESTANDARIZADOS

Los procedimientos para la determinación de curvas J-Resistencia fueron desarrollados con probeta múltiple. Distintas organizaciones han establecido procedimientos estandarizados, entre los que podemos mencionar a los siguientes: ESIS P2-92, ASTM E1820, ISO 12135^{104,105,106}. Además, existen otros procedimientos más integrados donde se combinan todos los parámetros disponibles. Uno de los más completos es el EFAM GTP 02¹⁰⁷.

Los materiales se caracterizan mediante la resistencia a la iniciación de fisura (asegurando condiciones *lower bound*) sin considerar el efecto del confinamiento, que de por sí es difícil de definir.

Al trabajar con curvas de resistencia conservativas, el análisis estándar puede ser demasiado conservativo en las aplicaciones donde el modo de carga predominante es tracción (no flexión) y los espesores relativamente bajos.

Los métodos estandarizados de probeta única utilizan expresiones desarrolladas para fisuras estacionarias, aplicando correcciones por propagación para medir la resistencia durante la propagación estable.

Los procedimientos se implementan en probetas que están diseñadas para evaluar la resistencia a la propagación permitiendo extensiones de fisura muy limitadas. En algunos casos, mediante entallas laterales, se favorecen condiciones de deformación plana y se reduce la variabilidad.

Los métodos de probeta única permiten evaluar la variabilidad de los materiales mientras que la curva de resistencia obtenida con múltiples probetas representa propiedades promedio.

Los procedimientos estándar son similares, en revisiones publicadas por Joyce se presentan la explicación de la determinación propuesta para los parámetros de resistencia a la propagación^{108,109}.

En este trabajo seleccionamos algunos aspectos experimentales puesto que si bien seguimos en lo posible ESIS/ISO es necesario detallar las elecciones adoptadas.

6.3.a) Selección de probetas.

Las probetas utilizadas en este trabajo son compacta C(T) y flexión en tres puntos SE(B), con dimensiones proporcionales al espesor disponible, esquematizadas en la Figura 15.

Para obtener curvas de resistencia conservativas las probetas se diseñaron para mantener alto confinamiento, tanto al inicio como durante la propagación de la fisura¹¹⁰.

La tenacidad depende de la orientación relativa de la superficie de fractura con la dirección de laminación, y también varía con la textura inducida en los granos por laminado o extrusión. En este trabajo se utilizaron probetas de baja tenacidad, codificadas como T-L siguiendo ASTM E399.

En la Figura 20 se observan probetas sin y con entalla lateral (a) y (b) respectivamente.



Figura 20: Vista de probetas ensayadas

Con entallas laterales se inducen condiciones de deformación plana en el frente de fisura, aunque inciden las características microestructurales y (fundamentalmente) los mecanismos que operan durante la propagación de las fisuras.

6.3.b) Velocidad de carga. Se impone desplazamiento

Las curvas carga-desplazamiento se obtienen aplicando una sollicitación cuasiestática controlada por desplazamiento. Las curvas con sollicitación por carga o desplazamiento son similares hasta carga máxima. El ensayo continúa hasta que el desplazamiento es suficiente para caracterizar la resistencia y eventualmente la fractura por inestabilidad.

Se toman registros de carga y desplazamiento en la línea de carga (o desplazamiento que se pueda relacionar con él).

Para determinar Integral J es preciso medir el desplazamiento en la línea de carga, δ_{LLD} . En las probetas C(T) se puede colocar el *clip gauge* correctamente, mientras que no es así en las probetas SE(B) donde se mide el desplazamiento en la boca de la fisura δ_{CMOD} ¹¹¹. Cualquiera de estas medidas de desplazamiento puede utilizarse en la medición de fisura con el método de flexibilidad elástica.

En la bibliografía se encuentran relaciones entre ambos desplazamientos, válidas para un rango importante de propagación¹¹².

6.3.c) Cómo evaluar la longitud de fisura

En problemas bidimensionales, la fisura se caracteriza únicamente por su longitud. Se asumen fisuras de frente plano, aunque en la práctica, los frentes de fisura son irregulares. La longitud de fisura se mide físicamente por medios ópticos/digitales, la extensión de fisura se revela mediante teñido térmico (aceros) o marcado por fatiga (aluminio).

En materiales dúctiles, la fuerza impulsora no es uniforme (y/o una resistencia no uniforme) en el frente de fisura, presentando *tunneling*^{113,114}. Éste se observa también en la prefisuración. Cuando la fisura es irregular, la longitud de fisura efectiva se obtiene promediando subjetivamente. James y Newman estudiaron el efecto del *tunneling* en las curvas carga-extensión de fisura y proponen que el promedio es adecuado como longitud efectiva después de la carga máxima, mientras que se “sobrecorriges” al inicio¹¹⁵.

En los métodos de probeta única, la longitud de fisura debe medirse indirectamente durante los ensayos. El método más utilizado es la flexibilidad elástica, propuesto por Clarke. La flexibilidad $C_{(i)}$ se define como la inversa de la pendiente de la parte de descarga elástica de la curva carga-desplazamiento.

Durante el ensayo se descarga parcialmente a determinados niveles de desplazamiento, al medir las pendientes de la curva en las descargas, se verifica que la rigidez de la probeta disminuye (y la flexibilidad aumenta). El cambio se atribuye al crecimiento de la fisura. Se requieren hasta 25 mediciones para obtener la curva de resistencia completa, como se indica en la Figura 21.

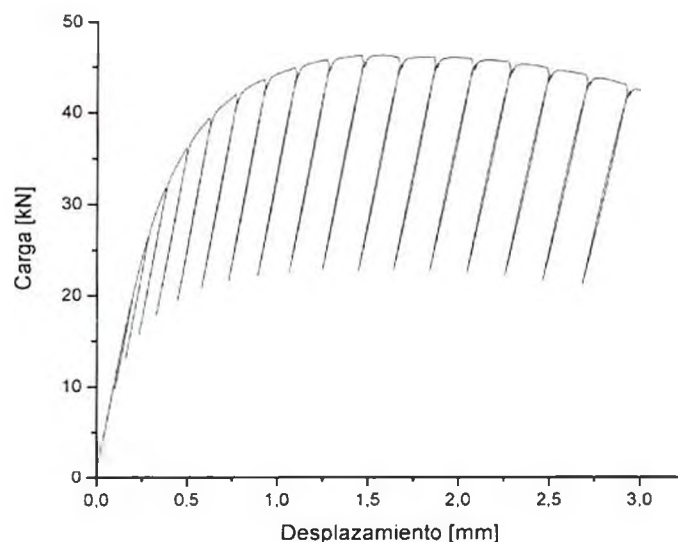


Figura 21: Esquema de aplicación del método de la flexibilidad elástica

Para una geometría dada de probeta, la relación entre la flexibilidad y la longitud de fisura normalizadas es única¹¹⁶. Las formas funcionales para SE(B) y C(T) de la longitud de fisura normalizada $a_{(i)}/W$ y la flexibilidad normalizada U_x están dadas en las normas ASTM y ESIS/ISO.

La flexibilidad elástica requiere que los materiales tengan una respuesta elástica en la descarga, lo que excluye a muchos materiales de interés tecnológico como los polímeros. No funciona bien en materiales de tenacidad elevada y tampoco es aplicable en condiciones de alta velocidad de carga, alta temperatura o ambiente agresivo.

La flexibilidad es inexacta para probetas SE(B) cuando la fisura se extiende relativamente mucho (particularmente para los materiales dúctiles). La presencia de un frente no plano indica requerimientos específicos para medición de la longitud de fisura por el método de flexibilidad. Con la curvatura decrece la flexibilidad de la probeta (este efecto es mayor cuanto mayor es la longitud de fisura)¹¹⁷.

En la Figura 22 se observa que la longitud de fisura se mide como promedio de nueve mediciones.

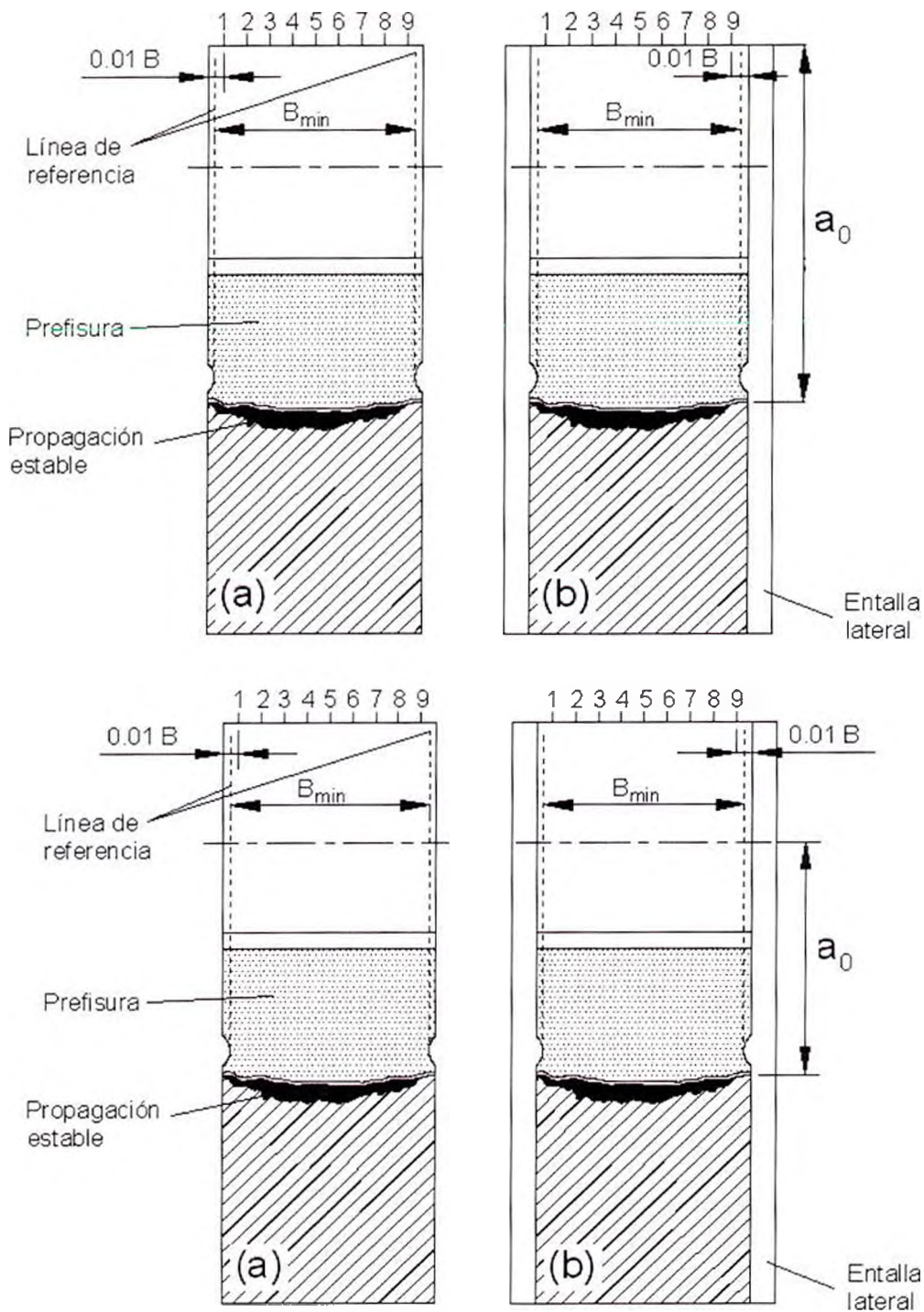


Figura 22: Esquema de superficie de fractura en probetas C(T) b) Ídem en probetas SE(B)

Se introducen varios errores: la transferencia de carga de la máquina entre dispositivo y probeta, las propiedades elásticas del material, etc. Con la flexibilidad se miden fisuras mayores que las reales¹¹⁸.

Como alternativa a la flexibilidad elástica, se dispone de procedimientos alternativos, tanto para ensayos cuasiestáticos como de fatiga¹¹⁹.

El uso del método de caída de potencial está limitado a materiales conductores, otros materiales requieren la aplicación de un film conductor que replica la probeta. La obtención de la relación longitud de fisura se obtiene indirectamente mediante calibración analítica, numérica y/o experimental^{120,121}.

Otros métodos factibles son emisión acústica y ultrasonido. Estos métodos tienen dificultades específicas: usualmente no se aplican en metales, y en todo caso a longitudes de fisura relativamente grandes (mayores a 1 mm). No es sencillo identificar las distintas posibilidades de daño mecánico con la longitud de fisura^{122,123,124,125}.

6.3.d) Corrección por propagación

El ensayo de curvas J-Resistencia, en el caso más general, requiere una corrección debido a que el trabajo total absorbido por la probeta, con una fisura estacionaria es menor que el observado cuando se propaga la fisura. Además hay que considerar que el factor η_0 sólo es válido para fisuras estacionarias.

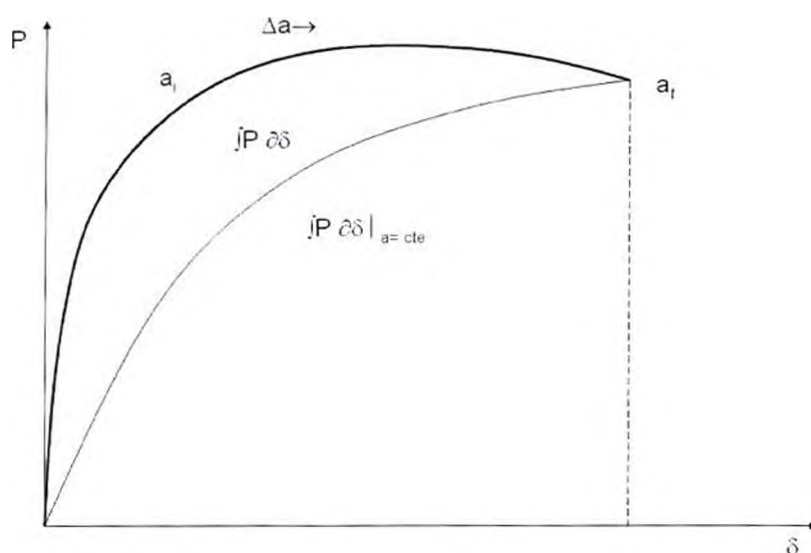


Figura 23: Esquema de la corrección por propagación

La diferencia entre el área total y la correspondiente a una fisura estacionaria de longitud específica se esquematiza en la Figura 23.

Para la determinación de Integral J durante los ensayos, se mide el área total pero se requiere el área efectiva^{126,127}.

Las correcciones por propagación están estandarizadas. En este trabajo seguimos la corrección propuesta por ESIS/ISO, que es aplicable a ensayos de probeta única y probeta múltiple.

$$J_0 = \frac{\eta_0 U_{(i)}}{b_0 B_N} \quad [53]$$

$$J_{(i)} = J_0 \left[1 - \frac{(0,75 \eta_0 - 1) \Delta a}{b_0} \right] \quad [54]$$

6.3e) Ajuste de curvas de resistencia

Una vez determinada Integral J para cada Δa , es importante obtener una expresión analítica de las curvas de resistencia. Las distintas formas funcionales utilizadas en el ajuste se aplican en el rango correspondiente a propagación controlada por Integral J, que no pueden extrapolarse.

Entre los más utilizados mencionamos la ley logarítmica y lineal (ver expresiones siguientes).

$$\text{ASTM} \quad J_R = C1(\Delta a)^{C2} \quad [55]$$

$$\text{ISO (ESIS, EFAM)} \quad J_R = A1 \Delta a^{A2} + A3 \quad A1 \text{ y } A3 \geq 0 \quad 0 \leq A2 \leq 1 \quad [56]$$

$$\text{APÉNDICE 9 EFAM} \quad J_R = B1 \ln \Delta a + B2 \quad [57]$$

donde A1, A2, A3, B1, B2, C1 y C2 son constantes, sin significado físico.

Es necesario asegurar que los datos son independientes respecto de las dimensiones en el plano, por lo que el ajuste se aplica para datos que cumplen $\Delta a / (W - a_0) \geq 0,25$ o bien $0,15 \leq \Delta a \leq 1,5$.

Una temática importante para las curvas J-Resistencia es la extrapolación^{128,129}. En probetas más chicas se reduce el confinamiento. La transferibilidad es un problema de mini probetas a probetas estándar, de probetas estándar a componentes/estructuras. Ésta es necesaria para la aplicación de los métodos de integridad estructural¹³⁰.

6.3.f) Requerimientos geométricos para la validación de J_Q

Sobre la curva de resistencia, el inicio de la propagación J_Q se obtiene mediante la intersección del mejor ajuste de la curva de resistencia con la línea de enromamiento con un *offset* de $\Delta a = 0,1 \text{ mm}$.¹³¹ La pendiente de la línea de enromamiento depende de las propiedades del material: tensión de fluencia σ_{YS} , resistencia mecánica σ_{UTS} , endurecimiento¹³² y tiene la siguiente expresión según ESIS/ISO:

$$J = 3,75 \sigma_{UTS} \Delta a \quad [58]$$

Los procedimientos estándar estipulan requerimientos en la geometría y tamaño de la probeta, longitud de fisura inicial. Se establecen limitaciones en la carga aplicada y extensión de fisura. Las líneas de exclusión tienen la pendiente de la línea de enromamiento.

Los criterios de validez tienen por objetivo asegurar tamaño suficiente (para que Integral J caracterice el campo de tensión-deformación):

$$\Delta a_{\max} = 0,25 b_0 \quad [59]$$

$$J_{\max} = \frac{B \sigma_{YS}}{10} ; J_{\max} = \frac{b \sigma_{YS}}{10} \quad [60 \text{ a y b}]$$

Los requerimientos de validez no son estrictamente necesarios en el caso de que el espesor de las probetas sea el mismo del componente y la orientación del plano de la fisura puede modelarse adecuadamente.

6. CRITERIO DE FRACTURA

La fractura es una secuencia de eventos. En primer lugar se forma una zona plástica que, de acuerdo con el material (y la geometría) se extiende a parte (o la totalidad) del ligamento antes de que la fisura se inicie.

El inicio de la propagación es un proceso local se explica o bien porque el estado de tensiones/deformaciones es crítico en el frente de fisura o porque hay energía disponible para activar los procesos disipativos asociados a la fractura (deformación local, deformación remota).

Integral J es un parámetro que caracteriza las tensiones y deformaciones en el frente de fisura en un material elástico no lineal (en condiciones de tensión y/o deformación plana). A diferencia de K, depende del material (a través del exponente n de endurecimiento por deformación).

En materiales elásticos y fisuras estacionarias en un plano, con frente recto y en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala, los parámetros G, K_I e Integral J pueden utilizarse indistintamente. Se demuestra que en Modo I se cumple:

$$J_I = G_I = \frac{K_I^2}{E} \quad [61]$$

En materiales dúctiles, la expresión [61] se cumple hasta el inicio de la propagación estable. La energía necesaria para deformación y la creación de superficies de fractura se calcula a partir de la energía elástica y el trabajo realizado por las fuerzas externas.

G difiere numéricamente de Integral J por la acción de mecanismos disipativos al inicio y durante la propagación estable.

En la Figura 24 se esquematizan las condiciones para que los valores críticos de tenacidad (asociados con estados locales de tensión y deformación) puedan expresarse en términos de un único parámetro.

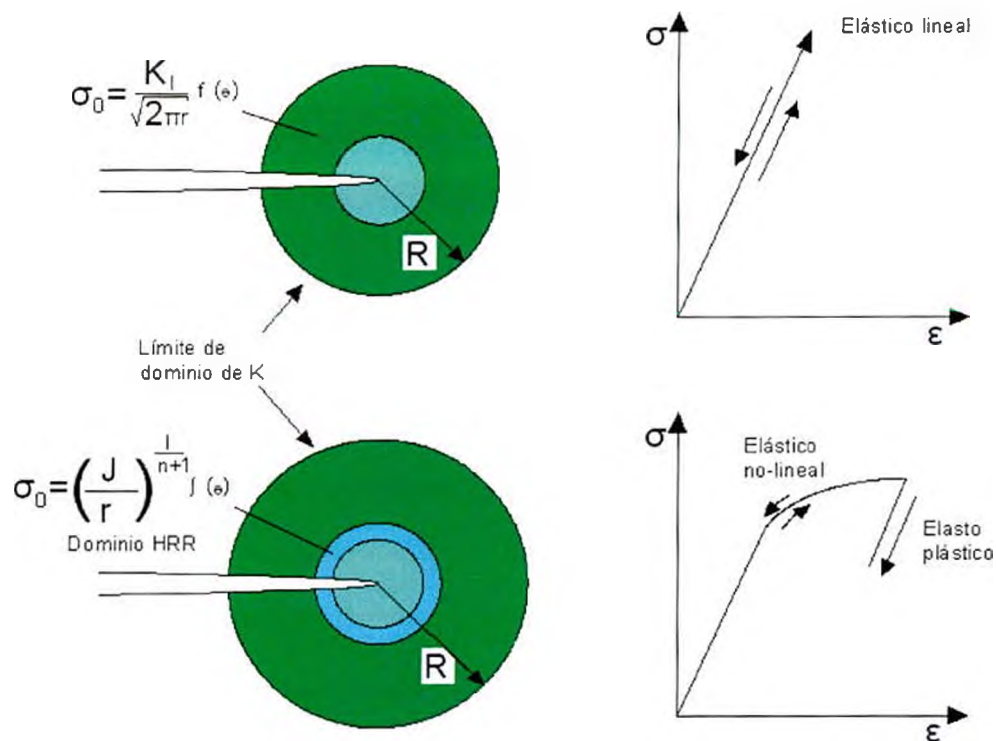


Figura 24: Esquemas donde el estado de tensiones-deformaciones queda expresado en términos de un único parámetro

Por el principio de autonomía, como la distribución de tensiones en el extremo de una fisura depende únicamente del factor K_I , dos fisuras con distinta geometría y configuración de carga pueden tener idénticos campos locales de tensión.

De acuerdo con el principio de autonomía, el material falla localmente, a determinadas combinaciones de tensión y deformación. El valor de la tasa de liberación de energía es prácticamente independiente si globalmente se tiene tensión o deformación plana.

Si la plasticidad está confinada, no hay deformación plástica remota respecto del plano de la fisura. Para probetas similares, pero de diferente tamaño, a partir de la energía global se obtendrá el mismo estado de tensiones (a través del espesor, depende del confinamiento).

En condiciones de Fluencia en Pequeña Escala, es de esperarse que la mayor parte del componente/estructura tengamos tensión plana aunque en la adyacencia de la fisura predominan condiciones de deformación plana.

La definición de criterios de falla, basada en la determinación de valores críticos, no asegura que los ensayos de laboratorio sean transferibles a situaciones de diseño.

En materiales dúctiles, particularmente cuando hay propagación estable, estos criterios deben revisarse ya que pueden obtenerse estimaciones no conservativas¹³³. La resistencia a la propagación es consecuencia de mecanismos a escala microestructural y depende sensiblemente de la geometría y configuración de carga, composición química, temperatura, velocidad de carga, estado de tensión.

El confinamiento es un parámetro que se relaciona con la extensión de la zona plástica asociada a una fisura que se propaga. El concepto confinamiento explica la dependencia de la tenacidad con la geometría y mide la desviación del estado de tensión/deformación con respecto al campo HRR^{134,135}. El confinamiento está relacionado íntimamente con la triaxialidad de tensiones¹³⁶.

6.1. Iniciación

La Mecánica de Fractura es una herramienta donde el criterio de falla se expresa en términos de fuerza impulsora contra resistencia a la propagación de fisuras. Ambos parámetros tienen carácter termodinámico¹³⁷.

El análisis elástico constituye la teoría Griffith-Irwin. En materiales elástico lineales (y en materiales elastoplásticos si el tamaño de la zona plástica es pequeño), se pueden utilizar los parámetros G y K (tasa de liberación de energía y factor de intensidad de tensiones, respectivamente) por [61].

Griffith establece que una fisura se extiende si la fuerza impulsora de fisura termodinámica, caracterizada por la tasa de liberación de energía G , es mayor o igual a la resistencia a la propagación de fisuras, G_C . En forma equivalente, Irwin definió que una fisura se propaga cuando el factor intensidad de tensiones K alcanza un valor crítico K_C .

Un análisis similar (y totalmente equivalente en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala) se puede realizar con base a Integral J , tasa de liberación de energía elástica no lineal. En este último caso, los procedimientos experimentales para la determinación del valor crítico son menos restrictivos puesto que su validez se extiende a Fluencia en Gran Escala.

Los procesos inelásticos complican el análisis, puesto que es necesario considerar factores como tamaño y geometría, además del endurecimiento por deformación.

El criterio de falla quedaría en cada caso, expresado como:

$$G(P,a) > G_c \quad [62]$$

$$K(P,a) > K_c \quad [63]$$

$$J(P,a,\delta) > J_c \quad [64]$$

En los ensayos estándar se aseguran al inicio condiciones de deformación plana y elevado confinamiento en el frente de fisura. La resistencia a la propagación medida en los ensayos tiene las características de *lower bound*. Se trata de identificar valores críticos G_c , K_c , J_c que correspondan a la iniciación de la propagación.

En probetas estándar, con materiales de relativamente alta resistencia y baja tenacidad, la inestabilidad se produce prácticamente con el inicio.

En Modo I, los valores críticos para fisuras estacionarias cargadas monotónicamente son G_{IC} , K_{IC} , J_{IC}

La fuerza impulsora puede obtenerse por análisis de tensiones, aunque se dispone de soluciones analíticas para configuraciones sencillas para deformación plana/tensión plana.

6.2. Inestabilidad

Los métodos para determinar curvas J-Resistencia no incluyen un procedimiento específico para identificar un punto que caracterice la inestabilidad del material, puesto que depende de la geometría y el tamaño. Sin embargo, la inestabilidad no se observa en los ensayos controlados por desplazamiento por lo que no es posible su determinación experimental salvo en ensayos plena escala.

La presencia de plasticidad afecta al mismo tiempo la energía entregada al sistema y la resistencia¹³⁸.

La inestabilidad depende de las características del material, la geometría y la configuración de la carga¹³⁹.

Los procedimientos para la determinación de la inestabilidad se basan en uno de los criterios siguientes:

- a) Tangencia
- b) Módulo de Desgarro
- c) Disipación de energía

a) Tangencia

Las funciones $G_R(\Delta a)$ ($K_R(\Delta a)$) y $J_R(\Delta a)$ representan la tasa de liberación de energía (energía para área unitaria) para crear nuevas superficies, aunque dependen de la geometría del componente. La inestabilidad se evalúa cuando se dispone de curvas de resistencia específicas^{140,141}.

El punto de inestabilidad se obtiene comparando las curvas representativas de la fuerza impulsora y la resistencia en el espacio $(G, K, J) - \Delta a$ por la condición de tangencia¹⁴².

Irwin define la inestabilidad de fractura por un valor crítico G_C , donde son tangentes la curva de resistencia y la fuerza impulsora.

En la Figura 25 se ilustra el procedimiento para determinar las condiciones de inestabilidad en términos de intensidad de tensiones y/o nivel de propagación.

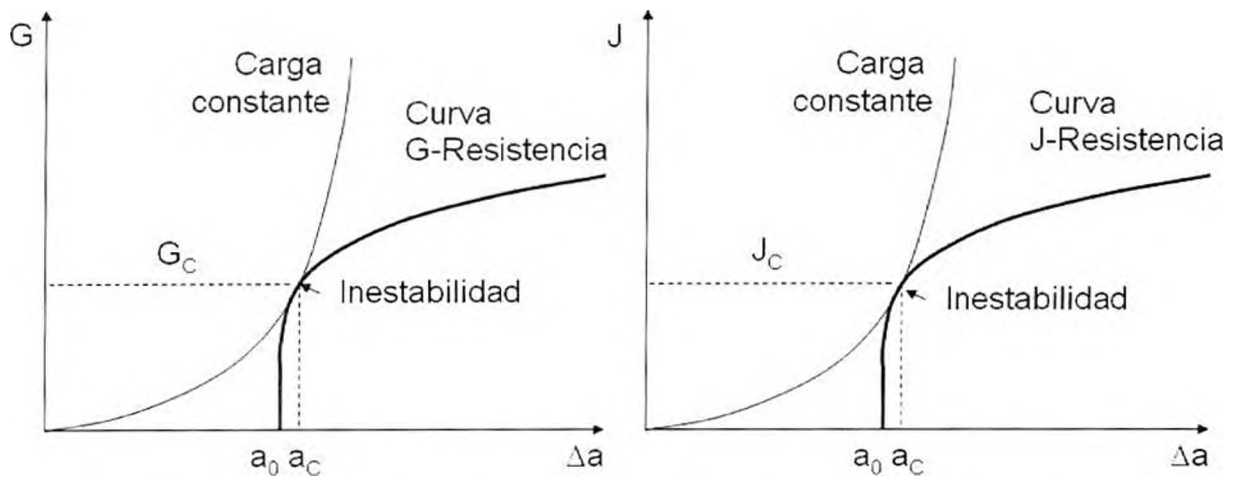


Figura 25: Esquema mostrando las condiciones de inestabilidad en el espacio $J - \Delta a$

Se puede escribir que durante la propagación estable se satisfacen simultáneamente las siguientes condiciones:

$$G(P, a) = G_R(\Delta a) \quad \frac{dG}{da} \leq \frac{dG_R}{da} \quad [65]$$

Durante la propagación estable se cumplen simultáneamente las expresiones (equivalentes en Fluencia en Pequeña Escala):

$$K(P, a) = K_R(\Delta a) \quad \frac{dK}{da} \leq \frac{dK_R}{da} \quad [66]$$

$$J_I(P, a, \delta) = J_R(\Delta a) \quad \frac{dJ}{da} \leq \frac{dJ_R}{da} \quad [67]$$

Estas expresiones no tienen interpretación física. G controla la amplitud del estado de tensiones/deformaciones en el frente de fisura y al mismo tiempo es la tasa de liberación de energía.

La amplitud del campo de tensiones/deformaciones en el frente de la fisura no es relevante, si en cambio la plasticidad que acompaña a la inestabilidad.

Desde que la curva G -Resistencia (K -Resistencia) es geoméricamente dependiente, el punto tangente G_C (K_C) también. Para un material dado, los resultados experimentales indican que tanto el valor máximo de G_C , como el valor *lower bound* G_{IC} , dependen del material y la temperatura de ensayo.

b) Módulo de desgarro

Paris estableció que la pendiente de la curva J -Resistencia es indicativa de la estabilidad relativa. Propuso un parámetro adimensional T (Módulo de Desgarro) que representa las derivativas tanto de la fuerza impulsora como de la resistencia y se calcula en base a las propiedades mecánicas. Se supone único para cada material¹⁴³.

$$T = \frac{E}{\sigma_{YS}^2} \left(\frac{dJ}{da} \right) \quad [68]$$

donde, dJ/da es la pendiente de la curva J -Resistencia ($J - \Delta a$) en el dominio de la propagación estable.

$$T_R = \frac{E}{\sigma_{YS}^2} \frac{dJ_R}{da} \quad [69]$$

donde dJ_R/da la resistencia del material al desgarro obtenida de la curva J -Resistencia del material.

También tiene interés el parámetro definido por Hutchinson ω , que define las condiciones en para que una fisura se propague satisfaciendo las condiciones de control por Integral J.

La propagación es inestable cuando

$$T(P, a, \delta, \sigma_{YS}, E, n) > T_R(\Delta a) \quad [70]$$

Las condiciones de inestabilidad en el espacio J – T se satisfacen cuando se intercepta la curva J – T_{apl} y la curva J – T_R del material¹⁴⁴, como se indica esquemáticamente en la Figura 26:

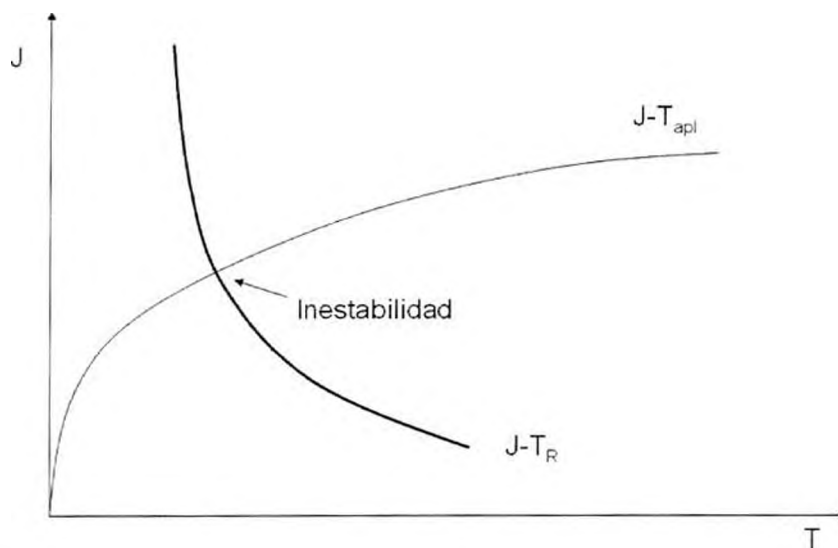


Figura 26: Esquema mostrando las condiciones de inestabilidad en el espacio J-T

Sin embargo, el análisis de la inestabilidad se realiza más frecuentemente con *Fracture Analysis Diagram* (FAD), tal que no se requiere la evaluación de las pendientes mencionadas¹⁴⁵.

La curva J – T_R es relativamente fácil de obtener en Fluencia en Pequeña Escala ya que la curva J-Resistencia depende únicamente de la extensión de la propagación. La extrapolación de las curvas J – T_R es frecuente en Ingeniería Estructural.

Si disponemos de la curva J-Resistencia, el análisis en el espacio J-T es relativamente sencillo. Supongamos, por ejemplo, que la curva J-Resistencia se ajusta mediante una ley potencial [55] con $\Delta a = a_{(i)} - a_0$:

$$J_R = C1(\Delta a)^{C2} \quad [71]$$

En las expresiones siguientes se presenta la definición del Módulo de Desgarro T y su relación con Integral J , nos queda

$$\frac{dJ_R(\Delta a)}{da} = C_1 C_2 (\Delta a)^{C_2-1} \quad [72]$$

El Módulo de Desgarro del material está dado por

$$T_R = \frac{E}{\sigma_{YS}^2} \frac{C_2 J_R}{(\Delta a)} = \frac{E}{\sigma_{YS}^2} C_2 C_1^{1/C_2} J_R^{(C_2-1)/C_2} \quad [73]$$

La curva correspondiente al Módulo de Desgarro aplicado no está definida en forma clara, aunque hay varias técnicas que varían según las aplicaciones.

c) Disipación de energía

El análisis de inestabilidad también puede realizarse en términos de la tasa de disipación de energía D . La propagación de fisura será estable en tanto se requiere incrementar la carga o el desplazamiento para que la tasa de disipación de energía D aplicada sea menor que la resistencia del material expresada por D_R .

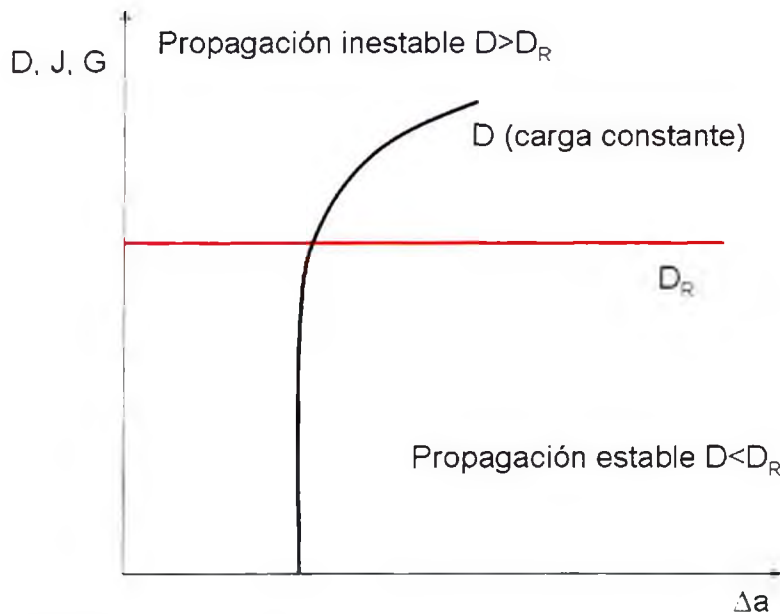


Figura 27: Esquema comparando las curvas J-Resistencia experimental y la derivada de suponer propagación estable en condiciones de Fluencia en Pequeña Escala

Como se observa esquemáticamente se observa en la Figura 27, la inestabilidad se produce cuando D excede D_R , dependiendo de la condición de aplicación de carga (control carga o desplazamiento).

Se puede escribir:

$$D(P, a, \delta) > D_R(\Delta a) \quad [74]$$

Durante la propagación estable D_R es aproximadamente constante.

Como medida global, la tasa de disipación de energía tiene los mismos inconvenientes que las curvas J-Resistencia, en cuanto a la dependencia con la geometría pero su extrapolación puede justificarse sin recurrir al criterio de tangencia ni suponer una variación de la resistencia a la propagación de fisura.

Es importante establecer el valor estacionario. Se tienen dos alternativas, el valor estacionario D_x , obtenido del ajuste de los valores experimentales según la expresión [45].

Como segunda opción, Sumpter define un parámetro D^* que constituye un valor normalizado (con el ligamento instantáneo o el ligamento inicial) del trabajo plástico global^{146,147,148,149}.

7. MÉTODOS DIRECTOS

Los ensayos estándar para obtener curvas J-Resistencia son relativamente complejos, particularmente en relación con los métodos para medir experimentalmente la longitud de fisura durante los ensayos.

Como alternativa se proponen métodos directos donde la longitud de fisura puede inferirse de la deformación. En estos métodos, una característica importante es que son aplicables a todos los materiales, incluyendo polímeros. En este trabajo hacemos referencia a dos metodologías

- 1) Normalización (incluida en los estándares actuales)
- 2) Iorio (propuesta en este trabajo)

Los únicos registros experimentales requeridos son la curva carga-desplazamiento y la medición óptica/digital de las fisuras inicial y final^{150,151}.

En los métodos directos, la longitud de fisura queda expresada como función de parámetros medidos en el ensayo.

Constituyen una oportunidad para:

- a) Simplificar los métodos experimentales
- b) Evaluar curvas de resistencia cuando el método de flexibilidad elástica no es aplicable.
- c) Estimar curvas de resistencia cuando el método de flexibilidad elástica no está disponible.
- d) Obtener la resistencia a la propagación en condiciones dinámicas (con elevada velocidad de aplicación de carga)

7.1. Normalización

Esta técnica propone generar una curva individual de calibración para obtener la longitud de fisura instantánea. Se basa en el principio de separación de carga y el método de curva maestra. La longitud de fisura se analizaba en función de la curva maestra^{152,153,154,155}

Los datos básicos son carga, desplazamiento en la línea de carga, longitudes inicial y final de fisura.

Los incrementos en la longitud de fisura se calculan comparando carga y desplazamiento normalizados medidos con los obtenidos mediante una función de normalización analítica. Dicha función se ajusta en base a los datos iniciales y finales, donde se conocen simultáneamente carga, desplazamiento y longitud de fisura.

El principio de separabilidad de carga permite expresar la carga P como el producto de dos funciones:

$$P_{(i)} = G(a_{(i)} / W) H(\delta_{pl(i)} / W) \quad [75]$$

$G(a_{(i)} / W)$ es una función de la geometría, el confinamiento y del tipo de carga. Mediante métodos experimentales y numéricos, se demuestra que la forma general para esta función es:

$$G(a_{(i)} / W) = BW(W - a_{b(i)} / W)^{\eta_{pl}} \quad [76]$$

Los factores η_{pl} se asumen independientes del tamaño de fisura.

La normalización, salvo para el punto final, se basa en la longitud inicial de fisura. La carga normalizada P_N se obtiene en cada punto $P_{(i)}$ hasta la carga máxima (excluyéndola), utilizando la siguiente relación:

$$P_{N(i)} = \frac{P_{(i)}}{BW\left(\frac{W - a_{b(i)}}{W}\right)^{\eta_{pl}}} \quad [77]$$

La longitud de fisura $a_{b(i)}$ se corrige por enromamiento para los puntos iniciales según la expresión que sigue:

$$a_{b(i)} = a_0 + \frac{J(P_{(i)}, \delta_{(i)}, a_0)}{\phi} \quad [78]$$

donde ϕ es un factor de confinamiento que depende del material, geometría de la probeta y condiciones de carga.

El parámetro geométrico η_{pl} se calcula como

$$\eta_{pl} = 2 \text{ en probetas SE(B)} \quad [79]$$

$$\eta_{pl} = 2 + 0,522 \left(\frac{W - a_{(i)}}{W} \right) \text{ en probetas C(T)} \quad [80]$$

$J_{(i)}$ se obtiene de la expresión desarrollada por Sumpter y Turner:

$$J_{(i)} = \frac{K_{(i)}^2 (1 - \nu^2)}{E} + J_{pl(i)} \quad [81]$$

El factor intensidad de tensiones $K_{(i)}$ y la componente plástica de Integral J, $J_{pl(i)}$, se calcula utilizando la longitud inicial de fisura a_0 .

El desplazamiento plástico en la línea de carga se normaliza según:

$$\frac{\delta_{pl(i)}}{W} = \frac{\delta_{(i)} - P_{(i)} C(a_{(i)} / W)}{W} \quad [82]$$

$C(a_{(i)} / W)$ es la flexibilidad elástica de la probeta en la línea de carga, con la longitud de fisura corregida por enromamiento.

Para el punto final se utilizan las mismas expresiones sin corregir por enromamiento.

La relación para las probetas SE(B) entre el desplazamiento en la línea de carga (δ_{LLD}) y el desplazamiento en la abertura de fisura (δ_{CMOD}) está dada por esta expresión que, aunque resulta poco exacta en el régimen elástico, ajusta muy bien para la parte plástica¹⁵⁶:

$$\delta_{LLD} = \delta_{CMOD} \frac{S/4W}{1,384 (a_0 / W) - 1,497 (a_0 / W)^2 + 2,339 (a_0 / W)^3 - 1,226 (a_0 / W)^4} \quad [83]$$

En la expresión [75] queda por determinar $H(\delta_{pl(i)} / W)$, función que depende del desplazamiento plástico. Se asume que es independiente de la longitud de fisura, aunque hay una débil dependencia con el tipo de carga y la geometría. Para ajustarla se utilizan los puntos $P_{N(i)}$, $\delta_{pl(i)} / W$ en los puntos de calibración del rango de enromamiento separable y en el punto final.

En cuanto a la longitud inicial, se utilizan los puntos del rango de desplazamiento con enromamiento separable. Los puntos se seleccionan a partir de un valor mínimo de desplazamiento plástico normalizado (más allá del comportamiento elástico) $(\delta_{pl(i)} / W) > 0,001$ hasta carga máxima (sin incluirla).

En la Figura 28 (página siguiente) se esquematizan los puntos de calibración sobre una curva carga-desplazamiento típica:

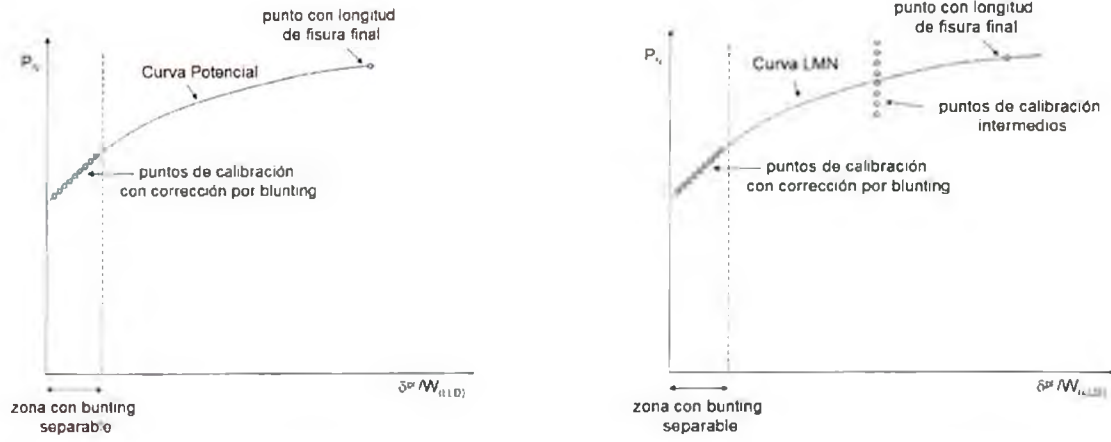


Figura 28: Esquema donde se observan los puntos de calibración en la normalización

Con respecto a la forma funcional para $H(\delta_{pl(i)} / W)$. Existen varias posibilidades (por ejemplo ASTM propone una función con cuatro coeficientes)^{157,158,159}.

$$H\left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right) = M1 \left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right)^{M2} \quad [84]$$

$$H\left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right) = N1 + N2 \left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right) \quad [85]$$

$$H\left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right) = O1 + O2 \left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right)^{O3} \quad [86]$$

M1, M2, N1, N2, O1, O2 y O3 son constantes de ajuste.

En este trabajo utilizamos la función LMN que presenta tendencias potencial y lineal para valores bajos y altos de δ_{pl} / W , respectivamente^{160,161}. Landes la propuso para mejorar la precisión de la normalización en desplazamientos del orden del inicio de la propagación estable^{162,163,164}.

La función LMN se indica en la siguiente expresión:

$$P_{N(i)} = H\left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right) = \left[\frac{L + M \left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right)}{N + \left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right)} \right] \left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right) \quad [87]$$

L, M y N también son constantes de ajuste

Los ajustes se llevan a cabo con un software comercial capaz de ajuste de regresión no lineal. El ajuste requiere un mínimo de diez puntos de calibración (nueve en la zona de enromamiento separable y el final) para obtener buenos resultados¹⁶⁵.

Tanto la ley potencial como la función LMN dan resultados satisfactorios cuando la extensión de fisura es relativamente grande, aunque no son precisas para detectar el inicio (particularmente la potencial).

Las funciones tienen un rango de validez. Pueden aplicarse a miniprobetas en tanto el inicio de la propagación se produzca a desplazamientos plásticos grandes con respecto a W .

Una vez que se ha determinado las constantes de ajuste, la longitud de fisura se puede obtener mediante una rutina numérica para cada punto $(P_{(i)}, \delta_{(i)})$, resolviendo las ecuaciones siguientes no lineales:

$$\frac{P_{(i)}}{WB[1 - a_{b(i)} / W]^n} = H\left(\frac{\delta_{pl(i)}}{W}\right) \quad [88]$$

$$\frac{\delta_{pl(i)}}{W} = \frac{\delta_{(i)} - P_{(i)} C_{(i)}}{W} \quad [89]$$

Se puede hacer hacia adelante empezando de a_0 o hacia atrás empezando de a_f . Para cada punto de carga, la extensión de fisura se determina como $\Delta a = a_i - a_0$.

La función de normalización se utiliza como curva de calibración para cada ensayo y asegura que la desviación en la longitud de fisura para el punto final es menor al 1%. Seguimos un procedimiento iterativo para que todos los valores $(P_{N(i)}, \delta_{pl(i)})$ y $(a_{(i)})$ se ajusten a las longitudes de fisura en los puntos de calibración. Cada paso se inicia con la longitud de fisura del anterior, por lo que bastan pequeños ajustes positivos para obtener las longitudes de fisura y el proceso es relativamente rápido.

7.1.1 Procedimiento

- 1) Realizar ensayo fractomecánico, registrando carga y desplazamiento
- 2) Medir longitud de fisura inicial y final óptica o digitalmente
- 3) Corregir las longitudes de fisura por enromamiento, hasta la carga máxima
- 4) Calcular P_N y δ_{pl} / W en los puntos de calibración.
- 5) Obtener las constantes de ajuste

- 6) Evaluar las longitudes de fisura obtenidas sobre la curva de calibración.
- 7) Calcular longitud de fisuras en puntos intermedios
- 8) Determinar la curva $J - \Delta a$.

La normalización es un método preciso para grandes extensiones de fisura, aunque tiene limitaciones: Cuando la propagación final es excesiva, las curvas de resistencia obtenidas no son conservativas. La norma ASTM permite aplicar la normalización si la longitud de fisura final no excede los 4mm o el 15% del ligamento inicial¹⁶⁶.

Para grandes extensiones de fisura hay que tener en cuenta que la longitud de fisura se obtiene por interpolación, de tal manera que el error es mayor a medida que Δa es mayor. Hay propuestas de modificación de la normalización para extensiones mayores^{167,168}.

Se tienen que emplear para materiales tipo Ramberg Osgood, caso contrario la solución es aproximada.

7.2. Análisis del procedimiento Gráfico-Analítico

En el método gráfico-analítico, el inicio se basa en la curva carga-desplazamiento de un material lineal elástico-perfectamente plástico, como se indica en la Figura 29.

La pendiente inicial depende del tamaño, geometría, parámetros de ensayo y las propiedades del material (particularmente el endurecimiento por deformación).

La carga máxima (y el desplazamiento correspondiente) dependen del tamaño y la geometría. Las probetas de mayor tamaño son capaces de almacenar más energía.

En este método, una vez obtenida la curva carga-desplazamiento total se identifica el inicio (por construcción). El valor de iniciación depende de la fluencia y la geometría de la probeta.

La longitud de fisura durante la propagación estable se obtiene interpolando entre las longitudes inicial y final^{169,170}. La solución gráfica puede no ser exacta aunque son susceptibles de transformarse en analíticas.

El método se ha aplicado en varios materiales, obteniendo resultados similares a los derivados mediante métodos estandarizados y otros métodos directos.

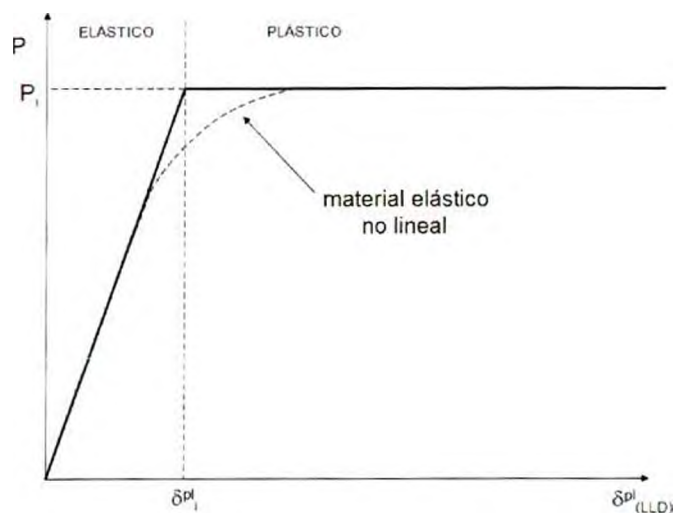


Figura 29: Esquema de las curvas carga-desplazamiento para materiales elástico-perfectamente plástico y elastoplástico

Es razonable suponer similitud entre las curvas $P - \delta_{LLD}$ y $P - \Delta a$. El análisis de las curvas $P - \delta_{LLD}$ (que dependen del tamaño, la geometría y las propiedades mecánicas del material) y las superficies de fractura permiten establecer la relación entre los mecanismos de fractura y la forma de la curva¹⁷¹.

7.2.1 Procedimiento

En la Figura 30 se analiza una curva $P - \delta_{LLD}$ hipotética, similar a las obtenidas aplicando carga controlada por desplazamiento. En ese caso la fisura se extiende en forma estable hasta la fractura.

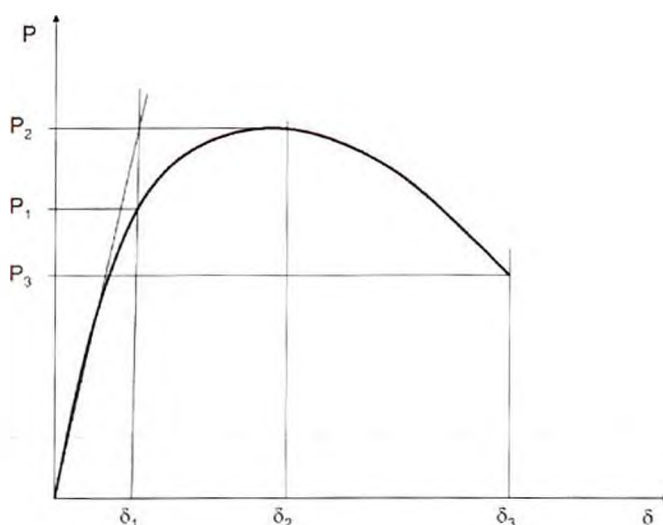


Figura 30: Esquema del método gráfico analítico para el análisis de la curva carga-desplazamiento experimental

La secuencia de operaciones (sobre la Figura) es como sigue:

- 1) *Ensayo fractomecánico, registrando carga y desplazamiento en la línea de carga.*
- 2) *Se obtienen las longitudes inicial y final de fisura. Esta última corresponde al punto (P_3, δ_3) .*
- 3) *La iniciación de propagación estable (P_1, δ_1) de la curva $P-\delta$ se obtiene mediante la intersección de la extrapolación de la línea elástica con la tangente a la carga máxima (P_2, δ_2) .*
- 4) *Se estiman las longitudes de fisuras correspondientes a cada punto del registro $P-\delta$ interpolando entre las longitudes inicial y final, asumiendo una ley de propagación.*

En las ecuaciones [90] se presenta la posibilidad lineal con el desplazamiento total y con el desplazamiento plástico, pero el método no define cuál ley de propagación es la más adecuada.

$$\Delta a_{(i)} = (a_f - a_0) \left[\frac{\delta_{(i)} - \delta_0}{\delta_f - \delta_0} \right] \quad [90a]$$

$$\Delta a_{(i)} = (a_f - a_0) \left[\frac{\delta_{pl(i)} - \delta_{pl0}}{\delta_{plf} - \delta_{pl0}} \right] \quad [90b]$$

Los valores de desplazamiento total δ_0 , δ_f y $\delta_{(i)}$ corresponden al inicio, final y puntos íesimos obtenidos durante el ensayo. En forma similar, δ_{pl0} , δ_{plf} y $\delta_{pl(i)}$ corresponden a las componentes plásticas.

- 5) *Se evalúa la Integral J en los puntos $P_{(i)}$ y $\delta_{(i)}$.*

El método necesita reconsiderar procedimientos para la identificación del inicio y la formulación de la ley de propagación. Las curvas carga-desplazamiento requieren algún tipo de normalización pues dependen de varios factores (entre ellos geometría, $a_{(i)}/W$ y configuración de carga), además de las propiedades mecánicas del material.

En este trabajo se revisaron alternativas para la determinación del inicio y la selección de la ley de propagación.

7.3.1. Inicio

El inicio de la propagación no puede determinarse analíticamente sobre la curva carga-desplazamiento. Depende del material y factores geométricos, además del estado de tensiones que es función del tamaño y la geometría de las probetas. En base a observaciones experimentales para materiales de bajo endurecimiento por deformación (y con las dimensiones de probeta utilizadas usualmente), la propagación por lo general inicia antes de alcanzar la carga máxima.

De acuerdo con Landes, en carga máxima, la propagación es del orden de un porcentaje variable del ligamento inicial. Depende de las dimensiones (cuanto mayor W el inicio se produce a una carga más baja) y el material. La suposición de 6-10% del ligamento inicial es una suposición razonable para los materiales y dimensiones de probeta utilizados en este trabajo^{172,173,174,175}.

Se proponen varias aproximaciones. El inicio de la propagación se asume con carga máxima, en las primeras evaluaciones de J_{IC} . Sin embargo, el endurecimiento simultáneo con la iniciación y propagación de fisuras hace suponer que no es correcto especialmente en materiales con coeficientes de endurecimiento elevados

La carga máxima observada en los ensayos por lo general está por debajo de la carga límite con relaciones variables. Algunos investigadores han estudiado las relaciones entre P_{max}/P_{inicio} y el Δa observado en P_{max} .

En este trabajo, utilizamos la suposición de que la iniciación se produce entre carga máxima y la carga límite P_Y .

Se puede expresar como:

$$P_{inicial} = P_Y + \kappa (P_{max} - P_Y) \quad [91]$$

donde $0 < \kappa < 1$. Experimentalmente $\kappa = 0,5$ produce buenos resultados.

Merece discutirse cómo determinar la P_Y adecuada. Analíticamente se debe entrar en la consideraciones de soluciones *upper* y *lower bound* (nos interesan estas últimas). La definición que tenemos es de fluencia en la sección neta incipiente, porque las expresiones habituales dan por encima de la carga máxima. Las expresiones para estimar la carga límite P_Y *lower bound* pueden calcularse como las cargas establecidas como máximo para la prefisuración¹⁷⁶.

A continuación se indican expresiones polinomiales utilizadas para aproximar la carga límite.

$$P_Y = (W - a) B \sigma_{YS} \left[0,277 \left(1 - \frac{a}{W} \right) \right] \quad \text{SE(B) Tensión plana} \quad [92a]$$

$$P_Y = (W - a) B \sigma_{YS} \left[0,538 \left(1 - \frac{a}{W} \right) \right] \quad \text{SE(B) Deformación plana} \quad [92b]$$

$$P_Y = (W - a) B \sigma_{YS} \left[0,47 - 0,7 \left(\frac{a}{W} \right) + 0,23 \left(\frac{a}{W} \right)^2 \right] \quad \text{C(T) Tensión plana} \quad [93a]$$

$$P_Y = (W - a) B \sigma_{YS} \left[0,74 - 1,2 \left(\frac{a}{W} \right) + 0,46 \left(\frac{a}{W} \right)^2 \right] \quad \text{C(T) Deformación plana} \quad [93b]$$

En este trabajo aplicamos las expresiones [91] y [92] de tensión plana. En el caso de las probetas C(T) se utiliza como alternativa la expresión obtenida por Hu y Albrecht¹⁷⁷.

7.3.2. Ley de Propagación estable

En los estándares, mediante análisis elástico se obtienen relaciones funcionales entre desplazamiento (plástico/total) con la longitud de fisura, que son consistentes tanto con los resultados obtenidos experimentalmente y con los determinados numéricamente.

Saxena y Kapp utilizan polinomios donde el desplazamiento se expresa en forma adimensional y la longitud de fisura relativa (a/W) es función del desplazamiento^{178, 179}.

En este trabajo vamos a utilizar reglas simples, aunque muestran una repetitibilidad débil por lo que son válidas sólo para los datos correspondientes a un ensayo particular.

La ley para estimar la longitud de fisura durante la propagación estable se basa en relaciones empíricas y semi-empíricas entre la longitud de fisura y los parámetros medidos en los ensayos, particularmente el desplazamiento.

Se tienen tres posibilidades que han sido utilizadas en trabajos previos con buenos resultados.

El desplazamiento total y plástico. Debe tenerse en cuenta que la parte elástica del desplazamiento total es constante durante la extensión de fisura (cierto para un material elástico perfectamente plástico, sólo aproximado para un material que endurece por deformación)^{180, 181, 182, 183}.

La caída de carga. En este caso, asumimos que la propagación hasta la carga máxima puede atribuirse exclusivamente al enromamiento. El coeficiente para expresar la pendiente de la línea de enromamiento puede cambiar de acuerdo con las características del material¹⁸⁴.

Energía. Si el material es suficientemente dúctil y hay un ligamento pequeño se produce flujo plástico previo a la iniciación de fisura, alcanzando la carga límite. Se puede relacionar la extensión con la carga después de la máxima.

En este trabajo seleccionamos el criterio de energía para inferir la relación entre la longitud de fisura y los parámetros de carga y desplazamiento medidos durante los ensayos.

La base física de esta expresión es que, después de la iniciación, se requiere energía adicional, que será proporcional a la reducción de resistencia al desgarro. U_0 es la energía total para el valor correspondiente al inicio, que se obtiene como la semisuma de carga máxima y carga límite¹⁸⁵. Por debajo de la energía, no se produce propagación, por lo tanto, $\Delta a = 0$ si $U < U_0$.

La propagación estable puede responder a distintas leyes. Se propone relacionarlas con la energía medida bajo la curva en forma lineal y cuadrática.

$$\Delta a_{(i)} = (a_f - a_0) \left[\frac{U_{(i)} - U_0}{U_f - U_0} \right] \quad [94a]$$

$$\Delta a_{(i)} = (a_f - a_0) \left[\frac{U_{(i)} - U_0}{U_f - U_0} \right]^2 \quad [94b]$$

La primera posibilidad resulta consistente con la lineal con desplazamiento total.

La energía bajo la curva, normalizada permite obtener experimentalmente Integral J. La estimación de la longitud de fisura en base a la energía sin normalizar asume que la tasa de disipación de energía es aproximadamente constante hasta el final del ensayo, por lo que no hay mayor incidencia de la plasticidad remota. Esto sólo puede ser una aproximación y debe constatarse cambios sobre la superficie de fractura respecto al modo de falla.

En el **ANEXO I** se presentan rutinas en MathCad 15 para realizar las estimaciones en los métodos directos estudiados a partir de los datos experimentales típicos en los ensayos fractomecánicos. Esta posibilidad, para su implementación requiere una preparación de

los datos obtenidos en los ensayos ya que frecuentemente se observan distinto tipo de errores (por ejemplo, un *offset* en las condiciones iniciales).

8. ANÁLISIS NUMÉRICO: CURVAS ESTACIONARIAS Y EXPERIMENTALES

Numerosos autores proponen un enfoque híbrido para determinar curvas de resistencia. Se combina la curva carga desplazamiento con curvas estacionarias generadas por elementos finitos¹⁸⁶.

La teoría de deformación establece que la longitud de fisura coincide para la curva experimental y las curvas estacionarias (para longitudes de fisura específicas) cuando tienen el mismo desplazamiento plástico (propiedades del material, geometría, temperatura, velocidad de carga). De acuerdo con la teoría de deformación, si tomamos dos variables (entre P , δ y a) la tercera queda determinada por las anteriores, independientemente del camino hasta el punto de evaluación. Esto es válido aunque la propagación no esté controlada por Integral J ^{187,188,189,190}.

En la Figura 31 se esquematiza cómo obtener la longitud de fisura sobre la curva carga-desplazamiento experimental. Se representa la carga (para espesor unitario) contra desplazamiento en la línea de carga de dos probetas idénticas. En una, la longitud de fisura es constante mientras que en la otra la longitud inicial es menor y alcanza una longitud de fisura equivalente durante la carga.

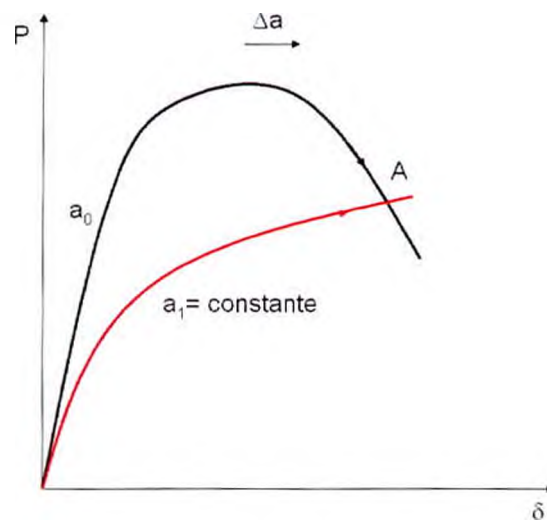


Figura 31: Esquema de análisis de curva experimental con curvas estacionarias en método híbrido

Se trata de relacionar la curva experimental con curvas estacionarias obtenidas numérica o analíticamente, dado que no pueden obtenerse experimentalmente.

La curva J-Resistencia puede calcularse obteniendo los distintos " a " sobre la curva experimental en base a las intersecciones del sistema de curvas estacionarias¹⁹¹. En

nuestro trabajo calculamos mediante análisis numérico familias de curvas $P - \delta_{LLD}$ utilizando distintos parámetros para el material y geometría, en 2-D y 3-D.

En el **ANEXO II** se demuestra cómo generar curvas estacionarias con la técnica "PSC" (*Plane Strain Core*). Como parte de nuestro plan de trabajo se publicaron resultados preliminares^{192,193}.

Este procedimiento requiere calibración en base a los resultados experimentales y fue propuesto por Newman¹⁹⁴. Consiste esencialmente en asignar elementos deformación plana en el plano de la fisura, mientras que para el resto de la probeta se utilizan elementos de tensión plana. (Nota: El **ANEXO II** fue publicado previamente como Nota Técnica N°890 de CITEDEF).

Si bien el método híbrido constituye en sí mismo un procedimiento para obtener curvas J-Resistencia, en nuestro caso nos interesa una estimación independiente de la longitud de fisura cuando la propagación es significativa.

La viabilidad del método depende de la identificación de la relación entre la carga medida y el desplazamiento en la línea de carga, para fisuras estacionarias. Esta relación no debe presuponer el estado de tensiones/deformaciones en el frente de la fisura.

En la curva experimental, con una fisura que se propaga, el estado de tensiones/deformaciones (y el confinamiento) varían con el desplazamiento en función de las propiedades del material y la geometría de la probeta (espesor, longitud de fisura, tipo de probeta).

9. ANÁLISIS PRELIMINAR DE ESTE TRABAJO

La resistencia a la propagación de fisura se expresa en términos de un parámetro fractomecánico y la extensión de fisura. Se asume que las curvas de resistencia son propiedad del material y por lo tanto, independientes de la geometría.

La fractura de los componentes se produce por inestabilidad de las fisuras presentes en la estructura, que se propagan mediante diversos mecanismos. La inestabilidad depende del material, geometría y dimensiones relativas por lo que corresponde analizarla como una propiedad estructural.

Durante la propagación estable, la inestabilidad y el colapso plástico son modos de falla competitivos.

Se produce una interacción compleja entre aspectos macroscópicos (geometría, modo de carga, propiedades de flujo del material) y micro (mecanismos microestructurales)^{195,196}.

Los procedimientos ASTM/ISO/ESIS establecen estrictos requerimientos geométricos para las probetas para obtener mediciones de tenacidad independiente del confinamiento.

Los procedimientos estandarizados son muy restrictivos: permiten obtener curvas de resistencia *lower bound* pero no constituyen una herramienta definitiva para la predicción de fractura dúctil en componentes/estructuras. La dependencia de las curvas con la geometría y la dificultad para las extrapolaciones pueden conducir a predicciones no conservativas.

Para obtener curvas de resistencia para el análisis de integridad estructural se han adoptado distintas soluciones:

- a) Curvas dónde se mantiene alto confinamiento y control por Integral J para la evaluación conservativa de componentes
- b) Corrección de las curvas obtenidas en laboratorio para ajustar al confinamiento observado en los componentes^{197,198,199,200}.
- c) Desarrollo de procedimientos para obtener curvas en condiciones de bajo confinamiento, asumiendo condiciones dominantes de tensión plana.

Por otro lado, se requieren procedimientos que permitan estimar propiedades sobre probetas no estándar. El procedimiento apunta a la derivación de curvas J-Resistencia en los casos en que no están disponibles los procedimientos estandarizados:

- (a) Miniprobetas: En las curvas J-Resistencia con miniprobetas obtenidas con distintas técnicas (flexibilidad elástica, normalización) muestran valores altos de iniciación y un aumento en la pendiente comparando con las obtenidas con probetas de tamaño estándar²⁰¹.
- (b) Propagación fuera de control por Integral J: Al evaluar extensiones relativamente grandes de fisura, los estándares no contemplan la pérdida de confinamiento asociada.
- (c) Variación de confinamiento a través del espesor, para considerar probetas con *tunneling*, se aplica el criterio de aproximar un confinamiento global.

En el análisis de la resistencia a la propagación de fisura es razonable considerar parámetros basados en energía, de ser posible como extensión del modelo de Griffith para a problemas elastoplásticos.

En este trabajo se explora un procedimiento donde la curva de resistencia se obtiene a partir de la curva carga-desplazamiento total y la medición de longitudes inicial y final a la finalización del ensayo.

Este trabajo está orientado al análisis en general de la propagación estable cuando la extensión de fisura se produce sin control por Integral J.

De acuerdo con lo expresado en el desarrollo teórico, esto significa que Integral J retiene sólo carácter de parámetro global, vinculado con la energía asociada al proceso de fractura. Por la dependencia con tamaño y geometría, Integral J es un parámetro que requiere algún tipo de normalización para determinar cuantitativamente la resistencia a la propagación del material, y particularmente para poder utilizar los resultados de laboratorio en aplicaciones estructurales.

Los métodos directos son especialmente aptos para considerar grandes propagaciones y se basan en curvas de calibración individuales.

Nuestro trabajo se limita al análisis de curvas de resistencia cuando no se observan cambios en el plano de fractura.

Como referencia, para la comparación del método con procedimientos estandarizados, se utilizan los métodos de probeta única por flexibilidad y normalización. La validación está restringida al rango de propagación donde estos métodos son aplicables.

En este trabajo, en primer lugar consideramos más adecuado tomar como referencia los resultados obtenidos aplicando el método de normalización. Se trata de un método directo donde el tratamiento de los datos es similar al que aplicamos en el método estudiado.

Sin embargo, deben tenerse en cuenta dos cuestiones: en primer lugar, si bien el valor de tenacidad para la iniciación de la propagación estable permite comparar con los métodos directos disponibles, estos métodos no son particularmente precisos para la iniciación²⁰². En segundo lugar, hay que tener en cuenta la variabilidad en la tenacidad de los materiales ensayados.

Del análisis de resultados se proponen alternativas para continuar la línea de investigación y el desarrollo del método de ensayo propuesto originalmente por Iorio. Corresponde explorar posibilidades para inicio y ley de propagación.

En este trabajo, con el ánimo de independizarse de las restricciones para mantener alto confinamiento durante la propagación (las probetas aseguran alto confinamiento hasta la iniciación de la propagación siempre que no se supere la carga límite), se propone utilizar como parámetro la tasa de disipación de energía D .

10. PLAN EXPERIMENTAL

Este trabajo tiene como objetivo presentar una metodología para obtener curvas de resistencias aplicables en análisis de integridad.

La validación de un método experimental puede realizarse siguiendo los lineamientos de la ISO 13528. Una explicación se encuentra en Eurolab Technical Report donde se describen las metodologías más utilizadas²⁰³.

Como paso previo a la realización de los ensayos fractomecánicos, se realizó previamente una caracterización metalúrgica y mecánica de los materiales, que se ensayaron *as received*.

Los aceros microaleados tienen muchas aplicaciones como materiales estructurales y se han utilizado en construcción mecánica durante décadas. Se desarrollaron como reemplazo de aceros de alta resistencia, con elevado contenido de carbono. Una de las principales características es que se evitan problemas de fragilidad en frío en la soldadura.

El contenido típico de carbono está entre 0,1 y 0,2%. Los elementos de aleación son vanadio y niobio, que forman carburos y nitruros en una fina dispersión. Los microaleantes tienen varios efectos, aunque básicamente contribuyen al endurecimiento por deformación y afinado de grano ferrítico. También disminuye la temperatura de transición y eleva la temperatura de recristalización.

El efecto de las inclusiones no está totalmente establecido porque depende de varios factores como ser composición química, tamaño, distribución, forma, cohesividad con la matriz metálica y constantes elásticas de las inclusiones y la matriz.

Las propiedades mecánicas se obtienen mediante el tratamiento termomecánico desarrollado durante el proceso de fabricación, donde se optimizan las características metalúrgicas y mecánicas.

La microestructura típica es ferrítico-perlítica que corresponde a la condición de laminado en caliente "*as received*". La perlita se origina microestructuralmente debido a la baja solubilidad del C en la fase α y al lento enfriamiento del acero original, proceso en el cual parte de esta austenita (γ) se transforma en ferrita proeutectoide (fase α) y el remanente se transforma en capas alternadas de ferrita perlítica y cementita (Fe_3C). Por lo general se observa segregación de manganeso que es un soluto sustitucional en austenita (y en la ferrita). La microestructura típicamente presenta un bandeo, ya que se forman colonias de perlita orientadas en el sentido de la laminación. El bandeo se

produce por la segregación en las regiones que solidifican en primer lugar (elementos como Mn, Si, P, S se ubican en las regiones interdendríticas).

El azufre tiene afinidad con el Mn, y en lugar de formar FeS forma MnS. Las inclusiones de MnS se alinean y deforman durante la laminación en caliente, y aparecen elongadas. Su presencia deriva en anisotropía en la tenacidad y también está asociada a una mayor susceptibilidad a la fisuración por hidrógeno. Por otra parte, las inclusiones de MnS decohesionan de la matriz con relativa facilidad y cumplen un papel determinante en la fractura dúctil.

Se han seleccionados dos aceros microaleados:

- a) Acero A: Microaleado con Vanadio
- b) Acero B: Microaleado con Vanadio y Niobio

El acero A es similar a los aceros clasificados como ASTM A572. Con los fines comparativos incluimos la información correspondiente al acero A572 Grado 50.

El acero B es similar a los utilizados para la fabricación de tubos con soldadura helicoidal, clasificados por API 5L. Las propiedades mecánicas obtenidas, las comparamos con las correspondientes a un acero API 5L x46.

Durante la fractura, de acuerdo con la orientación del plano de fractura con la laminación, se observa delaminación evidenciada por “splits” en la superficie de fractura. La delaminación se atribuye a la textura cristalográfica, produciendo fractura intergranular a lo largo de bordes de grano de la austenita retenida, y acompañada por segregación de elementos particularmente azufre que derivan en el bandeo y la anisotropía microestructural. La delaminación está asociada a un aumento aparente de la tenacidad en aceros de grano fino, aunque en algunos casos puede disminuir la tenacidad al impacto Charpy.

En general se espera una mayor dispersión en las probetas mecanizadas con la orientación longitudinal (L-T de acuerdo con la nomenclatura fractomecánica). Comparada con las probetas de orientación transversal (T-L ídem), se obtiene mayor energía en todo el rango de temperaturas lo que se explica por los mecanismos actuantes durante la fractura, estudiados en detalle para aceros similares en la literatura.



Figura 34: Vista de delaminación en probetas Charpy acero B

En la Figura 34 se observan evidencias de delaminación en una probeta Charpy correspondiente al acero B.

La delaminación, determina que inmediatamente después del inicio de la propagación de una fisura se observe extensiva deformación plástica y se reduzca el confinamiento efectivo²⁰⁴.



Figura 35: Vista de delaminación en probetas fractomecánicas acero B

En la Figura 35 se observa delaminación en una probeta fractomecánica correspondiente al acero B. La superficie de fractura presenta múltiples sitios de iniciación.

La caracterización fractomecánica de los aceros microaleados presenta algunos inconvenientes. El análisis de las propiedades fractomecánicas de un material en particular requiere considerar que el tamaño y la profundidad de la delaminación se incrementa con el aumento de espesor, lo que explica la fuerte dependencia con el tamaño de la tenacidad aparente.

Alcance del Plan Experimental

El plan de ensayos no alcanza a obtener una caracterización completa de los materiales estudiados, que debería incluir la investigación detallada de los mecanismos de fractura presentes y la influencia de las dimensiones de las probetas. Los ensayos fractomecánicos no pudieron validarse de acuerdo con los procedimientos estandarizados, por consideraciones referidas a las características del frente de fisura (se observa *tunneling*) como por la extensión de la propagación estable.

Los resultados obtenidos deben ser interpretados como ejemplos representativos para mostrar la aplicación de las técnicas estudiadas.

La nomenclatura para las probetas se indica a continuación:

Acero A

Composición química, Metalografía

3 probetas de tracción L, 3 probetas de tracción T (TAL-X; TAT-X)

3 probetas Charpy L, 3 Charpy T (ChAL-X; ChAT-X)

Probetas SE(B) (flexibilidad elástica) A SE(B)X

Probetas C(T) (flexibilidad elástica) A C(T)X

Acero B

Composición química, Metalografía

3 probetas de tracción L, 3 probetas de tracción T (TBL-X; TBT-X)

3 probetas Charpy L, 3 Charpy T (ChBL-X; ChBT-X)

Probetas SE(B) (flexibilidad elástica) B SE(B)X

Probetas C(T) (flexibilidad elástica) B C(T)X

10.1 Caracterización metalúrgica

10.1.1 Acero A

10.1.1.a) Composición química

La composición química del acero A se obtuvo por espectrometría. La composición, que se informa en la Tabla 1 es similar a un acero A572. En estos aceros al V actúa como afinador de grano.

	%C	%Mn	%Si	%P	%S	%V
Muestra	0,21	1,43	0,29	0,026	0,023	0,112
A572 Gr 50	0,25	1,35	0,40	0,040	0,050	0,150

Tabla 1. Se indican % máximos en peso para la referencia.

El V tiene un rango de composición 0,01-0,15

10.1.2. b) Metalografía

Los microconstituyentes son ferrita y perlita. La microestructura se caracteriza por un bandeo, orientado en la dirección longitudinal de la laminación, constituida por ferrita proeutectoide (fase α) en color claro y perlita en color oscuro. El tamaño de grano ferrítico corresponde a 10-11 de acuerdo con ASTM E112.

En las Figuras 34 a 36 se observan micrografías obtenidas a distintas magnificaciones, obtenidas en un microscopio Axiovert 100A.

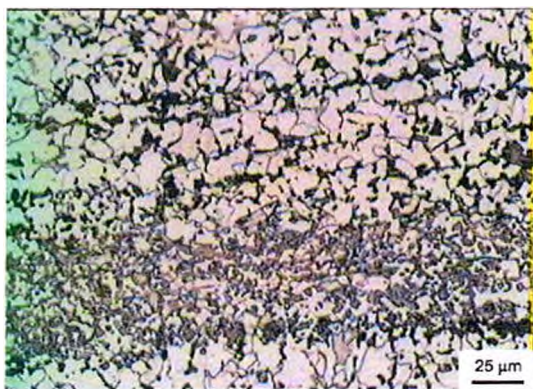


Figura 34: Micrografía acero A. Se observa ferrita (claro) y perlita (oscuro). Nital 2

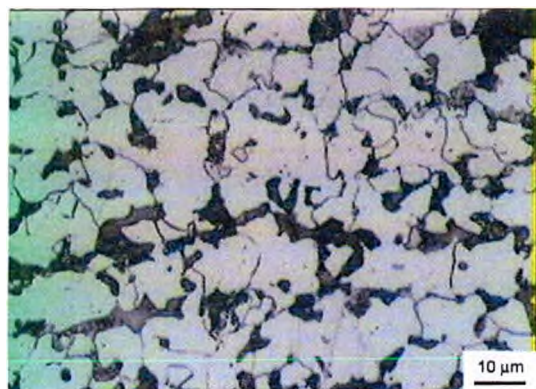


Figura 35: Micrografía acero A. Detalle. Nital 2

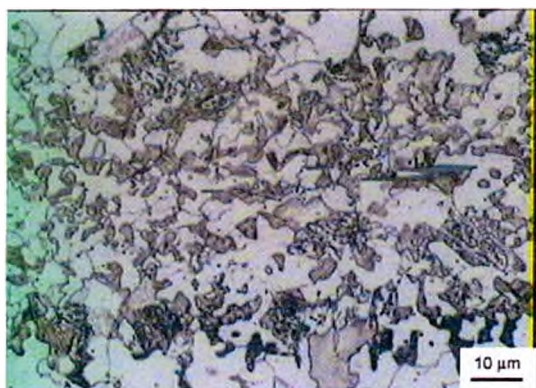


Figura 36: Micrografía acero A. Detalle. Nital 2

En cuanto al contenido inclusionario se trata de un acero limpio, aunque no se pudo cuantificar la presencia de SMn y carburos.

10.1.2 Acero B

10.1.2 a) Composición química

La composición química del acero B se obtuvo por espectrometría. La composición, que se informa en la Tabla 2 es similar a un acero API 5L.

	%C	%Mn	%Si	%P	%S	%Nb	%V
Muestra	0,17	0,62	0,10	0,015	0,023	0,04	0,06
API 5L x46	0,26	1,30	0,45	0,025	0,025	0,05	0,05

Tabla 2: Se indican % máximos en peso para la referencia

El porcentaje de Mn es relativamente bajo para lo esperado en este tipo de aceros.

Los aceros API 5L son muy tolerantes en cuanto a la composición química (sólo se indican contenidos máximos). Es de gran importancia el control de los elementos que definen el tamaño de grano a través de la formación de carburos.

10.1.2 b) Metalografía

En la microestructura se observa una morfología bifásica: una zona bandeada de granos de ferrita proeutectoide (fase α) en color claro y bandas de perlita en color oscuro.

El tamaño de grano ferrítico es 8-9 de acuerdo con ASTM E112.

En las Figuras 37 a 39 se observan micrografías obtenidas a distintas magnificaciones, obtenidas en un microscopio Axiovert 100A.

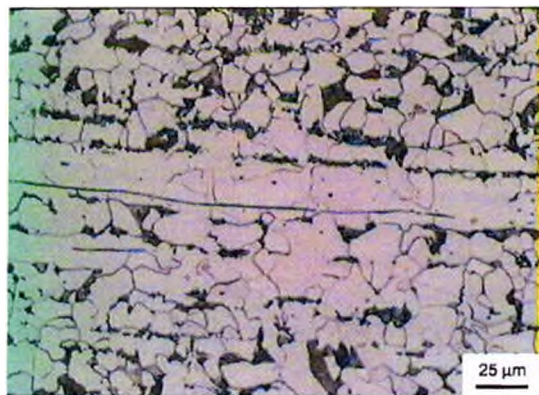


Figura 37: Micrografía acero B. Se observa ferrita (claro) y perlita (oscuro). Nital 2

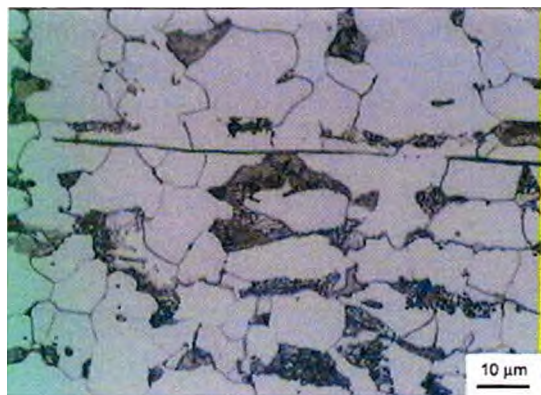


Figura 38: Micrografía acero B. Detalle. Nital 2

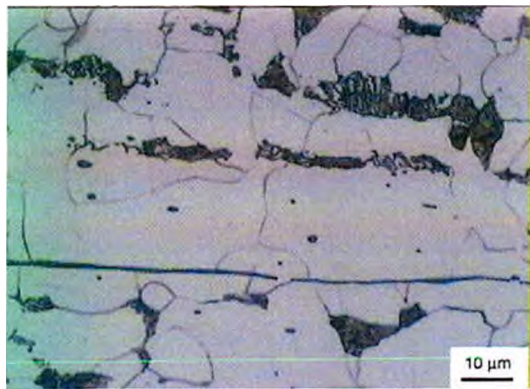


Figura 39: Micrografía acero B. Detalle. Nital 2

En cuanto al contenido inclusionario se observa la presencia de SMn en el campo ferrítico, alineado con la dirección de laminación.

10.2 Caracterización mecánica

Sobre chapas de espesores 22 mm (Acero A) y 9 mm (Acero B) se extrajeron probetas para ensayos de tracción y Charpy en las direcciones longitudinal y transversal.

El acero B normalmente está disponible en material tubular, no puede descartarse que la chapa disponible tenga algún grado de deformación plástica en frío.

10.2.1 Acero A

10.2.1 a) Tracción

En los ensayos de tracción se sigue la norma ASTM E8M. Se utilizó una máquina MTS 810, Modelo 318.10, con capacidad de carga de 100 kN. El extensómetro utilizado es modelo MTS 632.31F-24. La probeta se esquematiza en la Figura 40:

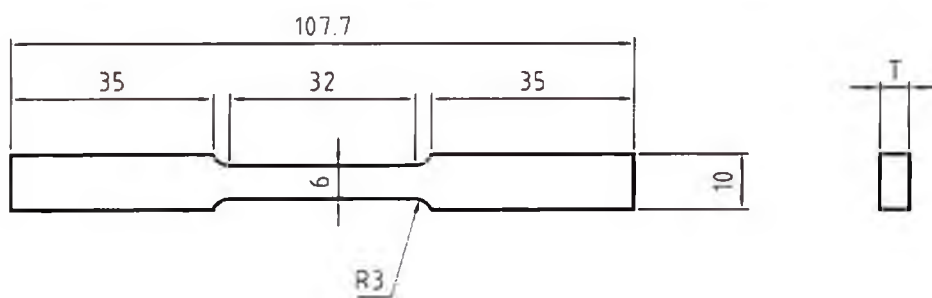


Figura 40: Esquema de probetas de tracción

Los resultados, son informados en la Tabla 3.

	σ_{YS} [MPa]	σ_{UTS} [MPa]	Elongación [%]
TAL-1	413	542	23
TAL-2	429	544	23
TAL-3	425	557	25
TAT-1	404	521	24
TAT-2	412	523	20
TAL-3	405	530	27
A572 Gr 50	379	517	35

Tabla 3: Propiedades mecánicas de acero A. L: longitudinal; T: transversal
A572 Gr 50: Valores mínimos

En análisis estructural, particularmente fractomecánica se obtienen los parámetros de Ramberg-Osgood para describir la relación tensión-deformación en tracción. Sin embargo, el coeficiente obtenido para el endurecimiento por deformación $n = 0,17$ sería relativamente bajo.

Como se observa en la Figura 41, el acero muestra fluencia definida por lo que no correspondería aplicar una ecuación para endurecimiento continuo.

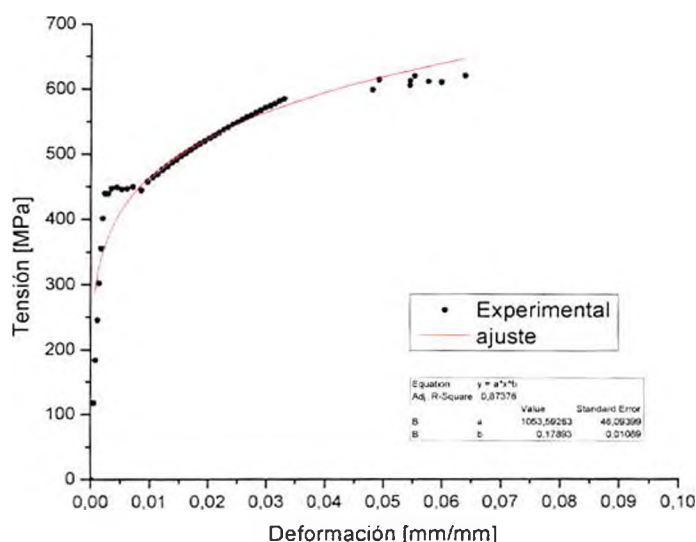


Figura 41: Curva de tracción típica acero A

La aproximación por Ramberg-Osgood de la curva tensión-deformación del material supone simplificaciones para la ley de endurecimiento por deformación. Este tema es de particular importancia en fractomecánica, por ejemplo para estimar la distribución de tensión/deformación en el frente de fisura y las eventuales correcciones por plasticidad.

10.2.1 b) Charpy

En los ensayos Charpy se sigue la norma ASTM E23. Se utilizó una máquina Shimadzu, con capacidad de 300J. En la Figura 42 se esquematizan las probetas utilizadas, mientras que los resultados se informan en la Tabla 4.

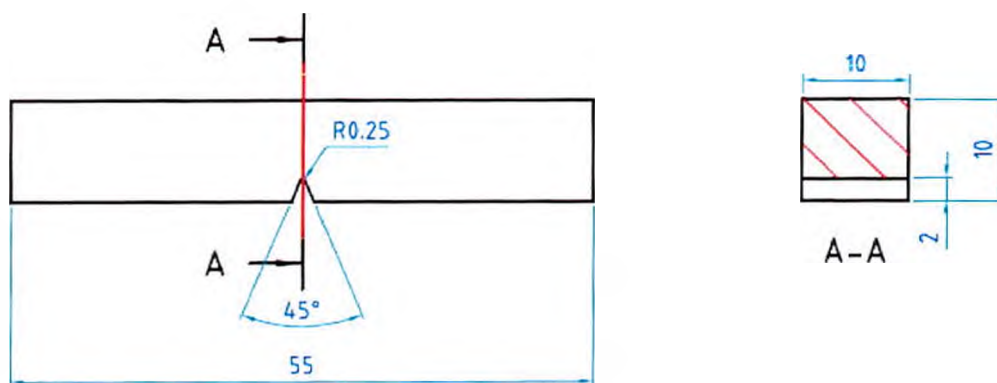


Figura 42: Esquema de probeta Charpy acero A

Charpy	Joules/cm ²
ChAL-1	60
ChAL-2	66
ChAL-3	63
ChAT-1	74
ChAT-2	71
ChAT-3	79
A572 Gr 50*	51-82

Tabla 4: Energía Charpy para el acero A. L: longitudinal; T: transversal

* Rango esperado

Las diferencias entre las orientaciones L y T son mayores que las observadas en tracción. Los valores obtenidos de tenacidad al impacto se encuentran dentro del orden esperado para un acero A572 Grado 50. A temperatura ambiente, todas las fracturas son 100% dúctiles.

10.2.2 Acero B

10.2.2 a) Tracción

En forma similar que para el acero A, para los ensayos de tracción se sigue la norma ASTM E8M. Se utilizó una máquina MTS 810, Modelo 318.10, con capacidad de carga de 100 kN. El extensómetro utilizado es modelo MTS 632.31F-24.

	σ_{YS} [MPa]	σ_{UTS} [MPa]	Elongación [%]
TBL-1	408	443	42
TBL-2	409	440	42
TBL-3	406	447	44
TBT-1	392	441	38
TBT-2	385	425	37
TBL-3	369	403	41
API 5L x46	320	435	35

Tabla 5: Propiedades mecánicas de acero B. L: longitudinal; T: transversal
API 5L x46: Valores mínimos

Los resultados son similares a los correspondientes a un acero API 5L x46, como se observa en la Tabla 5. La relación entre la tensión de fluencia y la resistencia mecánica debe cumplir como máximo una relación 0,93.

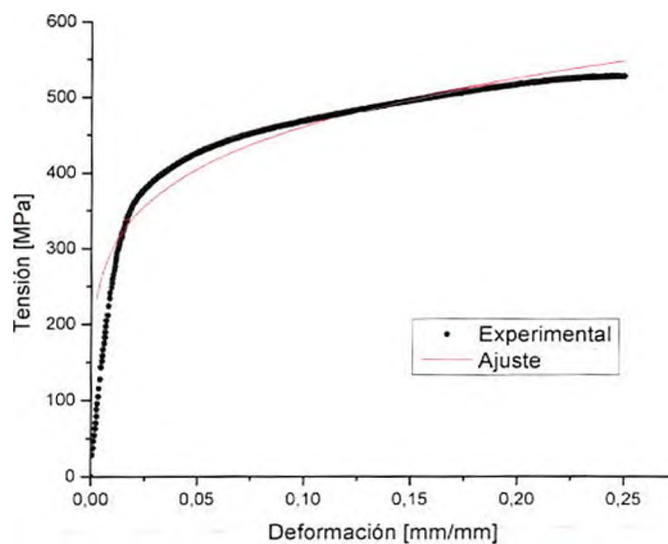


Figura 43: Curva de tracción típica acero B

El ajuste por Ramberg-Osgood da un coeficiente de endurecimiento de $n = 0,19$, relativamente bajo. Es de notar que en estos aceros se espera fluencia definida, por lo que asumimos que el material tiene algún grado de deformación en frío. Las curvas obtenidas se ejemplifican en la Figura 43.

No se observaron diferencias significativas en los sentidos longitudinal y transversal. En este material, como en el caso anterior, el bajo nivel de endurecimiento indica que se pierde confinamiento durante la propagación estable.

10.2.2 b) Charpy

En los ensayos Charpy se sigue la norma ASTM E23. Se utilizó una máquina Shimadzu, con capacidad de 300J. En la Figura 44 se esquematizan las probetas utilizadas. Por las características de la muestra disponible las probetas tienen espeso menor al estándar (probetas *subsize*).

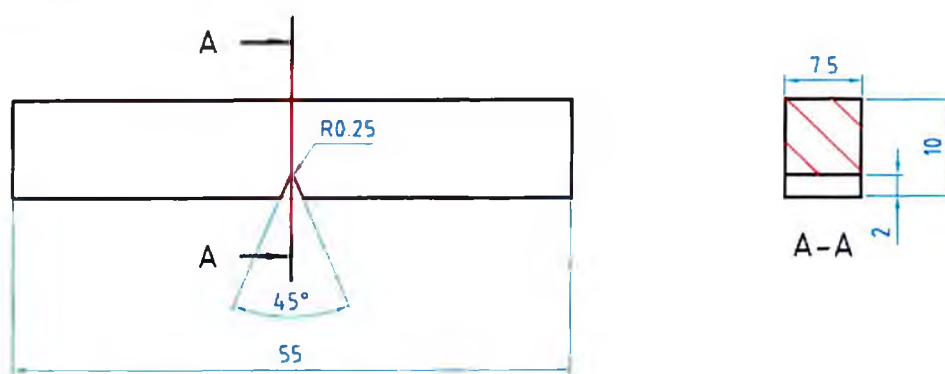


Figura 44: Esquema de probeta Charpy acero B

Charpy	Joules/cm ²
ChBL-1	185,8
ChBL-2	183,0
ChBL-3	180,2
ChBT-1	152,8
ChBT-2	146,0
ChBT-3	147,7
API 5L x46*	65-85

Tabla 6: Energía Charpy para el acero B. L: longitudinal; T: transversal

* Rango esperado

Los resultados, que se informan en la Tabla 6, superan ampliamente los mínimos para el acero cuyo grado se establece en base a las propiedades de tracción.

Las diferencias entre las orientaciones L y T son mayores que las observadas en tracción. A temperatura ambiente, todas las fracturas son dúctiles, con delaminación en la orientación longitudinal.

11. ENSAYOS FRACTOMECÁNICOS

De acuerdo con las características de este trabajo, en varios casos se aplicaron desplazamientos muy por encima de lo requerido para determinar la curva de resistencia en los términos de las normas ESIS P2-2, ISO y ASTM E1820.

Los ensayos fractomecánicos se realizaron a temperatura ambiente y fueron conducidos en una máquina MTS 810, modelo 318.10, con programa TestStar 2.0c. Se utilizó el módulo MTS 790.50 que tiene implementado el método de flexibilidad elástica para evaluar la longitud de fisura durante los ensayos. Todos los ensayos se realizaron con control desplazamiento 1mm/min.

De acuerdo con el procedimiento, cada probeta se prefisura por fatiga de manera que el valor inicial cumpla con la relación $0,5 < a/W < 0,7$.

En el caso de las probetas fractomecánicas las probetas se extrajeron con la orientación T-L, que presentan menor tenacidad a la propagación de fisura.

En las Figuras 45 a 51 se presentan los esquemas de las probetas utilizadas. Para el mecanizado se cumplió con lo especificado en los procedimientos de referencia. En el caso del Acero A, tanto las probetas de flexión como compactas tienen entalla lateral, salvo tres probetas C(T).

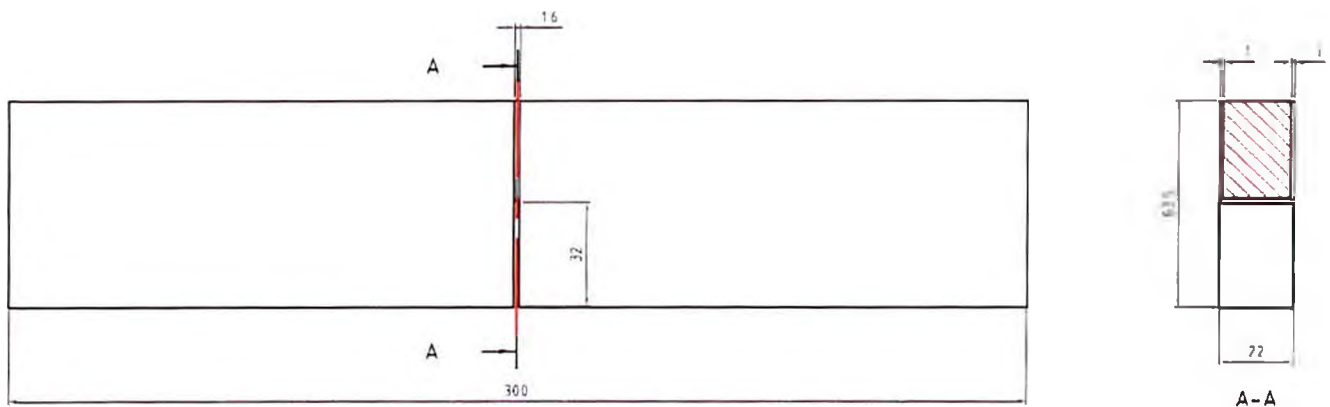


Figura 45: Esquema de probeta SE(B) acero A

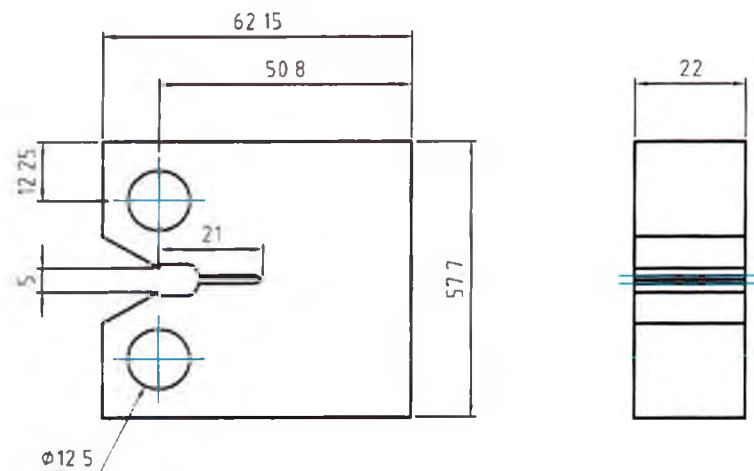


Figura 46: Esquema de probeta C(T) sin entalla lateral acero A

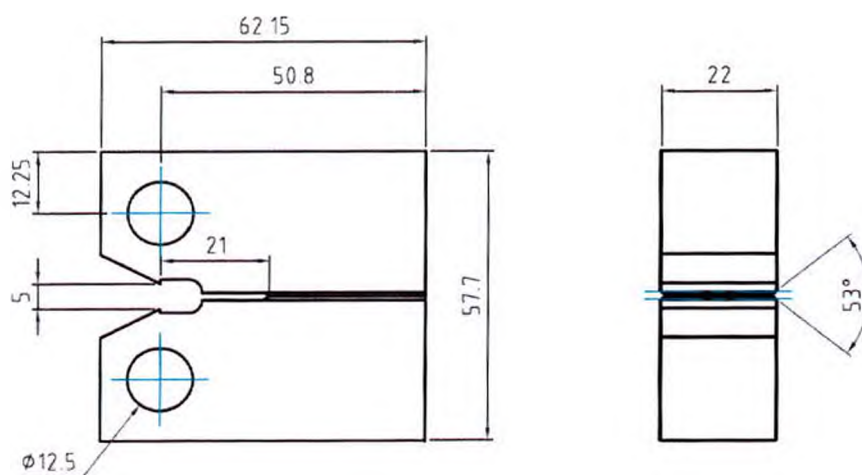


Figura 47: Esquema de probeta C(T) con entalla lateral acero A

En la Tabla 7 se indican las dimensiones nominales de las probetas utilizadas. Las dimensiones se seleccionaron con la finalidad de extraer probetas C(T) de probetas SE(B) ensayadas. La relación B/W en cada probeta se decidió de acuerdo con la disponibilidad de material.

Probeta	B	B _e	W	S
A SE(B)	22	-	63,5	254
A C(T)	22	-	50,8	-
A C(T) SG	22	21,8	50,8	-
B SE(B)	9	-	40	160
B C(T)	9	-	25,4	-

Tabla 7: Dimensiones nominales de las probetas fractomecánicas

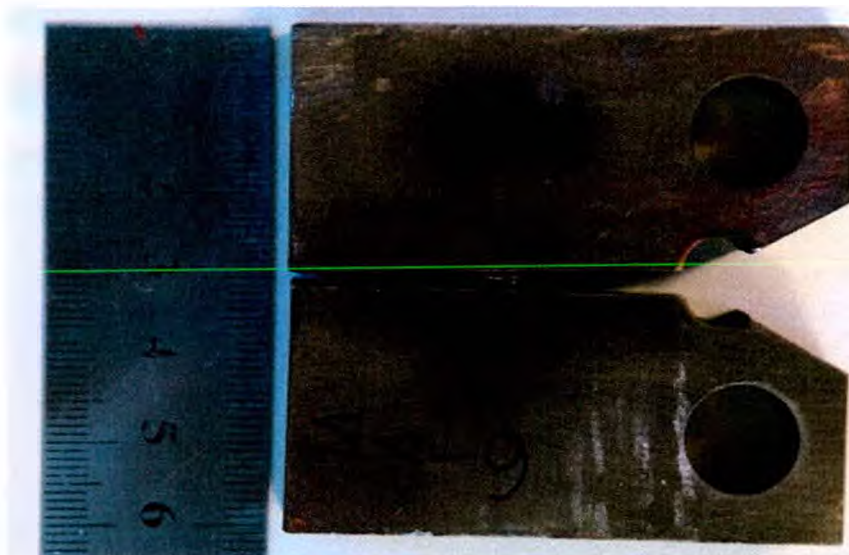


Figura 48: Fotografía de probeta C(T) con entalla lateral acero A

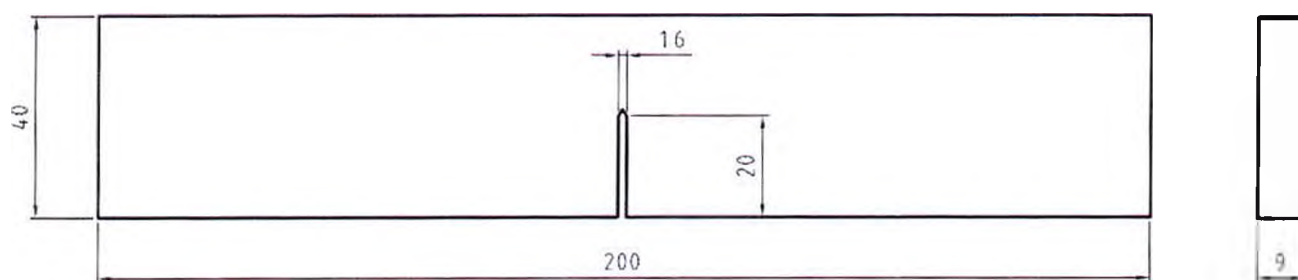


Figura 49: Esquema de probeta SE(B) acero B

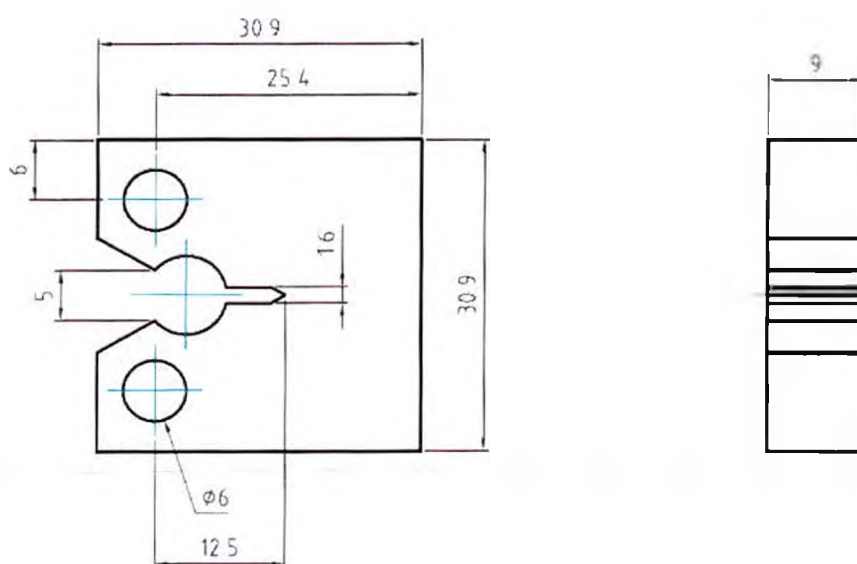


Figura 50: Esquema de probeta C(T) acero B



Figura 51: Fotografía de probeta C(T) acero B

Desde el punto de vista mecánico, las características microestructurales conducen al desarrollo, durante la propagación estable de delaminación y *tunneling* en los aceros microaleados.

En las Figuras 52 a 56 se observan fractografías de probetas ensayadas. Para ambos aceros, la superficie de fatiga, obtenida en la prefisuración, puede caracterizarse como típicamente de cuasiclívaje, sin trazas de estriaciones de fatiga.

La superficie correspondiente a la propagación estable muestra que el mecanismo dúctil en la propagación de fisura consiste en la coalescencia de microcavidades intergranulares. La distribución de tamaño de las microcavidades corresponden a un acero relativamente libre de inclusiones y con grano ferrítico fino.

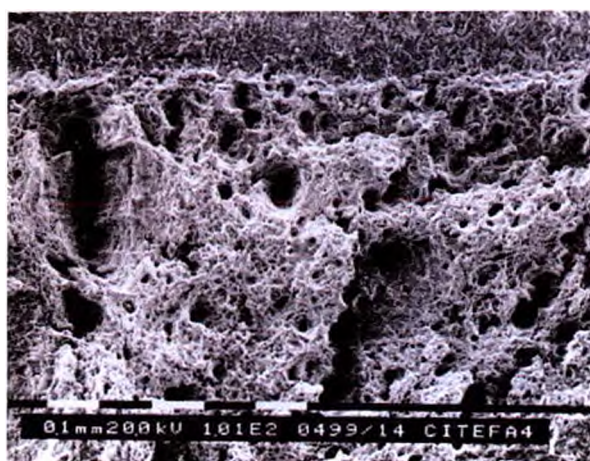


Figura 52: Fractografía de acero A

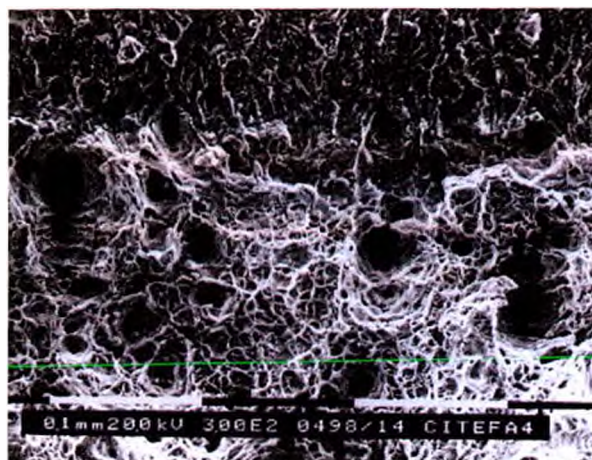


Figura 53: Fractografía de acero A. Detalle



Figura 54: Fractografía de acero B. Detalle

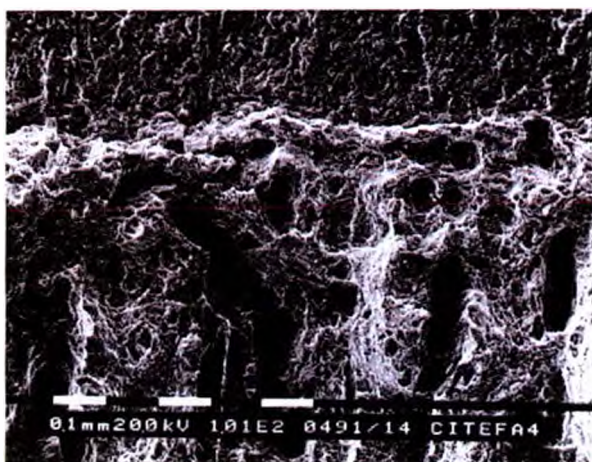


Figura 55: Fractografía de acero B. Detalle

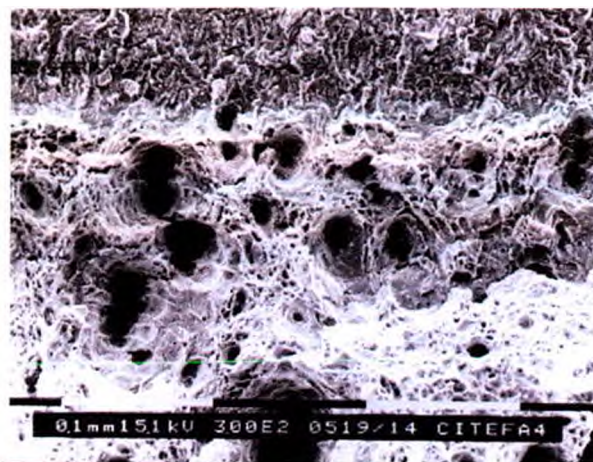


Figura 56: Fractografía de acero B

En ambos aceros una característica (más notable en el Acero B) son las delaminaciones, que se observan en todas las fractografías. La delaminación está íntimamente relacionada con el bandeado. La delaminación resulta en una disminución del espesor efectivo, con consecuencias en una mayor plasticidad y mayor resistencia aparente. La orientación relativa de las bandas perlíticas con el plano de la fisura tiene su importancia, ya que el efecto es mayor con probetas T-L comparadas con probetas L-T.

La delaminación a escala microestructural es común en materiales con inclusiones alineadas, aunque también se atribuyen a una ductilidad transversal relativamente baja combinado con el estado de tensiones/deformaciones originado por el confinamiento en el frente de fisura.

La delaminación macroscópica depende de la tensión hidrostática y del nivel de deformación, observándose en materiales de alta resistencia que contienen una gran densidad de partículas nucleadoras de microcavidades, que es el caso típico de los aceros microaleados²⁰⁵. Se presenta en escala macro cuanto mayor es la segregación de Mn y la presencia de inclusiones no metálicas) aunque también varía con el espesor.

En las Figuras 57 y 58 se observan superficies de fractura típicas.

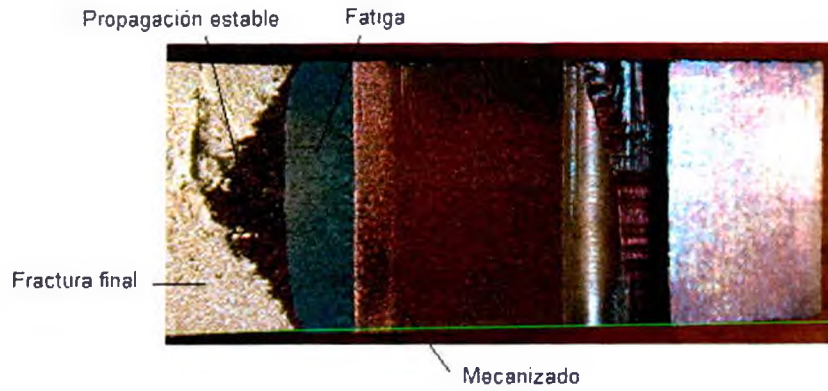


Figura 57: Superficie de fractura de acero A

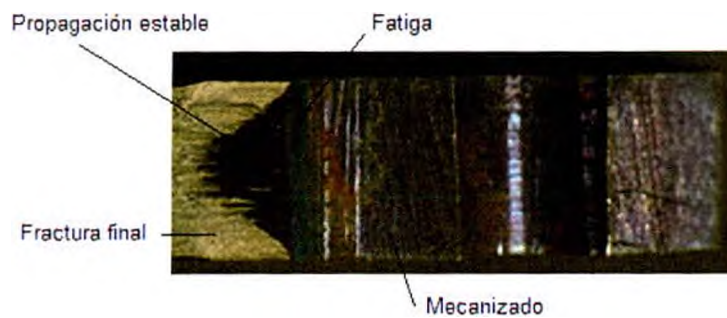


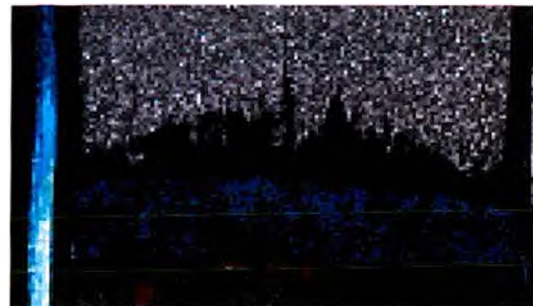
Figura 58: Superficie de fractura de acero B

Las superficies de fractura muestran contracción lateral (deformación plástica) en la región donde avanza Δa .

En las Figuras 59 y 60 se observa la delaminación que, en las Figuras 61a) y 62 está acompañada por *tunneling*. De acuerdo con la nomenclatura de Haskell, la delaminación observada corresponde con “*crack divider-type*” y se desarrolla paralela a la dirección de la propagación y perpendicular a la entalla²⁰⁶.



(a)



(b)

Figura 59: Detalle de la superficie de fractura de acero A

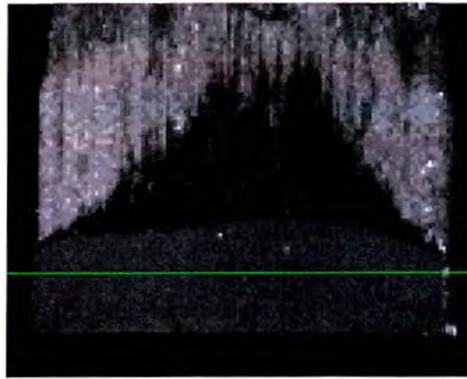


Figura 60: Detalle de la superficie de fractura de acero B

El *tunneling* es inherente a la propagación estable debido al perfil sobre el frente de fisura de la triaxialidad de tensiones y confinamiento a través del espesor. Mediante entallas laterales se puede corregir parcialmente. Se relaciona con una mayor plasticidad durante la propagación, que deriva en una mayor resistencia aparente porque se requiere más energía. La formación de *shear lips* consume mucha más energía que la fractura en deformación plana, lo que se traduce en un incremento real de la resistencia.

La resistencia debe atribuirse a acción de distintos mecanismos de fractura que no pudieron identificarse en las fractografías.

En el caso del acero A, con entallas laterales, se observó entonces un frente de fisura irregular con similares consecuencias.

Si bien la muestra es reducida, no se observan diferencias notorias entre las curvas J-Resistencia obtenidas con y sin entallas laterales. Se han publicado estudios sobre materiales similares, con resultados comparables a los obtenidos en este trabajo.

El análisis de las superficies de fractura es importante para la evaluación de los requisitos exigidos por las normas (que aseguran condiciones de alto confinamiento y deformación plana al inicio de la fractura), como para evaluar si la propagación estable está controlada por Integral J.

En la Tabla 8 se presenta un sumario de los ensayos fractomecánicos realizados.

En las Figuras 61 se observan vistas de la superficies de fractura ensayadas para el acero A. En las Figuras 62 se observan vistas similares para el acero B.

Probeta	SG	Óptico		P_{max} [N]	P_{final} [N]	δ_{final} [mm]	Δa [mm]
		a_i [mm]	a_f [mm]				
A C(T)1	No	24,21	26,41	45503	42265	2,939	2,20
A C(T)2	No	24,73	27,64	41724	34482	2,975	2,91
A C(T)3	No	25,35	26,39	41898	40854	2,162	1,04
A C(T)4	Si	23,70	25,56	45894	44117	2,15	1,86
A C(T)5	Si	22,96	24,34	48266	47645	1,61	1,38
A C(T)6	Si	23,37	25,83	43610	42887	1,681	2,46
A C(T)7	Si	23,80	27,21	47323	41392	3,20	3,41
A C(T)8	Si	25,32	28,37	38153	28253	3,375	3,05
A SE(B)1	Si	33,98	35,70	39056	38414	1,97	1,72
A SE(B)2	Si	33,70	36,14	40717	37973	1,70	2,44
A SE(B)3	Si	35,87	37,35	37172	39552	1,68	1,48
A SE(B)4	Si	36,01	38,60	35786	34382	2,37	2,59
A SE(B)5	Si	34,01	35,81	32156	28939	1,58	1,80
B C(T)1	No	13,95	15,98	7471	6208	0,91	2,03
B C(T)2	No	14,06	15,34	6833	6009	0,86	1,28
B C(T)3	No	14,01	14,80	7304	6819	0,67	0,79
B C(T)4	No	13,71	14,62	7584	5833	1,18	0,91
B C(T)5	No	14,56	16,53	6608	5740	1,05	1,97
B C(T)6	No	14,32	15,97	7422	6769	0,60	1,65
B C(T)7	No	13,81	14,59	7227	7001	0,49	0,78
B C(T)8	No	13,63	18,62	7102	3506	2,26	4,99
B SE(B)3	No	22,37	23,57	8995	8792	0,94	1,20
B SE(B)4	No	21,94	23,24	8651	8389	0,75	1,30
B SE(B)5	No	22,29	23,90	8478	8103	1,05	1,61

Tabla 8: Resumen de ensayos fractomecánicos

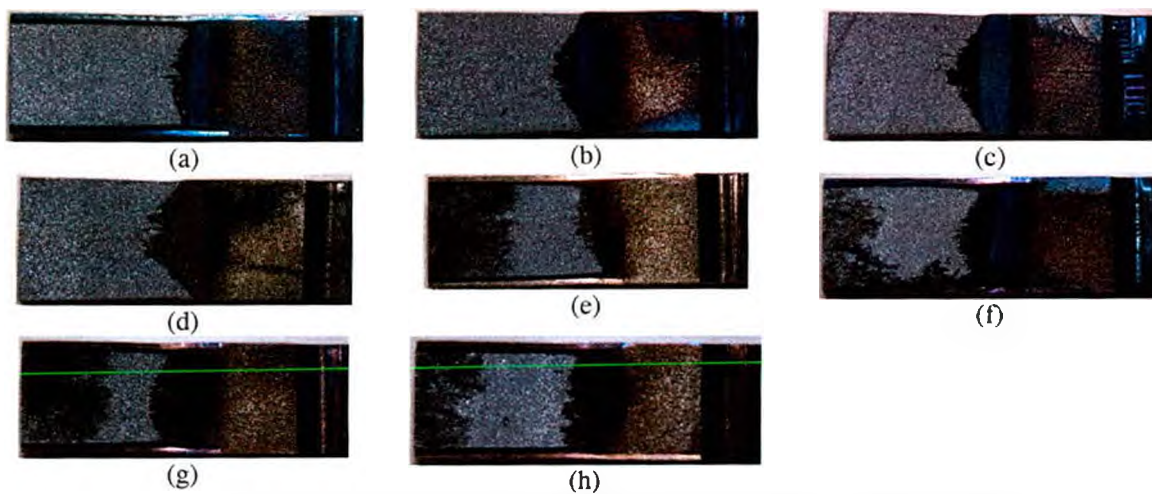


Figura 61a: Superficies de fractura analizadas acero A, probetas C(T)

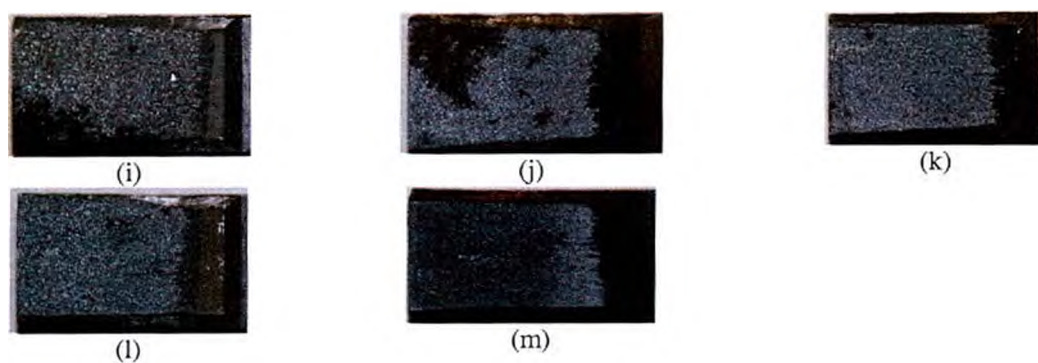


Figura 61b: Superficies de fractura analizadas acero A, probetas SE(B)

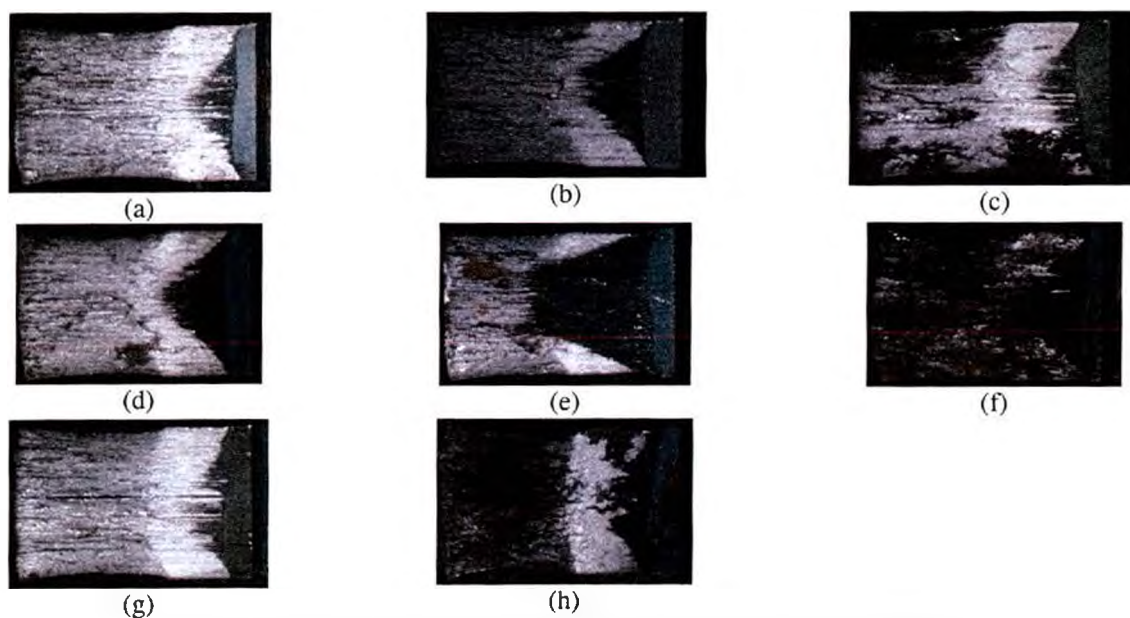


Figura 62a: Superficies de fractura analizadas acero B, probetas C(T)

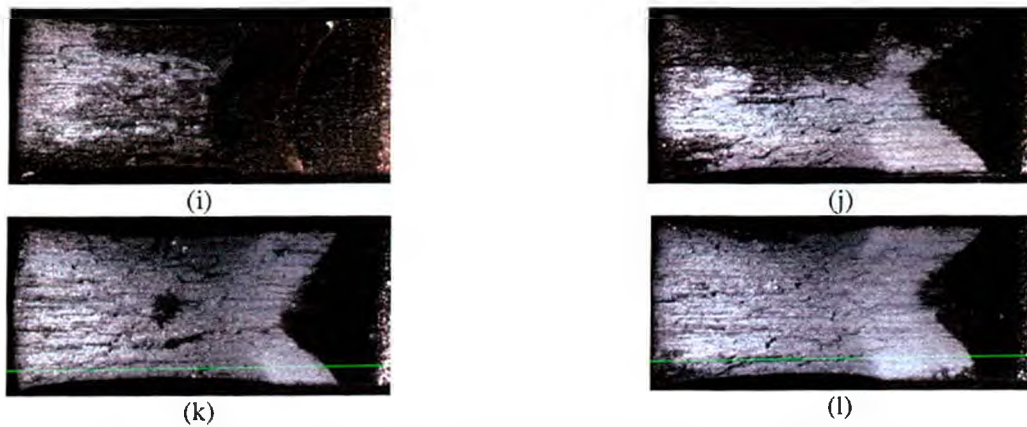


Figura 62b: Superficies de fractura analizadas acero B, probetas SE(B)

En las Figuras 63 a 66 se representan las curvas carga-desplazamiento obtenidas. Para el análisis de datos se utilizaron herramientas sencillas, pues toda la matemática requerida para la evaluación de parámetros fractomecánicos y el ajuste de datos no requiere más que planillas Microsoft Office Excel 2010 y/o programas de análisis de datos como MicroCal Origin 8.

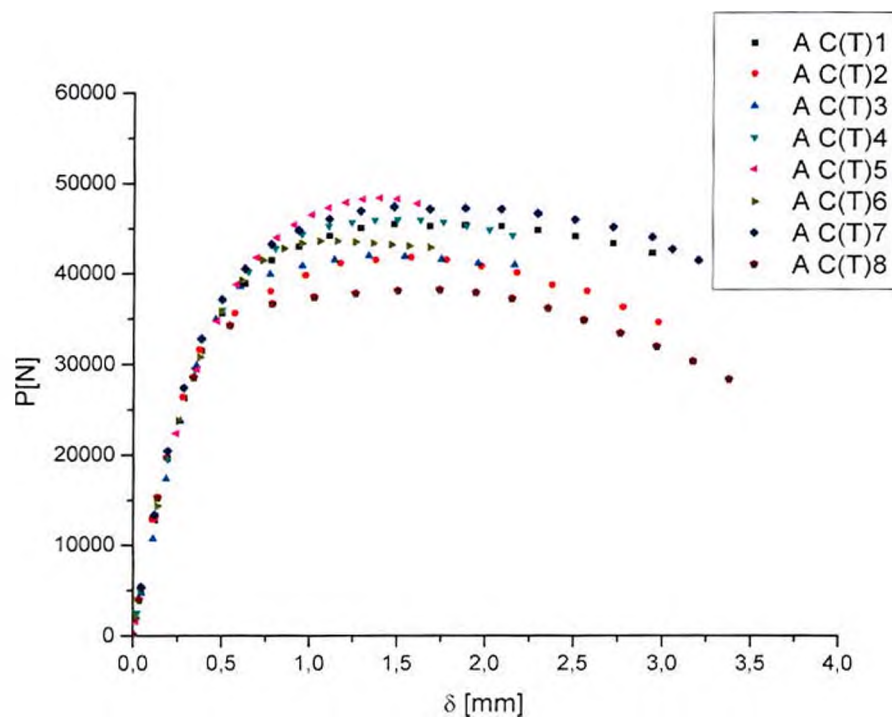


Figura 63: Curvas P- δ , probetas C(T) acero A

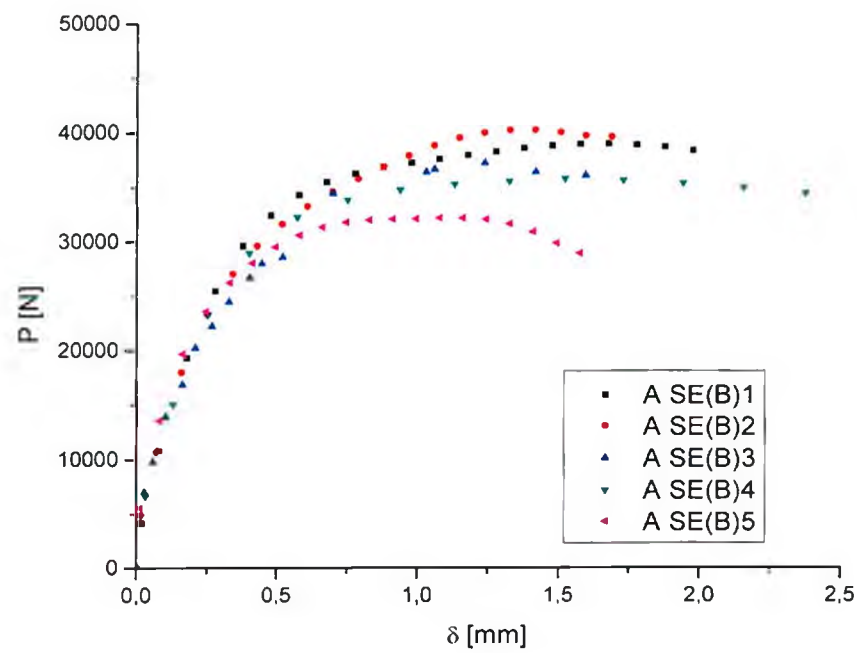


Figura 64: Curvas P- δ , probetas SE(B) acero A

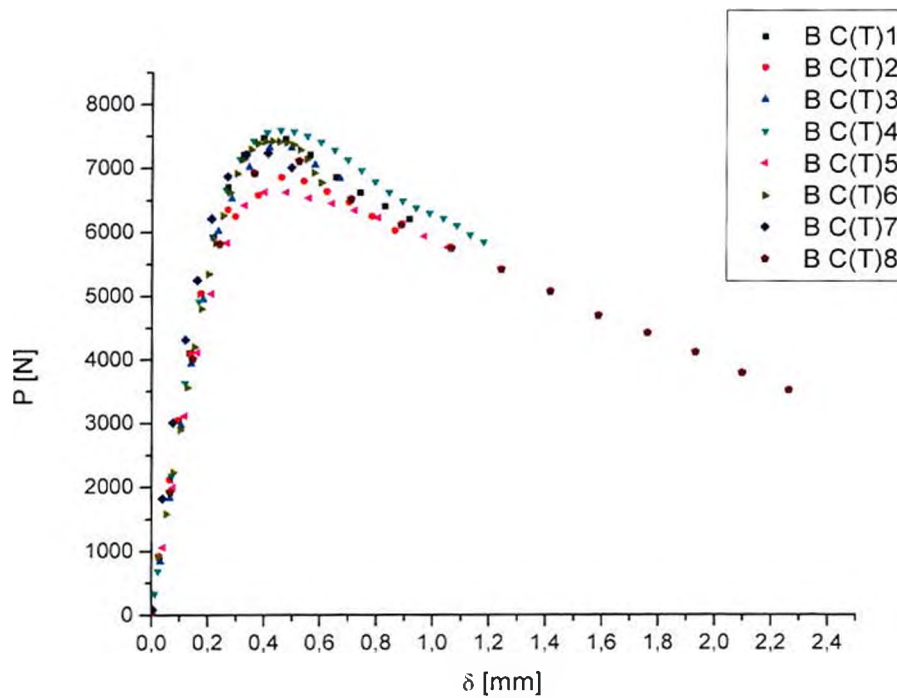


Figura 65: Curvas P- δ , probetas C(T) acero B

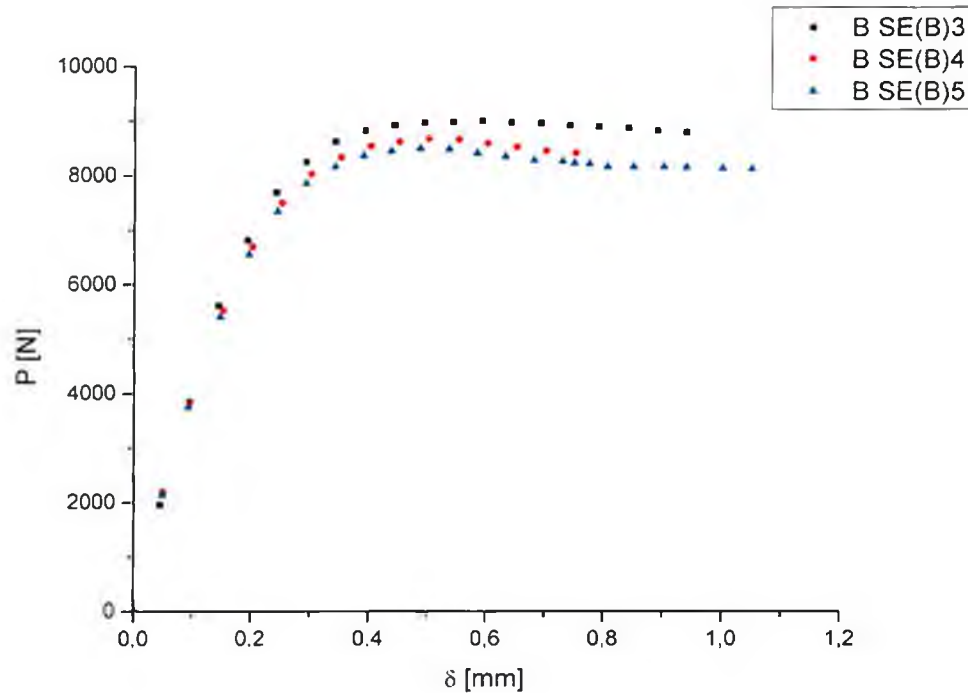


Figura 66: Curvas P-δ, probetas SE(B) acero B

En los ensayos se utilizó el software TestStar 2.0c, que en el módulo de fractomecánica 790.50 incluye el método de flexibilidad elástica con la particularidad de que se ajusta el módulo elástico efectivo con la longitud inicial (correspondiente a la prefisuración). la validación de las mediciones tomadas está sujeta a la comparación con las longitudes inicial y final medidas sobre la superficie de fractura.

La flexibilidad elástica es el método de referencia para la obtención de curvas de resistencia con probeta única. Sin embargo, deben satisfacerse numerosos requisitos que aseguren que la resistencia y la tenacidad medidas corresponden a deformación plana.

En general, las longitudes finales obtenidas por flexibilidad son 10-25% mayores que las medidas en la superficie de fractura.

Para elegir las probetas para ser referencia en el método de flexibilidad elástica se consideraron aquéllas con menor error en la predicción de la longitud final.

En las Figura 67 y 68 se representan curvas de resistencia obtenidas aplicando el método de flexibilidad elástica, cuyos resultados significativos se indican en la Tabla 9.

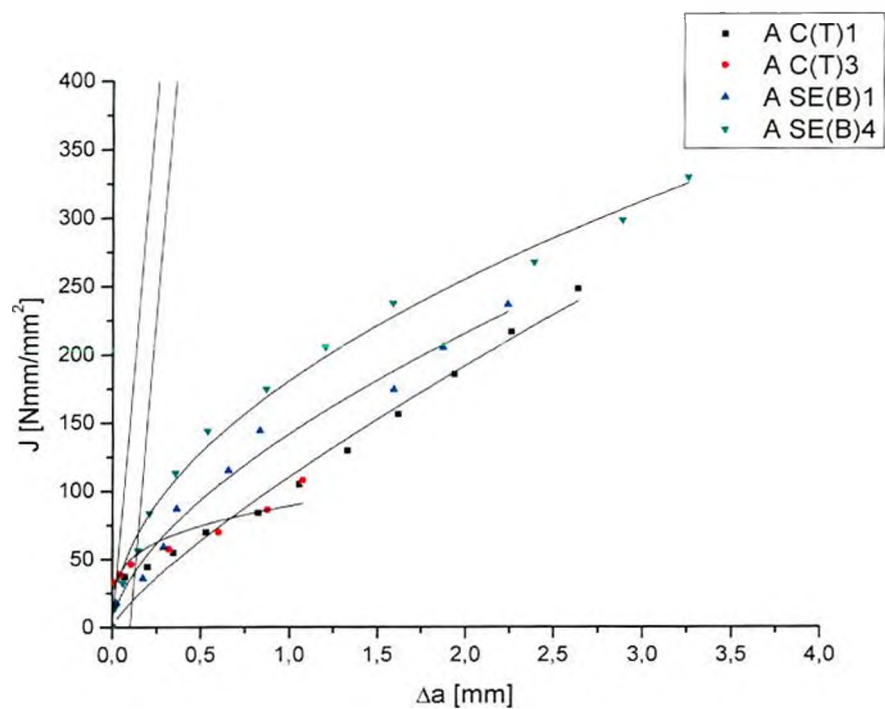


Figura 67: Curvas J-Resistencia obtenidas por flexibilidad elástica acero A

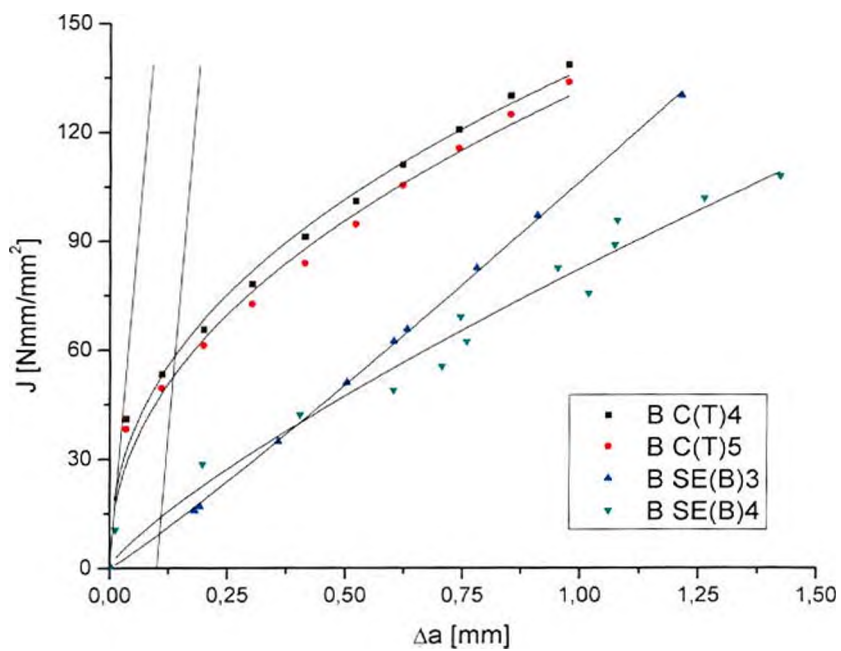


Figura 68: Curvas J-Resistencia obtenidas por flexibilidad elástica acero B

En la Figura 67 se observa que la probeta A C(T)3 tendría menor resistencia al desgarro comparada con las otras. Los resultados obtenidos en los ensayos presentan una dispersión importante, tanto en los valores J_Q como en las pendientes iniciales. Si bien las curvas J-Resistencia se informan como resultados individuales (se aplicaron métodos de probeta única), la estadística no es suficiente como para caracterizar el material.

Probeta	J_Q [Nmm/mm ²]
A C(T)1	74
A C(T)3	54
A SE(B)1	38
A SE(B)4	23
B C(T)4	58
B C(T)5	55
B SE(B)3	12
B SE(B)4	14

Tabla 9: Resultados obtenidos con el procedimiento de flexibilidad elástica

Las diferencias entre probetas C(T) y SE(B) pueden atribuirse a que los ensayos no pudieron validarse de acuerdo con los estrictos requerimientos de las normas aplicables. Los ensayos no resultaron válidos por las características del frente de fisura. Los valores de tenacidad obtenidos permiten suponer que hasta la iniciación, el estado de tensiones/deformaciones se mantuvo con elevado confinamiento y estado de deformación plana en ambos aceros. Una vez iniciada la propagación, se pierde confinamiento y se invalidan los resultados.

Seleccionamos probetas para normalización para disponer de una muestra representativa de las probetas ensayadas. Para la obtención de las curvas J-Resistencia por normalización se debe realizar un ajuste de carga y componente plástica del deslizamiento, para el que utilizamos un programa capaz de hacer ajuste de datos no lineales. En este trabajo se utilizó el MicroCal Origin 8, que aplica el algoritmo de Levenberg–Marquardt donde los parámetros de ajuste se obtienen en forma iterativa. Ejemplos de los ajustes realizados se observan en las Figuras 69 y 70.

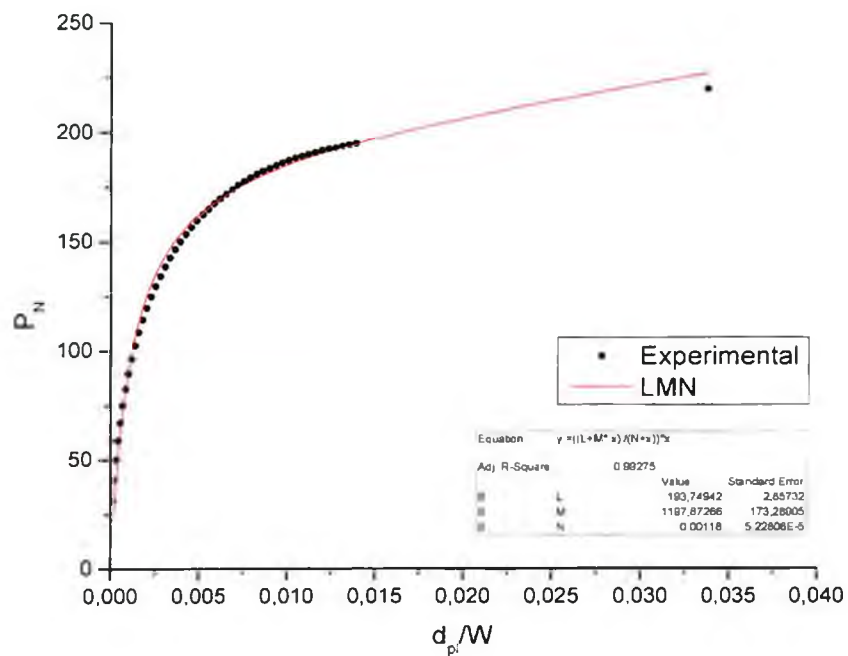


Figura 69: Curva de ajuste para normalización, probeta A C(T)4

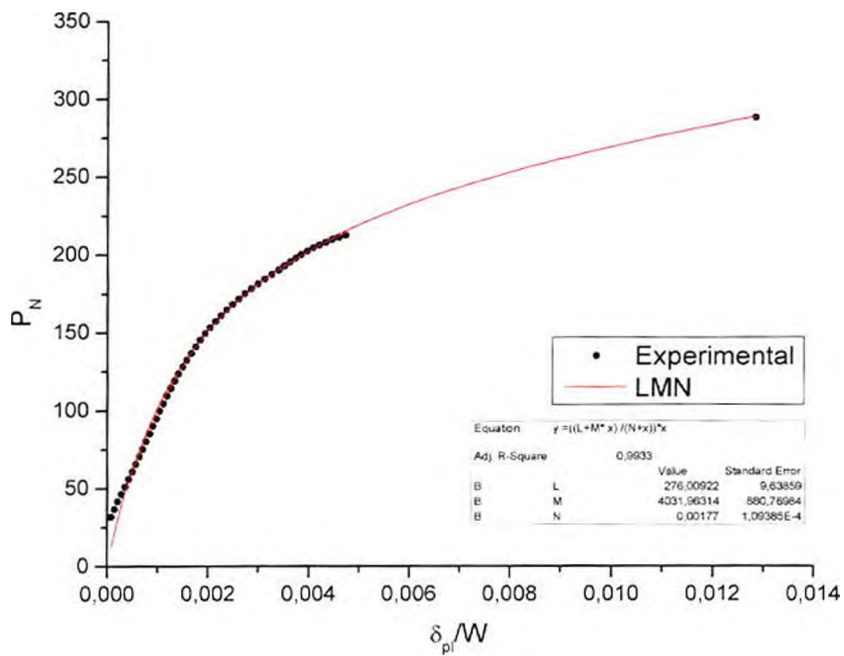


Figura 70: Curva de ajuste para normalización probeta B C(T)6

Para obtener la longitud de fisura en cada punto de las curvas normalizadas, se requiere resolver las ecuaciones no lineales ya indicadas [88] y [89]. Esta operación puede resolverse con programas muy simples, en nuestro caso lo hicimos con el programa Microsoft Office Excel. Las curvas obtenidas se representan en las Figuras 71 y 72.

Los resultados se resumen en la Tabla 9.

Probeta	J_Q [Nmm/mm ²]
A C(T)4	125
A C(T)5	170
A C(T)6	176
B C(T)2	38
B C(T)6	42
B C(T)7	26

Tabla 9: Resultados obtenidos con el procedimiento de normalización

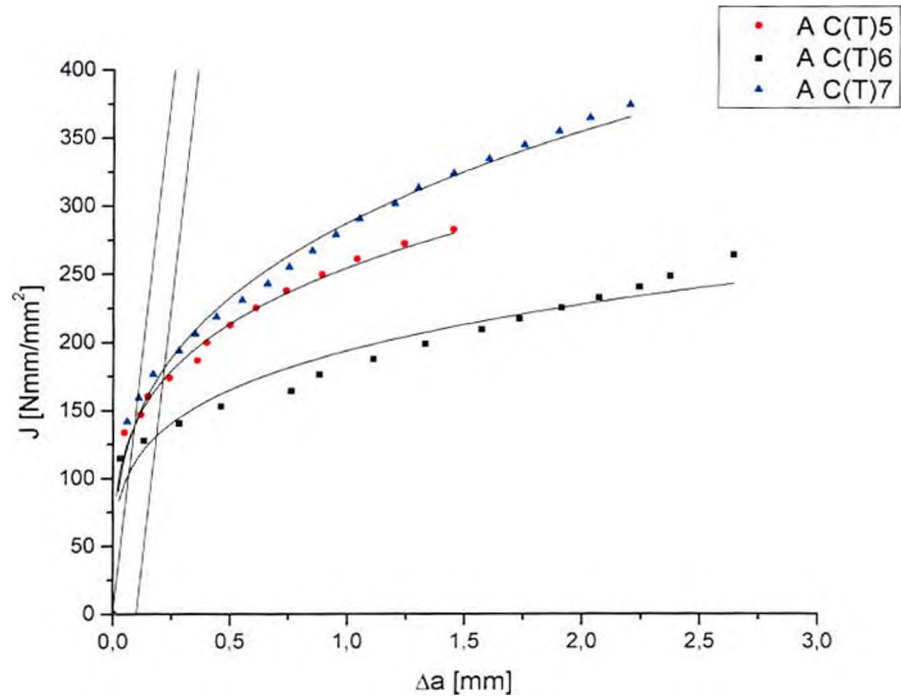


Figura 71: Curvas J-Resistencia obtenidas por normalización para probetas A C(T)

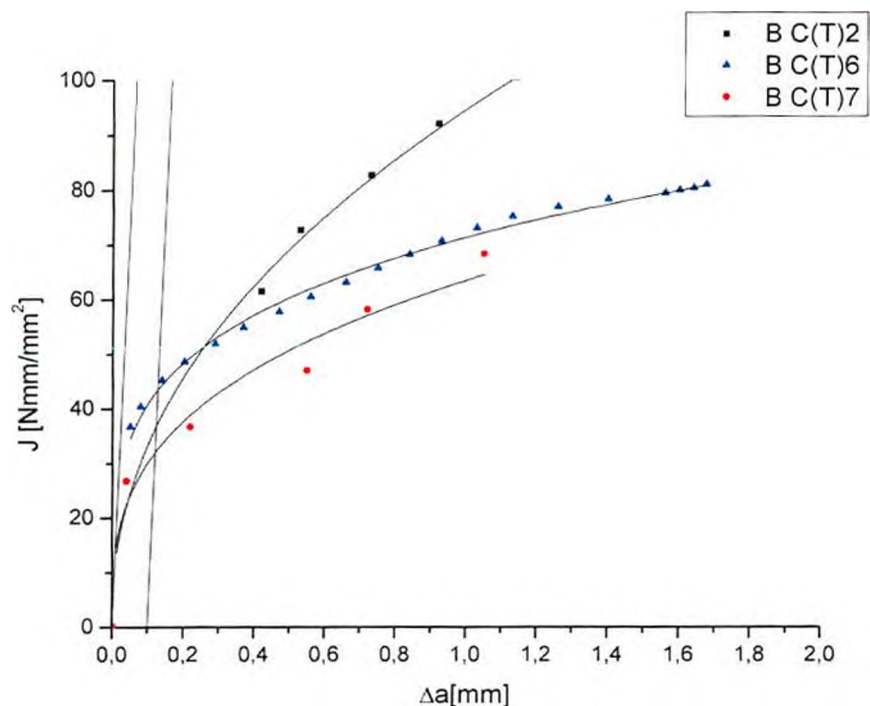


Figura 72: Curvas J-Resistencia obtenidas por normalización para probetas B C(T)

Los resultados obtenidos por normalización deben considerarse como preliminares, en parte por el número limitado de probetas y fundamentalmente porque en muchas probetas el rango de propagación estudiado excede los contemplados en los métodos estandarizados (y por supuesto los límites del control por Integral J).

En nuestro caso, sin embargo, representan una base de comparación suficiente para el método propuesto.

En la Figura 73 observa el detalle del método original para la determinación del inicio de la propagación. Hasta el inicio de la propagación, la propagación aparente sólo puede atribuirse al enroscamiento de la fisura.

El mejor ajuste de la curva se obtiene eliminando los datos iniciales y los no lineales adyacentes a la carga máxima. La pendiente depende de la geometría de la probeta y el sistema de carga. También son importantes los errores experimentales. En muchos casos se debió corregir los registros de desplazamiento para eliminar el *offset* de los datos.

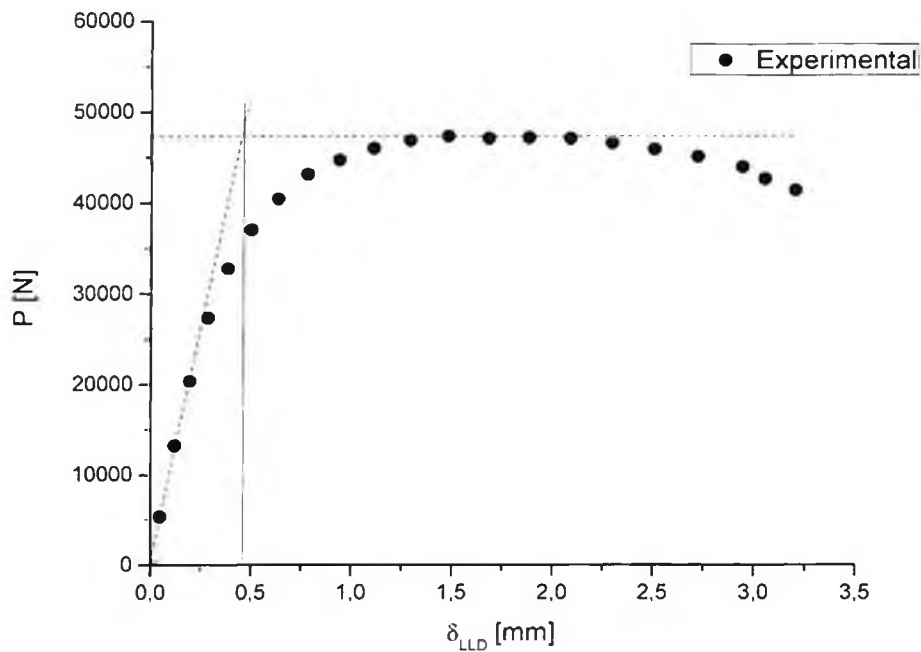


Figura 73: Detalle de la determinación del inicio en el procedimiento gráfico-analítico en la probeta A C(T) 7

La característica común a todos los métodos directos radica en la dificultad que supone determinar el inicio de la propagación estable. Sobre este punto, el método propuesto inicialmente identificaba el inicio a partir de la curva carga-desplazamiento experimental. En nuestro caso proponemos utilizar una expresión analítica (basada en el cálculo de la carga límite *lower bound*) que permitiría eliminar toda ambigüedad en la determinación de la pendiente inicial.

En las Figuras 74 y 75 se representan las leyes de propagación asumidas en los métodos estudiados, para probetas evaluadas a modo de ejemplo.

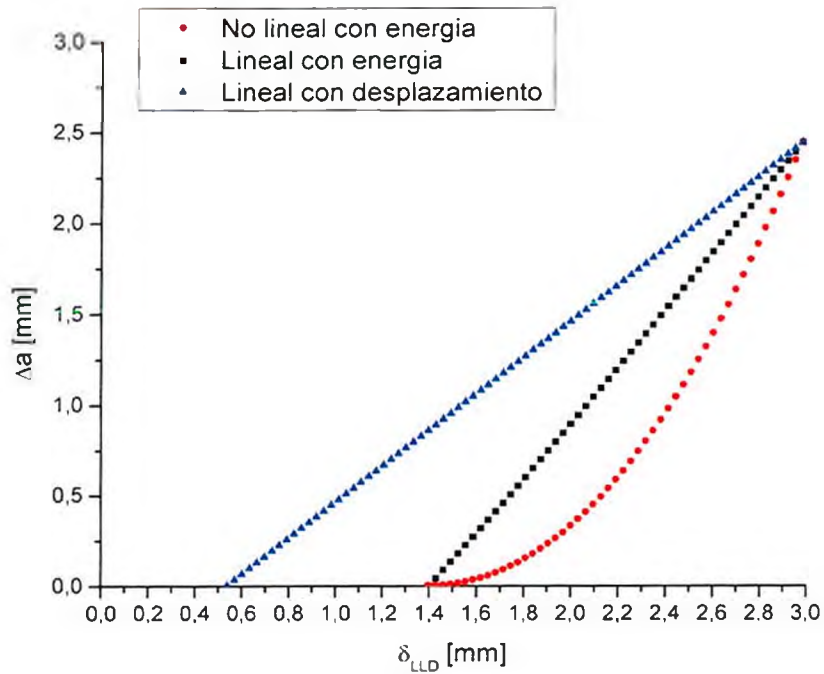


Figura 74: Comparación de leyes de propagación aplicado a la probeta A SE(B)2

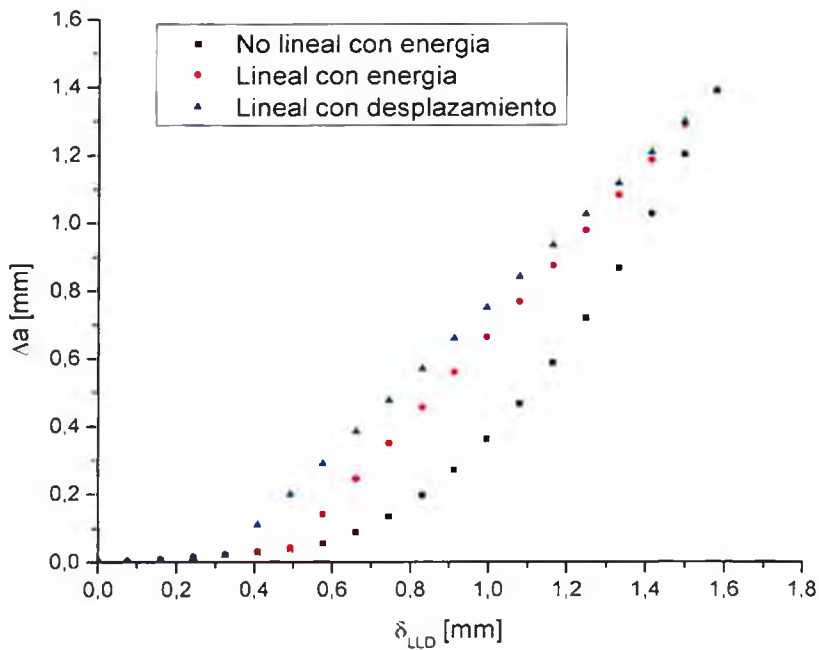


Figura 75: Comparación de leyes de propagación aplicado a la probeta B SE(B)3

En la Tabla 10 se indican los resultados para los ensayos donde se aplica el método directo propuesto, y la alternativa donde se revisan las posibilidades para determinar el inicio de la propagación y la ley de propagación.

Probeta	SG	P_{max} [N]	P_L [N]	P_{Q1} lorio Modif [N]	P_{Q3} lorio [N]
A C(T)1	No	45503	33752	39627	35521
A C(T)2	No	41724	32269	36996	32060
A C(T)3	No	41898	30555	36227	35253
A C(T)4	Si	45894	32245	39069	34621
A C(T)5	Si	48266	37483	42874	35081
A C(T)6	Si	43610	36233	39921	31065
A C(T)7	Si	47323	34949	41136	35441
A C(T)8	Si	38153	30636	34393	29927
A SE(B)1	Si	39056	30363	34709	29545
A SE(B)2	Si	40717	30951	35834	26969
A SE(B)3	Si	37172	26537	31854	21667
A SE(B)4	Si	35786	26263	31024	23344
A SE(B)5	Si	32156	30301	31228	22580
B C(T)1	No	7471	6022	6746,5	6482
B C(T)2	No	6833	5893	6363	5706
B C(T)3	No	7304	5951	6627,5	6102
B C(T)4	No	7584	6309	6946,5	6551
B C(T)5	No	6608	5329	5968,5	5727
B C(T)6	No	7422	5595	6508,5	6490
B C(T)7	No	7227	6188	6707,5	4986
B C(T)8	No	7102	6406	6754	6009
B SE(B)3	No	8995	7942	8468,5	7430
B SE(B)4	No	8651	8334	8492,5	6985
B SE(B)5	No	8478	8014	8246	7114

Tabla 10: Resumen de cargas de inicio para el método gráfico-analítico

No se dispone de un procedimiento confiable para la determinación del inicio de la propagación estable. Por consideraciones geométricas, está siempre ubicado cerca de la carga máxima. Depende de las propiedades mecánicas del material, particularmente el endurecimiento por deformación. El inicio de la propagación estable depende de la geometría y del confinamiento en el frente de fisura.

La ley de propagación también es controversial, con una incertidumbre que únicamente podría salvarse en métodos de probeta múltiple. Se concluye que la ley resultante de suponer la longitud de fisura como lineal con respecto al desplazamiento total (al igual que con el desplazamiento plástico) es la ley más conservativa. En consecuencia, se obtendrán valores conservativos para la iniciación de fisura.

El análisis del método propuesto será en base al valor inicial J_Q . Una opción interesante sería comparar la pendiente dJ/da cuando $J = J_Q$. Sin embargo, la diferenciación de datos experimentales puede hacerse sólo cuando se satisfacen requisitos en cuanto a la calidad de los datos experimentales. Para el uso de las curvas de resistencia en análisis estructural es necesario centrar la atención en la resistencia al desgarro.

En las siguientes Figuras se observan las curvas J-Resistencia obtenidas. Se incluyen las líneas de enromamiento y la línea de exclusión inicial indicada por el procedimiento ESIS/ISO. Este criterio lo aplicamos porque también utilizamos la misma normativa para la corrección por propagación y la evaluación de Integral J. A los fines de un análisis comparativo, la definición del *offset* de ASTM es equivalente.

Las otras líneas de inclusión no son relevantes para la comparación de las curvas que se realiza en base a los valores de inicio.

En las Figuras 76 a 79 se observan las curvas J-Resistencia obtenidas para los aceros A y B. La primera parte de las curvas J-Resistencia se reemplaza con la suposición de que la propagación de fisura es aparente, y se estima en base a la plasticidad inicial hasta la carga correspondiente al inicio.

La ley de propagación se supuso lineal con el desplazamiento total. El inicio de la propagación se obtuvo por construcción.

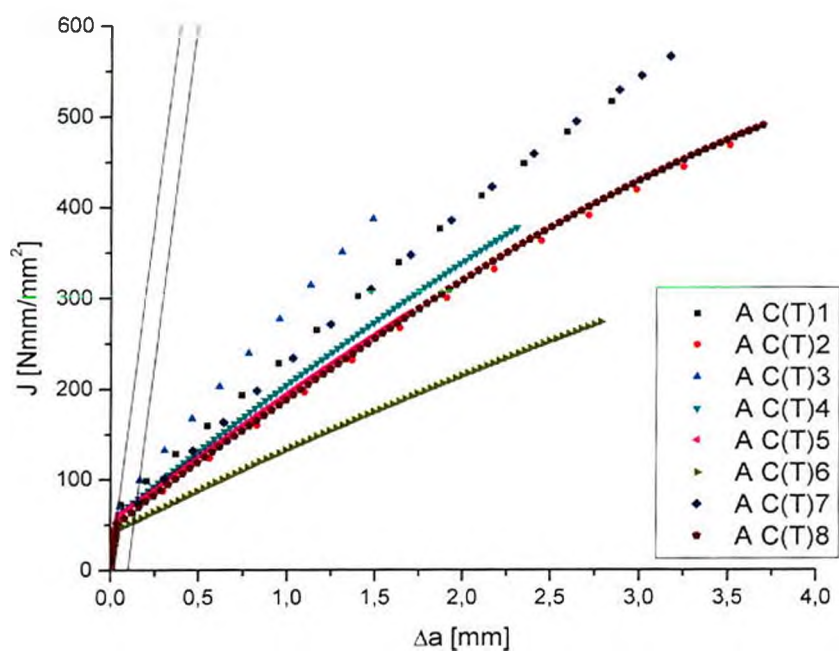


Figura 76: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación lineal con desplazamiento total. Probetas C(T)

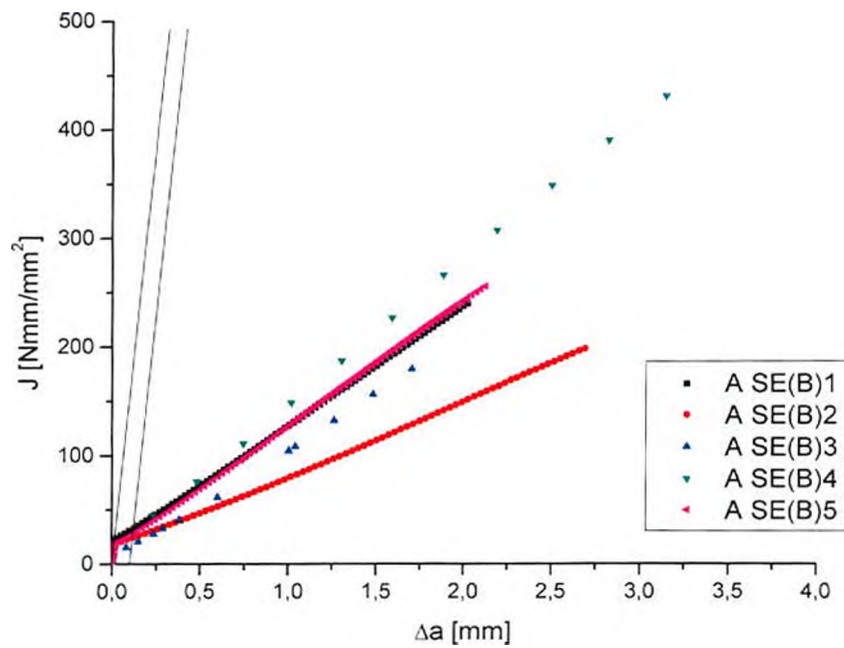


Figura 77: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación lineal con desplazamiento total. Probetas SE(B)

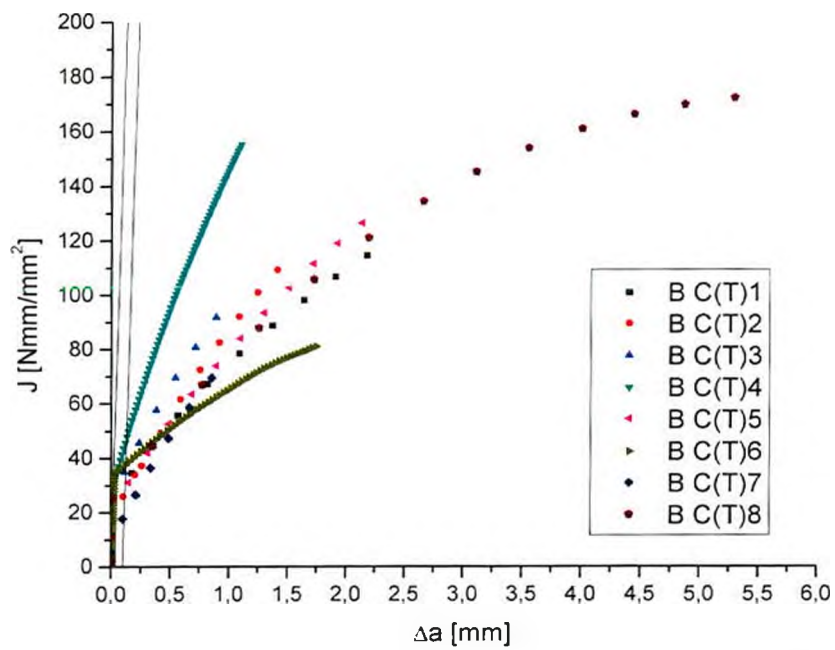


Figura 78: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación lineal con desplazamiento total. Probetas C(T)

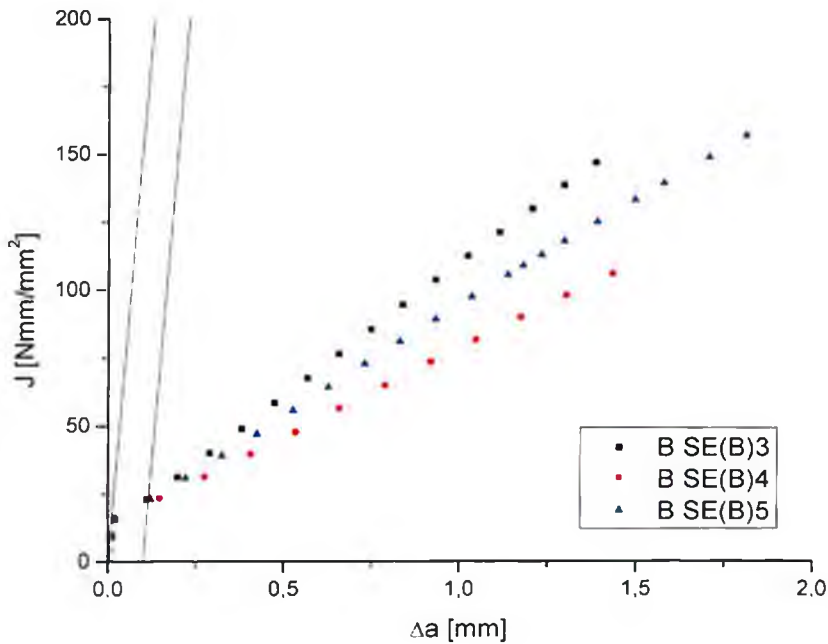


Figura 79: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación lineal con desplazamiento total. Probetas SE(B)

En las Figuras 80 a 87 se asumió como inicio, el punto de la curva carga-desplazamiento correspondiente a la semisuma de la carga límite *lower bound* y la carga máxima obtenidas en la Tabla 10, de acuerdo con la expresión [91].

En las Figuras 80 a 84 se representan las curvas J-Resistencia obtenidas aplicando la ley de propagación lineal con la energía, según la expresión [94a].

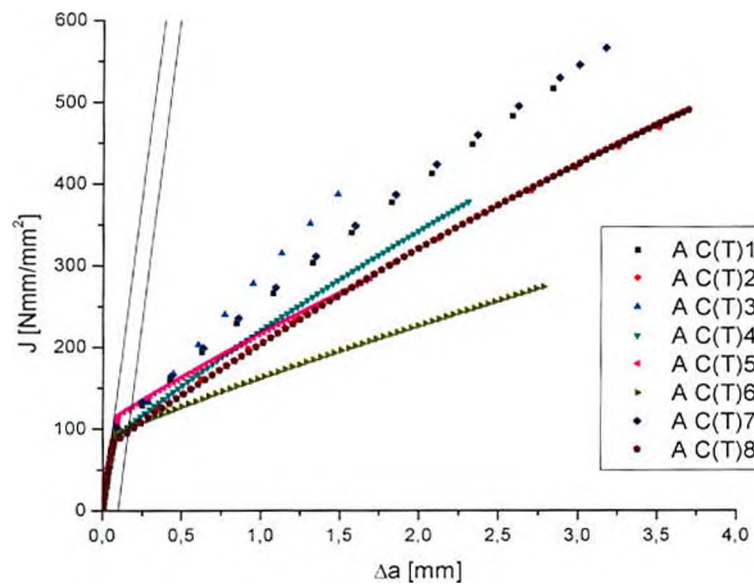


Figura 80: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación lineal con energía Probetas C(T)

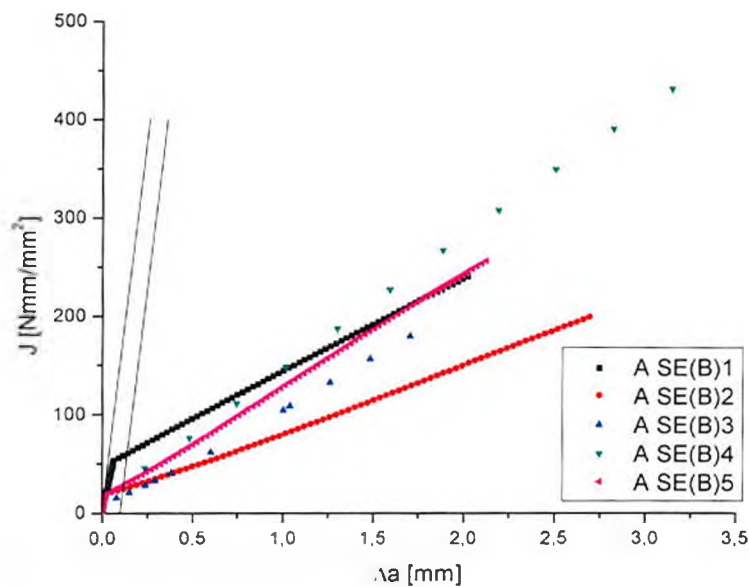


Figura 81: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación lineal con energía. Probetas SE(B)

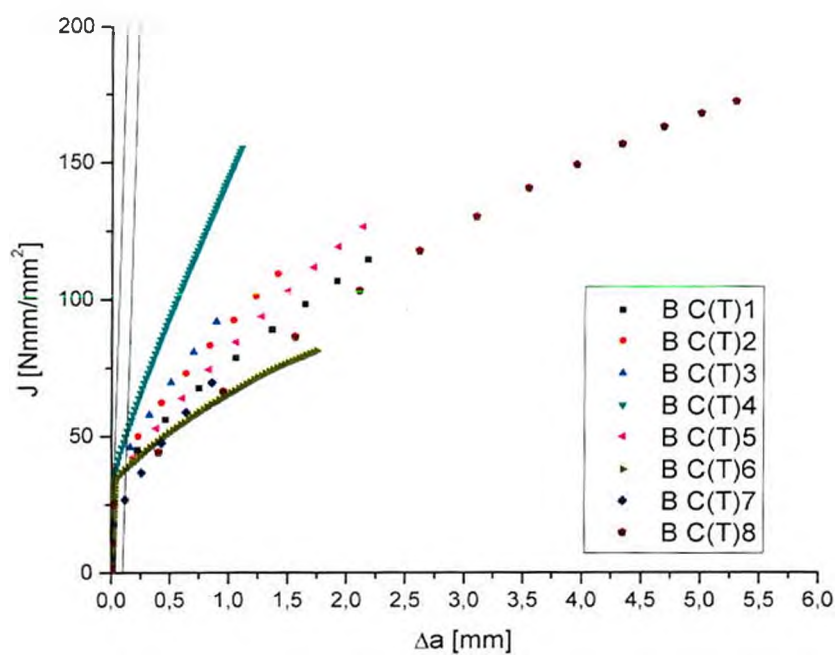


Figura 82: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación lineal con energía. Probetas C(T)

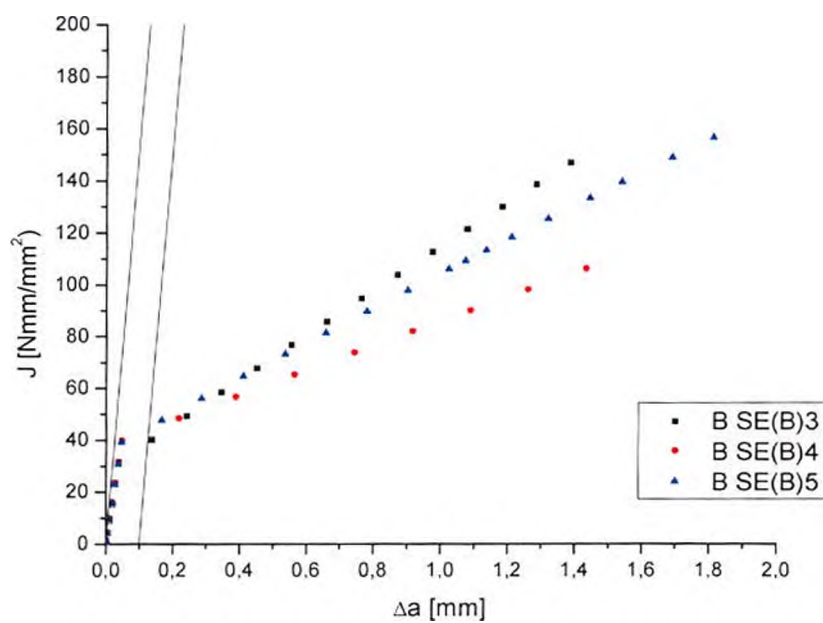


Figura 83: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación lineal con energía. Probetas SE(B)

En las Figuras 84 a 87 se representan las curvas conforme la ley no lineal con la energía de acuerdo con la expresión [94b].

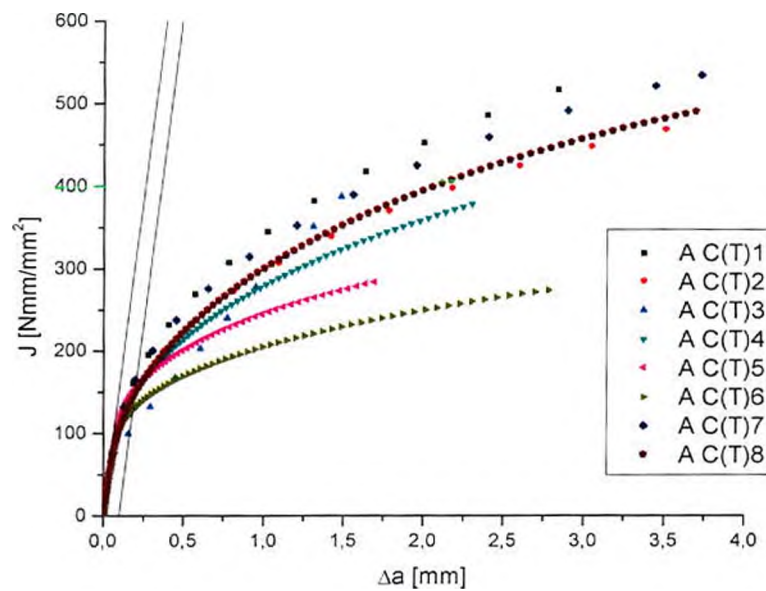


Figura 84: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación no lineal con energía Probetas C(T)

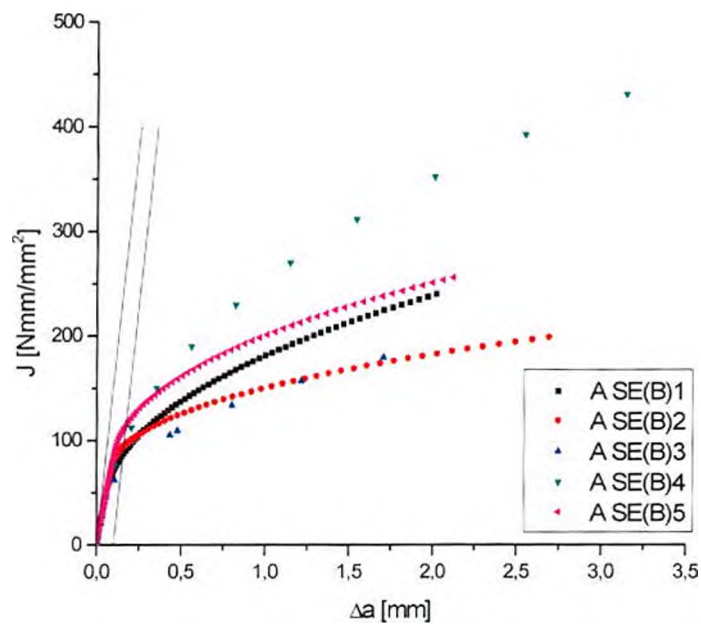


Figura 85: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero A, propagación no lineal con energía. Probetas SE(B)

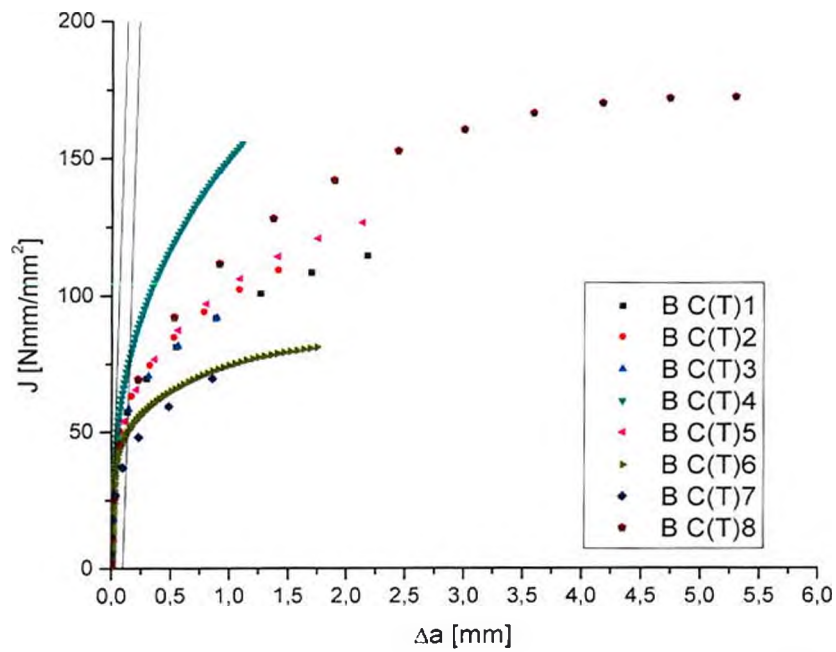


Figura 86: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación no lineal con energía. Probetas C(T)

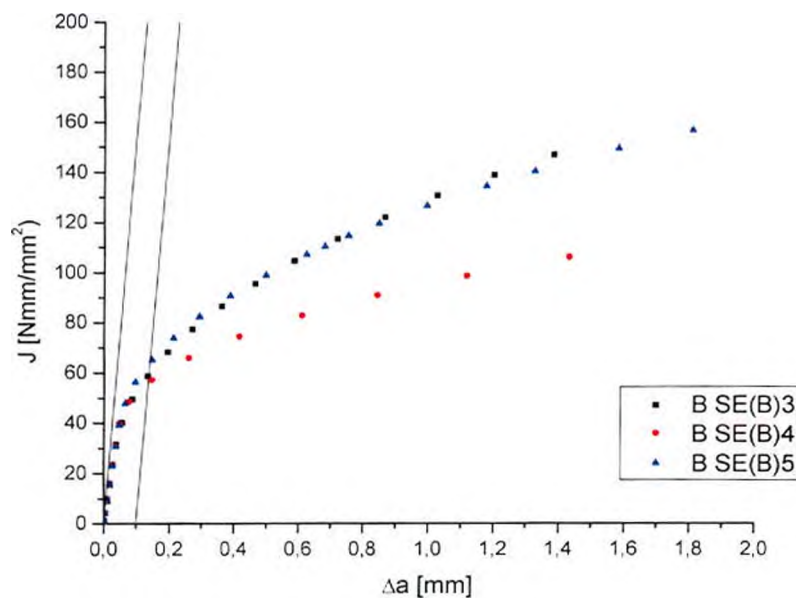


Figura 87: Curvas J-Resistencia obtenidas por procedimiento gráfico-analítico acero B, propagación no lineal con energía. Probetas SE(B)

Probeta	J_{QA} [Nmm/mm ²]	J_{QB} [Nmm/mm ²]	J_{Qc} [Nmm/mm ²]
A C(T)1	96	115	180
A C(T)2	61	96	149
A C(T)3	98	106	100
A C(T)4	75	100	150
A C(T)5	73	121	151
A C(T)6	50	100	132
A C(T)7	73	113	179
A C(T)8	60	97	150
A SE(B)1	30	54	94
A SE(B)2	23	22	99
A SE(B)3	20	17	70
A SE(B)4	30	26	102
A SE(B)5	28	25	108

Tabla 11: Resultados obtenidos con el procedimiento gráfico-analítico, lineal con desplazamiento total, acero A

Probeta	J_{QA} [Nmm/mm ²]	J_{QB} [Nmm/mm ²]	J_{Qc} [Nmm/mm ²]
B C(T)1	31	44	63
B C(T)2	25	46	66
B C(T)3	38	43	63
B C(T)4	45	50	75
B C(T)5	30	45	65
B C(T)6	37	38	49
B C(T)7	19	25	57
B C(T)8	32	46	67
B SE(B)3	24	44	62
B SE(B)4	23	40	58
B SE(B)5	24	42	63

Tabla 12: Resultados obtenidos con el procedimiento gráfico-analítico, lineal con desplazamiento total, acero B

En las Tablas 11 y 12 se presentan las comparaciones para los valores J_Q obtenidos en cada caso. Los subíndices A, B y C representan los métodos original (inicio por construcción, ley lineal de crecimiento con el desplazamiento total) y modificado (inicio por [91], propagación por [94a] y [94b]).

En la interpretación de los resultados se combinan la dispersión entre las curvas y la extensión de la propagación controlada por Integral J. Sin embargo, la resistencia a la propagación de fisuras es una característica estructural más que una propiedad del material.

Nada hace suponer que los mecanismos de propagación se mantienen invariables durante la propagación (a determinada extensión de la propagación en algunos materiales se observa que la fisura cambia de plano, lo que se atribuye claramente a un cambio en los mecanismos de propagación). El modo de falla en componentes puede ser muy distinto al observado en probetas de laboratorio lo que se atribuye a condiciones particulares de confinamiento.

Los resultados son muy similares asumiendo leyes lineales, lo que se explica porque las suposiciones también son similares, ya que sólo difieren en la determinación del inicio de la propagación. Cuando la ley de propagación es no lineal con la energía, se obtienen valores de iniciación significativamente más elevados.

Las curvas J-Resistencia presentan una dispersión más importante en la pendiente. Por las características del método, la interpolación en el rango de propagación depende en gran medida de cómo evaluar la situación en el punto final. Por lo general, se acepta que la pérdida de confinamiento acompaña la transición de deformación plana a tensión plana. Por la presencia de *tunneling*, nuestra suposición consiste en que la pérdida de confinamiento ocurre inmediatamente después del inicio. En este caso, el confinamiento se mantiene constante en tanto la propagación estable se mantenga en el mismo plano de fisura.

El punto de vista de la transferibilidad de los resultados de laboratorio a situaciones de diseño depende del procedimiento para extrapolar los resultados.

El confinamiento en las probetas y componentes/estructuras en condiciones de Fluencia en Gran Escala es intrínsecamente dependiente del tamaño y la geometría.

12. DISCUSIÓN Y RESULTADOS

El objetivo del trabajo es aplicar un nuevo método directo para la obtención de curvas de resistencia y compararlo con las opciones disponibles. En consecuencia, en este trabajo se trata de extender la aplicación del nuevo método a situaciones donde los procedimientos estándar no están disponibles. Por lo tanto, se estudió fundamentalmente la posibilidad de evaluar la resistencia a la propagación para extensiones de fisura relativamente grandes. Se realizó una exhaustiva búsqueda bibliográfica, analizando líneas de investigación que apuntan a una reinterpretación de las curvas de resistencia, sobre la base de la extensión del criterio de Griffith a fractura elastoplástica.

El método propuesto se ha comparado con (a) flexibilidad elástica y (b) normalización. El valor de iniciación J_Q presenta dificultades importantes. Definido como la intersección entre la curva de resistencia y la línea de enromamiento (con un *offset* de 0,2 mm en ASTM; 0,1 mm en ISO/ESIS). En nuestro caso, sostenemos la idea de que puede determinarse en forma menos ambigua sobre la base de parámetros tales como la carga límite y la carga máxima. La ley de propagación en normalización se supone lineal con el desplazamiento plástico normalizado mientras que en nuestro caso consideramos que la ley de crecimiento debe especificarse según la utilización prevista para la curva de resistencia. En caso de que sea de interés únicamente la determinación del inicio, la ley de propagación lineal con el desplazamiento total es adecuada, mientras que el análisis de inestabilidad debe considerar la naturaleza no lineal de la propagación con el desplazamiento. Alternativamente, se pueden utilizar otros parámetros como las expresiones indicadas en [94].

El método propuesto originalmente es un método gráfico-analítico. En este trabajo se revisan los criterios para determinar el inicio de la propagación y la ley de crecimiento de fisura.

Se trata de un método semiempírico que se propone como alternativa a la normalización (más restrictiva) en casos específicos:

- 1) probetas no estándar - probetas pequeñas
- 2) número limitado de probetas

En este trabajo se seleccionaron dos aceros microaleados, cuya caracterización fractomecánica presenta dificultades. Por sus características microestructurales, si bien la fractura es dúctil se observa delaminación. Este fenómeno tiene como resultado la disminución del espesor efectivo y la tendencia a pasar a estados de tensión plana en el frente de fisura inmediatamente una vez iniciada la propagación estable. Por otra parte, la magnitud de la delaminación depende, entre otros factores, del espesor de las probetas. Ambos aceros muestran tendencia a la propagación con *tunneling*, que tiene un efecto similar. En el caso del acero A se utilizaron entallas laterales para corregir la tendencia al *tunneling* pero, en ese caso, se observaron frentes de fisura irregular. Estos fenómenos, tienen una influencia difícil de determinar sobre las curvas de resistencia pero fundamentalmente invalidan los ensayos de acuerdo con los estándares.

El desarrollo de procedimientos experimentales para determinar curvas de resistencia es un campo muy activo en la investigación fractomecánica. La caracterización de la resistencia durante la propagación estable es un tema muy analizado desde su inicio y mientras la propagación está controlada por Integral J. Desde el punto de vista del diseño y el análisis estructural, un criterio de falla basado en la iniciación puede ser demasiado conservativo en muchas aplicaciones. El concepto de control por Integral J es muy restrictivo.

El estudio de la resistencia a la propagación no controlada por Integral J y el análisis de la inestabilidad están menos desarrollados, pero el interés se mantiene pues es creciente la utilización de materiales de mediana resistencia y elevada tenacidad, donde la propagación estable puede extenderse mucho más allá de la propagación controlada por Integral J.

Aún con el nivel actual de conocimiento y las posibilidades de los métodos numéricos, no están totalmente resueltos los problemas de transferibilidad de resultados de ensayos de laboratorio a problemas de diseño y/o análisis estructural. Los problemas se atribuyen fundamentalmente a la utilización de Integral J como parámetro en las curvas de resistencia. El estado de tensiones/deformaciones en el frente de fisura es difícil de calcular experimentalmente, particularmente cuando el análisis basado en Integral J se aplica estrictamente a fisuras estacionarias.

Los esfuerzos para resolver el problema planteado han seguido caminos analíticos y numéricos, aunque las probetas están diseñadas para mantener confinamiento elevado hasta la iniciación. Durante la propagación estable se tienen evidencias de pérdida de confinamiento. Analíticamente se han propuesto distintos métodos para corregir las curvas experimentales con el confinamiento (cuantificado con segundo parámetro). También se analizan distintas posibilidades para extrapolar en forma conservativa las curvas de resistencia.

La validación de un método experimental nuevo contra la referencia de procedimientos estándar exige otra calidad de resultados si bien los resultados son prometedores, se requiere una verificación experimental mucho más completa.

La aplicación de las curvas de resistencia obtenidas depende de las posibilidades de verificación mediante técnicas numéricas (y/o híbridas) o bien por comparación con las obtenidas mediante métodos estandarizados.

13. TRABAJO FUTURO

Los métodos directos no son especialmente precisos para la determinación del inicio de la propagación. Cuando el criterio de falla aceptado es la iniciación, los métodos directos sólo pueden recomendarse cuando los ensayos son de alta velocidad de carga, elevada temperatura y/o medio agresivo.

La fractura dúctil es un proceso complejo que se trata de modelizar a partir de las propiedades mecánicas del material y la geometría.

Sin embargo, la resistencia a la propagación en materiales dúctiles, con mediana/baja resistencia y elevada tenacidad presentan dificultades experimentales importantes.

Creemos que el principal aporte de este trabajo es que, con la exhaustiva búsqueda bibliográfica realizada, queda abierta la investigación de los métodos directos en general y el propuesto oportunamente por Iorio en particular. La flexibilidad elástica y la normalización sólo pueden aplicarse con limitación de la propagación de fisura: es necesario el desarrollo de métodos alternativos.

Integral J (definida como pseudo tasa de liberación de energía) y D (definida como tasa de disipación de energía) son parámetros equivalentes en materiales elástico lineales. Son aplicables a problemas bidimensionales y las curvas J-Resistencia están relacionadas numéricamente con las curvas D-Resistencia.

Integral J, de acuerdo con los procedimientos estandarizados establece límites a la propagación y requerimientos de tamaño. Integral J no caracteriza el estado local de tensiones-deformaciones en el frente de la fisura que avanza. Se observa pérdida de confinamiento con la propagación, que explica la dependencia con la geometría de las probetas, el tipo de carga y los micromecanismos de fractura.

Por su parte, D no tiene limitaciones en cuanto a la extensión de la propagación de fisura, siendo la única condición requerida que la fisura se mantenga en el mismo plano.

El esquema de trabajo futuro sería:

- 1) Realizar ensayos fractomecánicos estándar, sin considerar la validación
- 2) Utilizar el método propuesto por Iorio para la determinación de curvas J-Resistencia. Determinar el inicio de la propagación sobre la curva carga-desplazamiento. Derivar curvas J-Resistencia proponiendo reglas para estimar la propagación dúctil de fisuras en el régimen estable.
- 3) Derivar curvas D-Resistencia

4) Normalizar asumiendo condiciones de tensión plana durante la propagación (las condiciones de deformación plana están aseguradas sólo al inicio, durante la propagación no se mantiene). Asumiendo la pérdida de confinamiento en la primera etapa de la propagación (que define la transición a propagación estable).

5) Obtener curvas J-Resistencia corregidas

Un posible plan de trabajo debe incluir el ensayo de probetas de distintas dimensiones, además de incorporar el análisis con métodos numéricos. La aplicación de los parámetros fractomecánicos obtenidos en ensayos a problemas de diseño permitirá comprobar la mayor o menor conservatismo en la predicción de falla.

A modo de ejemplo, en la Figura 88 se observa la curva D-Resistencia obtenida para la probeta B C(T)8. Se utilizaron los datos de la curva J-Resistencia determinada en base a la energía no lineal (expresiones [91] y [94b]) y para obtener los parámetros correspondientes se utilizó la expresión [48].

Desde el punto de vista de la inestabilidad, el parámetro más significativo es $D_{\infty} = 145,5 \text{ Nmm/mm}^2$ que representa el valor estacionario de la tasa de disipación de energía.

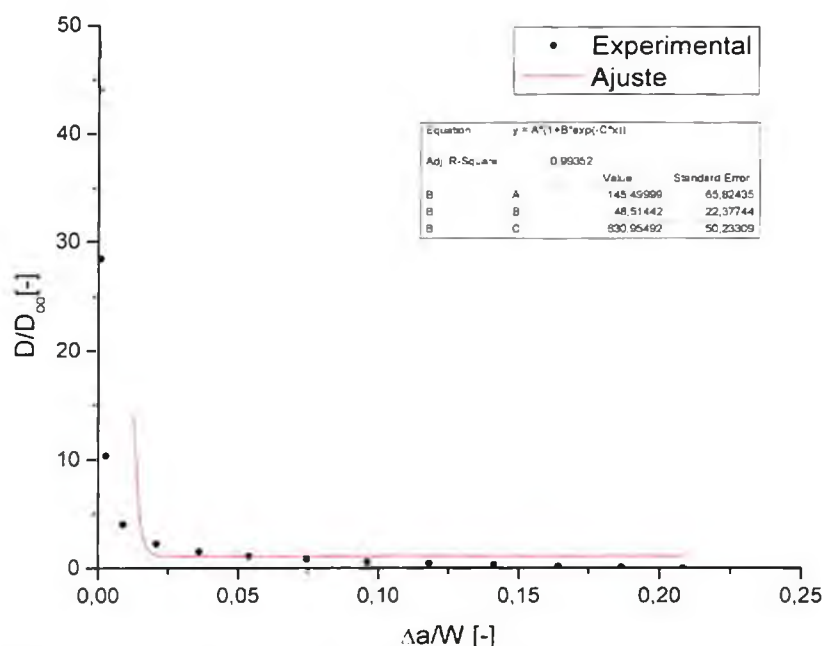


Figura 88: Ejemplo de construcción de curva D-Resistencia

La resistencia a la propagación estable no es una propiedad del material sino una propiedad estructural. En consecuencia, los ensayos de laboratorio deben normalizarse (por ejemplo, en base a la energía absorbida durante la propagación estable con respecto a distintos parámetros como ser la carga límite).

En este análisis, basado en la tasa de disipación de energía, la extensión de fisura debe superar la zona de transición (entre la iniciación y la propagación estable), además de una estadística suficiente para contemplar la variabilidad de la resistencia del material.

Se asume que, una vez superado un estadio de transición, la resistencia a la propagación durante la propagación estable se mantiene esencialmente constante y es factible la extrapolación de las curvas de resistencia para evaluar la inestabilidad con las expresiones de fuerza impulsora.

14. REFERENCIAS

-
- ¹ T.Anderson; 2005; "Fracture Mechanics. Fundamentals and Applications"; CRC Press; 3ra Edición
- ² M.Janssen, J.Zuidema y R..Wanhill; 2006; "Fracture Mechanics"; VSSD; 2da Edición
- ³ J.Barsom y S.Rolfe; 1999; "Fracture and Fatigue Control in Structures, Third Edition: Applications of Fracture Mechanics"; Butterworth-Heinemann; 3ra Edición
- ⁴ A.Saxena; 1998; "Nonlinear Fracture Mechanics for Engineers"; CRC Press; 1ra Edición
- ⁵ B. Cotterell; 2002; "The past, present, and future of fracture mechanics"; Engineering Fracture Mechanics, **69**; 533-553
- ⁶ Y-J.Kim, C-S.Seok y Y-S.Chang; 1996, "Prediction of fracture resistance curves from tensile data for carbon steel piping materials"; International Journal of Pressure Vessels and Piping, **68**; 209-217
- ⁷ K.Wallin; 2001; "Low-cost J-R curve estimation based on CVN upper shelf energy"; Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, **24**; 537-549
- ⁸ N.Dowling; 1998; "Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue"; Prentice Hall; 2da Edición
- ⁹ M.Meyers y K.Kumar Chawla; 2008; "Mechanical Behavior of Materials"; Cambridge University Press; 2da Edición
- ¹⁰ R.Hertzberg; 1995; "Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials"; Wiley; 4ta Edición
- ¹¹ A.Zehnder; 2012; "Fracture Mechanics" Springer; 1ra Edición
- ¹² J.Roesler, H.Harders y M. Baeker; 2007; "Mechanical Behaviour of Engineering Materials: Metals, Ceramics, Polymers, and Composites";Springer ; 1ra Edición
- ¹³ D.François; 2008; "Structural components. Mechanical tests and behavioral laws"; Wiley; 1ra Edición
- ¹⁴ K-H. Schwalbe y A.Cornec; 1991; "The Engineering Treatment Model (ETM) and its practical application"; Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, **14**; 405-412
- ¹⁵ J.Knott; 2003; "Failure mechanisms of steels and aluminium alloys"; Comprehensive structural integrity (Editores: I.Milne I, R.Ritchie y B.Karihaloo); Elsevier
- ¹⁶ D.Gross y T.Seelig; 2011; "Fracture Mechanics: With an Introduction to Micromechanics"; Springer; 2da Edición
- ¹⁷ A.Benzerga y J-B. Leblond; 2010; "Ductile Fracture by Void Growth to Coalescence"; Advances in Applied Mechanics, **44**; 169-305
- ¹⁸ A. F. Liu; 2005; Mechanics and Mechanisms of Fracture: An Introduction; ASM International; 1ra Edición
- ¹⁹ G.Irwin; 1957; "Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate"; Journal of Applied Mechanics, **24**; 361-364
- ²⁰ H.Westergaard; 1937; "Bearing pressures and cracks"; ASME Journal of Applied Mechanics, **6**; A49-A53
- ²¹ H.Rossmann; 1995; "On splitting and cracking of elastic bodies"; Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures. **12**; 1371-1405
- ²² C.Davies, N.O'Dowd, K.Nikbin, G.Webster y F.Biglari; 2005; "Comparison of methods for obtaining crack-tip stress distributions in an elastic-plastic material"; Journal of Strain Analysis, **40**; 431-450
- ²³ H.Tada, O.Paris y G.Irwin; 1985; "The stress analysis of cracks handbook"; Paris Productions Incorporated
- ²⁴ G.Irwin; 1960; "Plastic zone near a crack and fracture toughness"; Proceedings of the 7th Sagamore Ordnance Materials Conference; 463-478
- ²⁵ D.Dugdale; 1960; "Yielding of steel sheets containing slits"; Journal of the Mechanics and Physics of Solid, **8**; 100-108
- ²⁶ J. Rice; 1974; "Limitations to the small scale yielding approximation for crack tip plasticity"; Journal of the Mechanics and Physics of Solids, **22**; 17-26
- ²⁷ A.Miller; 1988; "Review of limit loads of structures containing defects"; International Journal of Pressure Vessels & Pippings, **32**; 191-327
- ²⁸ I.Khan y A.Ghosh; 2007; "A modified upper bound approach to limit analysis for plane strain deeply cracked specimens"; International Journal of Solids and Structures, **44**; 3114-3135
- ²⁹ J.Rice; 1968; "A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks"; Journal of Applied Mechanics, **35**; 379-386.
- ³⁰ G.Cherepanov; 1967; "The propagation of cracks in a continuous medium", Journal of Applied Mathematics and Mechanics, **31**; 503-512

-
- ³¹ J. Rice y G. Rosengren; 1968; "Plain strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material"; *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **16**; 1-12
- ³² J. Hutchinson; 1968; "Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material; *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **16**; 13-31
- ³³ F. McClintock; 1971; "Plasticity aspects of fracture"; *Fracture – An advanced treatise*, Volume 3 (H. Liebowitz Editor); Academic Press; USA
- ³⁴ C. Shih y M. German; 1981; "Requirements for a one parameter characterization of crack tip field by the HRR singularity"; *International Journal of Fracture*, **17**; 27-43
- ³⁵ R. McMeeking y D. Parks; 1979; "On criterion for J-Dominance of crack tip fields in large-scale yielding"; *ASTM STP 668*; 175-194
- ³⁶ J. Hutchinson; 1983; "Fundamentals of the phenomenological theory of nonlinear fracture mechanics"; *ASME Journal of Applied Mechanics*, **50**; 1042-1051
- ³⁷ J. Lemaire y J.-L. Chaboche; 1994; "Mechanics of solids materials"; Cambridge University Press; 2da Edición
- ³⁸ A. Griffith; 1920; "The phenomena of rupture and flow in solids"; *Philosophical Transactions, Series A*, **221**; 163-198
- ³⁹ M. Scibetta, J. Schuurmans, E. Lucon y E. van Walle; 2008; "On the use of the crack tip opening angle parameter to explain the ductile crack growth behavior of miniature compact specimens"; *Engineering Fracture Mechanics*, **75**; 3599-3610
- ⁴⁰ M. A. James, J. C. Newman Jr.; 2003; "The effect of crack tunneling on crack growth: experiments and CTOA analyses"; *Engineering Fracture Mechanics*, **70**; 457-468
- ⁴¹ W. Lan, X. Deng y M. Sutton; 2010; "Investigation of crack tunneling in ductile materials"; *Engineering Fracture Mechanics*, **77**; 2800-2812
- ⁴² ASTM; 2006; ASTM E2472 - 06e1; "Standard Test Method for Determination of Resistance to Stable Crack Extension under Low-Constraint Conditions"
- ⁴³ ISO; 2007; ISO 22889; "Metallic materials -Method of test for the determination of resistance to stable crack extension using specimens of low constraint"
- ⁴⁴ ASTM; 2011; "ASTM E1290-08e1 Standard test method for crack-tip opening displacement (CTOD) fracture toughness measurement"
- ⁴⁵ G. Irwin; 1948; "Fracture dynamics"; *Fracturing of Metals. Symposium of American Society for Metals. Transaction ASM 40A*; 147-66
- ⁴⁶ E. Orowan; 1948; "Fracture and strength of solids"; *Reports on Progress in Physics XII*; 185-232
- ⁴⁷ J. Weertman; 1978; "Fracture mechanics: A unified view for Griffith-Irwin-Orowan cracks"; *Acta Metallurgica*, **26**; 1731-1738
- ⁴⁸ G. Irwin; 1956; "Onset of fast crack propagation in high strength steel and aluminium alloys"; *Sagamore Research Conference Proceedings*, **2**; 289-305
- ⁴⁹ G. Irwin y J. Kies; 1954; "Critical energy rate analysis of fracture strength"; *Welding Journal*, **33**; 193-198
- ⁵⁰ J. Eshelby; 1956; "The continuum theory of lattice defects"; *Solid State Physics, Vol. III*, F. Seitz y D. Turnbull (Editores); Academic Press
- ⁵¹ B. Budiansky y J. Rice; 1973; "Conservation laws and energy-release rates"; *J. Appl. Mech. – Trans. ASME*, **40**; 201-205
- ⁵² J. Begley y J. Landes; 1972; "The J Integral as fracture criterion"; *ASTM STP 514*; 1-20
- ⁵³ J. Landes y J. Begley; 1972; "The effect of specimen geometry on J_{IC} "; *ASTM STP 514*; 24-29
- ⁵⁴ J. Landes y J. Begley; 1974; "Test results from J-integral studies: an attempt to establish a J_{IC} testing procedure"; *ASTM STP 560*; 170-186
- ⁵⁵ V. Kumar, M. German y C. Shih; 1981; "An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis"; EPRI NP-1931; Palo Alto
- ⁵⁶ A. Zahoor; 1991; "Ductile fracture handbook"; EPRI
- ⁵⁷ T. Watson y I. Mitchell; 1986; "Plastic energy dissipation as a parameter to characterize crack growth"; *ASTM STP 905*; 542
- ⁵⁸ O. Kolednik; 1993; "A simple model to explain the geometry dependence of J- Δa curves"; *International Journal of Fracture*, **63**; 263-274.
- ⁵⁹ K.-H. Schwalbe y J. Heerens; 1998; "R-Curve testing and its relevance to structural assessment"; *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, **21**; 1259-1271
- ⁶⁰ A. Neimitz; 2008; "The jump-like crack growth model, the estimation of fracture energy and JR curve"; *Engineering Fracture Mechanics*, **75**; 236-252

- ⁶¹ L.Xia, C. Shih y J. Hutchinson; 1995; "A computational approach to ductile crack growth under large scale yielding conditions"; *Journal of the Mechanics Solids*, **43**; 389-413.
- ⁶² J.Krafft, A.Sullivan y R.Boyle; 1961; "Effect of dimensions on fast fracture instability of notched sheets"; *Cranfield Symposium*, vol. I; 8-28.
- ⁶³ A.Wells; 1963; "Application of fracture mechanics at and beyond general yielding"; *British Welding Journal*, **10**; 563-570.
- ⁶⁴ H. John y T. Christopherb; 2012; "Developments in Elastic-Plastic Fracture Mechanics and analysis using R- Curve"; *European Journal of Scientific Research*, **75**; 346-360
- ⁶⁵ X.Chen; 2005; "Plastic tearing energy in tough steels"; PH Thesis, University of Maryland, College Park
- ⁶⁶ O.Kolednik y C.Turner; 1994; "Application of energy dissipation rate arguments tu ductile instability"; *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, **17**; 1129-1145
- ⁶⁷ C.Turner y O.Kolednik; 1994; "A micro and macro approach to the energy dissipation rate model of stable ductile crack growth"; *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, **17**; 1089-1107
- ⁶⁸ J.Sumpter; 1999; "An alternative view of R curve testing"; *Engineering Fracture Mechanics*, **64**; 161-176
- ⁶⁹ Q.He, L.Wu, M.Li y H.Yu; 2010; "Prediction of mode I crack growth resistance based on a comparative investigation of J-integral and energy dissipation rate concept"; *Acta Mechanica*, **215**; 175-191
- ⁷⁰ J.Rice, P.Paris y J.Merkle; 1973; "Some further results of J-integral analysis and estimates"; *ASTM STP 536*; 231-245
- ⁷¹ J.Merkle y H.Corten; 1974; "A J-integral analysis for the compact specimen considering axial force as well as bending effects"; *Journal of Pressure Vessels Technology*, *ASME*, **96**; 286-292.
- ⁷² J.Landes; H. Walker y G.Clarke; 1979; "Evaluation of estimation procedures used in J-integral testing"; *ASTM STP 668*; 266-287
- ⁷³ T.Morgeneyer y J.Besson; 2011; "Flat to slant ductile fracture transition: Tomography examination and simulations using shear-controlled void nucleation"; *Scripta Materialia*, **65**; 1002-1005
- ⁷⁴ R.Ainsworth y J.Sharple; 1996; "Failure of cracked components: SINTAP Task2 Review"; *Nuclear Electric Report*, SINTAP/NE/007
- ⁷⁵ P.Lam y R.Sindelar; 2004; "Comparison of fracture methodologies for flaw stability analysis for storage tanks"; *WSRC-MS-2004-00209*; <http://sti.srs.gov/fulltext/ms2004209/ms2004209.pdf>
- ⁷⁶ T.Anderson y R.Dodds; 1991; "Specimen size requirements for fracture toughness testing in the transition region"; *Journal of Testing and Evaluation*, **19**; 123-134
- ⁷⁷ R.Dodds y M.Tang; 1993; "Numerical techniques to model ductile crack growth in fracture test specimens"; *Engineering Fracture Mechanics*, **46**; 253-264
- ⁷⁸ S.Garwood; J.Robinson y C.Turner; 1975; "The measurement of crack growth resistance curves (R-curves) using the J integral"; *International Journal of Fracture*, **11**; 528-530
- ⁷⁹ O.Kolednik; 1991; "On the physical meaning of the J- Δa curve"; *Engineering Fracture Mechanics*, **38**; 403-412
- ⁸⁰ P.Paris, H.Ernst y C.Turner; 1980; "A J-Integral approach to the development of η factors"; *ASTM STP 700*; 338-351
- ⁸¹ J.Joyce y J.Gudas; 1979; "Computer interactive J_{IC} testing of navy alloys"; *ASTM STP 668*; 451-468.
- ⁸² C.Shih, H.DeLorenzi y W.Andrews; 1979; "Studies on crack initiation and stable crack growth"; *ASTM STP 668*; 65-120
- ⁸³ H.Ernst, P.Paris, M.Rossow y J.Hutchinson; 1978; "Analysis of load-displacement relationships to determine J-R curve and tearing instability material properties"; *ASTM STP 677*; 581-99.
- ⁸⁴ M.Sharobeam y J.Landes; 1991; "The load separation criterion and methodology in ductile fracture mechanics"; *International Journal of Fracture*, **47**; 81-104
- ⁸⁵ M.Sharobeam y J.Landes; 1993; "The load separation and gpl development in precracked specimen test records"; *International Journal of Fracture*, **59**; 213-26
- ⁸⁶ J.Sumpter y C.Turner; 1976; "Method for laboratory determination of J_c "; *ASTM STP 601*; 3-18.
- ⁸⁷ J.Landes, H. Walker y G.Clarke; 1979; "Evaluation of estimation procedures used in J-integral testing"; *ASTM STP 668*; 266-287
- ⁸⁸ R.Ritchie y A.Thompson; 1985; "On macroscopic and microscopic analyses for crack initiation and crack growth toughness in ductile alloys"; *Metallurgical Transactions A*, **16**; 233-248
- ⁸⁹ J. Joyce y E. Hackett; 1989; "Development of an engineering definition of the extent of J singularity controlled crack growth" *NUREG/CR-5143*

-
- ⁹⁰ J.Hutchinson y P. Paris; 1979; "Stability analysis of J-controlled growth"; ASTM STP 668; 37-64
- ⁹¹ J.Rice, W.Drugin y T.Sham; 1980; "Elastic-plastic analysis of growing cracks"; ASTM STP 700; 189-221
- ⁹² C.Shih, M.German y V.Kumar; 1981; "An engineering approach for examining crack growth and stability in flawed structures"; International Journal of Pressure Vessels and Piping, **9**; 159-196
- ⁹³ D.Hellmann y K-H.Schwalbe; 1984; "Geometry and size effects on J-R and δ -R Curves under plane stress conditions"; ASTM STP 833; 577-605
- ⁹⁴ P.Will; 1994; "R curves for dissipative materials"; Journal of Materials Science, **29**; 2335-2340
- ⁹⁵ C.Turner y O.Kolednik; 1994; "Application of energy dissipation rate arguments to stable crack growth", Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, **20**; 1109-1127
- ⁹⁶ J.Sumpster; 2004; "Energy dissipation rate analysis of a low upper shelf data set"; Engineering Fracture Mechanics, **71**; 39-56
- ⁹⁷ W.Brocks y P.Anuschewski; 2004; "Parametrizing ductile tearing resistance by four parameters"; Engineering Fracture Mechanics, **71**; 127-146
- ⁹⁸ A.Atkins, Z.Chen y B.Cotterel; 2003; "Prediction of the energy dissipation rate in ductile crack propagation"; Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures, **26**; 67-77
- ⁹⁹ D.Memhard, W.Brocks y S.Fricke; 1993; "Characterization of ductile tearing resistance by energy dissipation rate"; Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, **16**; 1109-1124
- ¹⁰⁰ J.Stampfl y O.Kolednik; 2000; "The separation of the fracture energy in metallic materials"; International Journal of Fracture, **101**; 321-345.
- ¹⁰¹ P.Anuschewski, W.Brocks y D.Hellmann; 2002; "Characterisation of Ductile Tearing Resistance by the Energy Dissipation Rate: Effects of Material, Specimen Shape and Size"; GKSS 2002/xx
- ¹⁰² W.Brocks, P.Anuchewski y D.Hellman; 2004; "A concept for scaling J_R-curves by plastic constraint factors"; International Journal of Fracture, **130**; 455-469
- ¹⁰³ S.Marie y S.Chapuliot; 1998; "Ductile tearing simulation based on local energy criterion" Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, **21**; 215-27.
- ¹⁰⁴ ASTM; 2011; ASTM E1820 – 11; "Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness"
- ¹⁰⁵ ESIS; 1992; ESIS P2-92 "Procedure for determining the fracture behaviour of materials"
- ¹⁰⁶ ISO; 2002; ISO 12135; "Metallic materials - Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness"
- ¹⁰⁷ K.Schwalbe, J.Heerens, U.Zerbst, H.Pisarski y M.Kocak; 2002; "EFAM GTP 02 – The GKSS test procedure for determining the fracture behaviour of materials"; GKSS 2002/24
- ¹⁰⁸ X.Zhu y J. Joyce; 2012; "Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization"; Engineering Fracture Mechanics, **85**; 1-46
- ¹⁰⁹ J.Joyce; 1996; "Manual on Elastic-Plastic Fracture laboratory test procedures"; ASTM Manual Series: MNL 27
- ¹¹⁰ K.Koppenhoefer y R.Dodds; 1995; "Size and deformation limits to maintain constraint in K_{IC} and J_{IC} testing of bend specimens"; NUREG/CR-6191
- ¹¹¹ S.Craverio y C.Ruggeri; 2007; "Further developments in J evaluation procedure for growing cracks based on LLD and CMOD data"; International Journal of Fracture, **148**; 387-400
- ¹¹² J.Underwood, E.Troiano y R.Abbot; 1994; "Simpler JC test and data analysis procedures for high-strength steels"; ASTM STP 1207; 410-421
- ¹¹³ C-S.Seok; 1999; "Correction methods of an apparent negative crack growth phenomenon"; International Journal of Fracture, **102**; 259-269
- ¹¹⁴ M.James y J.Newman; 2003; "The effect of crack tunneling on crack growth: experiments and CTOA analysis"; Engineering Fracture Mechanics, **70**; 457-468
- ¹¹⁵ W.Lan, X.Deng y M.Sutton; 2010; "Investigation of crack tunneling in ductile materials"; Engineering Fracture Mechanics, **77**; 2800-2812
- ¹¹⁶ G.Clarke, W.Andrews, P.Paris y D.Schmidt; 1976; "Single specimen tests for J_{IC} determination"; ASTM STP 590; 24-42
- ¹¹⁷ P.Steenkamp; 1988; "J_R-Curve testing of three-point bend specimens by the unloading compliance method"; ASTM STP 945; 583-610
- ¹¹⁸ F.Jiang, A.Rohatgi, K.Vecchio y R.Adharapurapu; 2004; "Crack length calculation for bend specimens under static and dynamic loading"; Engineering Fracture Mechanics, **71**; 1971-1985
- ¹¹⁹ W.Sharpe; 2008; "Springer Handbook of Experimental Solid Mechanics"; Springer; 1ra Edición
- ¹²⁰ G. Wilkowski y W. Maxey; 1981; "Applications of the Electric Potential Method for Measuring Crack Growth in Specimens, Flawed Pipes, and Pressure Vessels"; ASTM STP 791;

- ¹²¹ G. Wilkowski; D. Shim, G. Wall, P. Mincer, D. Rider, E. Kurth, F. Brust y D. Rudland; 2009; "Using D-C Electric Potential for crack initiation/growth monitoring during testing of weld metal fracture specimens"; Pipeline Technology Conference, Ostende, Belgium, October 12-14
- ¹²² C-K. Fang, E. Kannatey-Asibu Jr. y J. Barber; 1997; "Far-field initial response of acoustic emission from cracking in a weldment"; Journal of Manufacturing Science and Engineering, **119**; 281-289
- ¹²³ W. Ben Khalifa, K. Jezzine, S. Grondel, A. Lhémery y S. Chatillon; 2012; "Modeling of the far-field Acoustic Emission from a crack under stress"; 30th European Conference on Acoustic Emission Testing & 7th International Conference on Acoustic Emission; University of Granada, 12-15
- ¹²⁴ M. Khan, T. Shoji, H. Takahashi y H. Niitsuma; 1983; "Combined Elastic-Plastic and acoustic Emission methods for the evaluation of tearing and cleavage extension"; ASTM STP 803; II526-II538
- ¹²⁵ S. Klima, D. Fisher y R. Buzzard; 1975; "Monitoring crack extension in fracture toughness tests by Ultrasonics"; Crack Conference of the American Society for Nondestructive Testing; Atlanta, Georgia, October 13-16
- ¹²⁶ K. Wallin y A. Laukkanen; 2004; "Improved crack growth corrections for J-R-curve testing"; Engineering Fracture Mechanics, **71**; 1601-1614
- ¹²⁷ H. Ernst, P. Paris y J. Landes; 1981; "Estimations on J-integral and tearing modulus T from a single specimen test record"; ASTM STP 743; 476-502
- ¹²⁸ C. Marschall, V. Papaspyropoulos y M. Landow; 1989; "Evaluation of attempts to predict large-crack growth J-R Curves from small-specimen tests", ASTM STP 995; 169-190
- ¹²⁹ G. Wilkowski, C. Marschall y M. Landow; 1990, "Extrapolation of C(T) specimen J-R Curves"; ASTM STP 1074; 56-84
- ¹³⁰ J. Tarpani, W. Bose Filho y D. Spinelli; 2003; "On the fitting and extrapolation of J-resistance data derived through the linear normalization technique"; Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, **26**; 107-114
- ¹³¹ J. Landes; 1995, "The blunting line in elastic-plastic fracture"; Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, **18**; 1289-1297
- ¹³² J. Landes y J. Begley; 1974; "Test results from J-Integral studies: An attempt to establish a J_{IC} testing procedure"; ASTM STP 560; 170-186
- ¹³³ Y. Kim, K-H. Schwalbe y R. Ainsworth; 2001; "Simplified J-estimations based on the Engineering Treatment Model for homogeneous and mismatched structures"; Engineering Fracture Mechanics, **68**; 9-27
- ¹³⁴ N. O'Dowd; 1995; "Application of two parameter approaches in elastic-plastic fracture mechanics"; Engineering Fracture Mechanics, **52**; 445-465
- ¹³⁵ J. Joyce y R. Link; 1997; "Application of two parameter elastic-plastic fracture mechanics to analysis of structures"; Engineering Fracture Mechanics, **57**; 431-446
- ¹³⁶ R. McMeeking; 1977; "Finite deformation analysis of crack-tip opening in elastic-plastic materials and implications for fracture"; Journal of the Mechanics and Physics of Solids, **25**; 357-381
- ¹³⁷ R. Ainsworth, K-H. Schwalbe y U. Zerbst; 2003; "Crack Driving Force estimation methods"; Comprehensive structural integrity (Editores: I. Milne I, R. Ritchie y B. Karihaloo); Elsevier
- ¹³⁸ J. Chattopadhyay, B. Dutta y H. Kushwaha; 2000; "Experimental and analytical study of three point bend specimen and throughwall circumferentially cracked straight pipe"; International Journal of Pressure Vessels and Piping, **77**; 455-471
- ¹³⁹ K-H. Schwalbe; J. Landes y J. Heerens; 2003; "Classic fracture mechanics methods"; Comprehensive structural integrity (Editores: I. Milne I, R. Ritchie y B. Karihaloo); Elsevier
- ¹⁴⁰ G. Irwin, J. Kies y H. Smith; 1958; "Fracture strengths relative to onset and arrest of crack propagation"; Proceedings ASTM, **58**; 640-660
- ¹⁴¹ J. Srawley y W. Brown; 1965; "Fracture toughness testing methods"; ASTM STP 381; 133-196
- ¹⁴² G. Irwin; 1960, "Fracture testing of high-strength sheet materials under conditions appropriate for stress analysis"; Report 5486, Naval Research Laboratory
- ¹⁴³ P. Paris, H. Tada, A. Zahoor y H. Ernst; 1979; "The theory of instability of the tearing mode of elastic-plastic crack growth"; ASTM STP 668, 1979, 5-36
- ¹⁴⁴ P. Paris y R. Johnson; 1983; "A method of application of elastic-plastic fracture mechanics to nuclear vessel analysis"; ASTM STP 803; II.5-II.40
- ¹⁴⁵ P. Lam y R. Sindelar; 2004; "Comparison of fracture methodologies for flaw stability analysis of storage tanks"; WSRC-MS-2004-00209
- ¹⁴⁶ J. Sumpter; 2004; "The energy dissipation rate approach to tearing instability"; Engineering Fracture Mechanics, **71**; 17-37

- ¹⁴⁷ J.Sumpter; 2013; "Energy dissipation rate as a fracture analysis tool", International Conference on Fracture (ICF); Beijing; June 16-21
- ¹⁴⁸ J.Sumpter; 2007; "Size effects in tearing instability: An analysis based on energy dissipation rate"; Engineering Fracture Mechanics, **74**; 2352-2374
- ¹⁴⁹ B.Cotterell y A.Atkins; 1996; "A review of the J and I integrals and their implications for crack growth resistance and toughness in ductile fracture", International Journal of Fracture, **81**; 357-372
- ¹⁵⁰ J.Joyce, H.Ernst y P.Paris; 1980; "Direct J-R curve analysis: a guide to the methodology"; ASTM STP 700; 222-236.
- ¹⁵¹ M.Cayard y W.Bradley; 1989; "A comparison of several analytical techniques for calculating J-R curves from load-displacement data and their relation to specimen geometry"; Engineering Fracture Mechanics, **33**; 121-152
- ¹⁵² H.Lin y A.Rosenfield; 1982; "Key curve analysis of crack-growth-resistance curves"; International Journal of Fracture, **20**; 103-115
- ¹⁵³ K.Brüninghaus, J.Falk, M.Twickler y W.Dahl; 1989; "Determination of crack resistance curves under static and dynamic loading by analysis of load displacement relationship"; Engineering Fracture Mechanics, **34**; 989-1000
- ¹⁵⁴ T.Byun, B.Lee, J.Yoon y J.Hong; 1999; "An iteration method for directly determining J-Resistance curves of nuclear structural steels"; Journal of Materials Science, **34**; 2039-2047
- ¹⁵⁵ J.Joyce; 1980; "Application of the key curve method to determining J-R curve for A533B steel"; Nuclear regulatory commission report, NUREG/CR-1290
- ¹⁵⁶ J.Underwood, E.Troiano y R.Abbott; 1994; "Simpler J_{IC} test and data analysis procedures for high-strength steels"; ASME STP 1207; 410-421
- ¹⁵⁷ J.Landes y R.Herrera; 1988; "A new look at J-R Curve analysis"; International Journal of Fracture, **36**; R9-R14
- ¹⁵⁸ R.Herrera y J.Landes; 1988; "Calculation of J from test records for the growing crack"; International Journal of Fracture, **36**; R15-R20
- ¹⁵⁹ R.Herrera y J.Landes; 1990; "Direct J-R curve analysis: A guide to the methodology"; ASTM STP 1074; 24-43
- ¹⁶⁰ R.Wong, R.Herrera, Z.Zhou y J.Landes; 1999; "Development of J-R curves from obsolete data using normalization techniques"; Engineering Fracture Mechanics, **37**; 153-161
- ¹⁶¹ M.Scibetta, E.Lucon, J.Schuermans y E.van Walle; 2006; "Numerical simulations to support the normalization data reduction technique"; Engineering Fracture Mechanics, **73**; 524-534
- ¹⁶² J.Landes y Z.Zhou; 1993; "Application of Load Separation and Normalization Methods for Polycarbonate Materials"; International Journal of Fracture, **63**; 383-393
- ¹⁶³ T.Orange; 1990; "Methods and models por J-R curve instability calculations"; ASTM STP 1074; 24-43
- ¹⁶⁴ J.Landes, Z.Zhou, K.Lee y R.Herrera; 1991; "Normalization method for developing J-R Curves with the LMN function" Journal of Testing and Evaluation, **19**; 305-311.
- ¹⁶⁵ J.Joyce; 2001; "Analysis of a high rate round robin based on proposed annexes to ASTM E 1820"; Journal of Testing and Evaluation, **29**; 329-351
- ¹⁶⁶ W. Porr y W.Mills; 1999; "Application of the normalization data analysis technique for single specimen R-curve determination"; ASTM Working group meeting for Standard E1820; BT-3269; March 25-26; Knoxville, USA
- ¹⁶⁷ M.Etemad, S.John y C.Turner; 1988; "Elastic-plastic R-curves for large amounts of crack growth"; ASTM STP 945; 986-1004.
- ¹⁶⁸ K.Kim, H.Kwon, J.Park y U.Seong; 2001; "Evaluation of dynamic J-R Curve for leak before break design of nuclear reactor coolant piping system"; DOI: 10.5772/16511
- ¹⁶⁹ N.Alvarez Villar, D.Aquino, F.Agüera, V.Fierro, E. Chomik y A.Iorio; 2008; "Obtaining J-R Curves by direct methods"; A T M (Advances in Technology of Materials and Materials Processing), **10(2)**; 67-70
- ¹⁷⁰ A.Iorio; 1996; "Evaluación de Integridad con una sola probeta fractomecánica"; Conferencia sobre Tecnología do Equipamiento (COTEQ 96); San Pablo, Noviembre 20-22, 21-24
- ¹⁷¹ A.Neimitz, I.Dzioba, J.Galkiewicz y R.Molasy; 2004; "A study of stable crack growth using experimental methods, finite elements and fractography"; Engineering Fracture Mechanics, **71**; 1325-1355
- ¹⁷² P.Steenkamp; 1986; "Investigation into the validity of J-Based methods for the prediction of ductile tearing and fracture"; Ph.D Thesis, Delft University of Technology
- ¹⁷³ B.Pehrson; 2005; "Fracture toughness: Evaluation of analysis procedures to simplify J_{IC} calculations"; Master Thesis, University of Tennessee

- ¹⁷⁴ B.Pehrson y J.Landes, 2006; "A direct estimate of J_{IC} from load versus load-line displacement record"; *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, **30**; 73-86
- ¹⁷⁵ T.Battiste; 2010, "Fracture toughness: Evaluation of analysis procedures to simplify J_{IC} calculations"; Master Thesis, University of Tennessee
- ¹⁷⁶ G.Nikishkov, J. Heerens y K.Schwalbe; 1999; "Transformation of CTOD δ_s to CTOD δ_{as} and J-integral for 3PB- and CT-specimens"; *Engineering Fracture Mechanics*, **63**; 573-589.
- ¹⁷⁷ J.Hu y P.Albrecht; 1991; "Limit load solution and loading behavior of C(T) fracture specimen"; *International Journal of Fracture*, **52**; 19-45
- ¹⁷⁸ A.Saxena y S.Hudak Jr.; 1978; "Review and extension of compliance information for common crack growth specimens"; *International Journal of Fracture*, **14**; 453-468
- ¹⁷⁹ J.Kapp; 1992; "Improved wide range expressions for displacements and inverse displacements for standard fracture toughness specimens"; Technical Report ARCCB-TR-9W27; US Army Armament Research, Benat Laboratories
- ¹⁸⁰ N.Alvarez Villar, V.Fierro, F.Agüera, E.Chomik y A.Iorio; 2005; "Aplicación de métodos directos para la evaluación de tenacidad a la fractura", *Jornadas SAM/CONAMET-MEMAT (2005)*, Mar del Plata, Octubre 2005 (sin paginar).
- ¹⁸¹ N.Alvarez Villar, D.Aquino, F. Agüera, V.Fierro y A.Iorio; 2006; "Obtención de Curvas J-R por métodos directos"; *Jornadas SAM/CONAMET (2006)*, Santiago de Chile, Noviembre 2006 (sin paginar).
- ¹⁸² N.Alvarez Villar, D.Aquino, A.Iorio, V.Fierro, F.Agüera, E.Ayllón; 2007; "Evaluación de la resistencia a la propagación estable de fisuras"; *Jornadas SAM/CONAMET (2007)*, San Nicolás, Septiembre 2007(sin paginar).
- ¹⁸³ N.Alvarez Villar, D.Aquino, F.Agüera, V.Fierro, A.Ansaldi, E.Chomik y A.Iorio; 2008; "Análisis de la resistencia a la propagación estable de fisuras en aceros estructurales"; *Jornadas SAM/CONAMET (2008)*, Santiago de Chile, Noviembre 2008 (sin paginar).
- ¹⁸⁴ J.Underwood, E.Troiano y R.Abbott; 1994; "Simpler J_{IC} test and data analysis procedures for high-strength steels"; *ASTM STP 1207*; 410-421
- ¹⁸⁵ R.Chaouadi y J.Puzzolante; 2008; "Loading rate effect on ductile crack resistance of steels using precracked Charpy Specimens"; *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, **85**; 752-761
- ¹⁸⁶ X.Quian y W.Yang; 2011; "A hybrid approach to determine ductile fracture resistance"; *Engineering Procedia*, **10**; 319-324
- ¹⁸⁷ S.Dhar, S.Marie y S.Chapuliot; 2008; "Determination of critical fracture energy, G_{fr} from crack tip stretch"; *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, **85**; 313-321
- ¹⁸⁸ S.Acharyya, S.Dhar y J.Chattopadhyay; 2008; "Evaluation of critical fracture energy parameter G_{fr} and assessment of its transferrability"; *Engineering Fracture Mechanics*, **75**; 253-274
- ¹⁸⁹ S.Acharyya, S.Dhar y J.Chattopadhyay; 2004; "The effect of non-crack component on critical fracture energy of ductile material"; *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, **81**; 345-353
- ¹⁹⁰ S.Marie y S.Chapuliot; 1998; "Ductile tearing simulation based on local energy criterion"; *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, **21**; 215-27
- ¹⁹¹ D.Ferreño, S.Cícero, R.Lacalle, I.Gorrochategui y F.Gutiérrez-Solana; 2009; "Obtaining the J- Δa curves of an X-750 alloy from rising load test results and iso-a curves obtained by means of finite elements model"; *Engineering Failure Analysis*, **16**; 409-420
- ¹⁹² D.Aquino, N.Alvarez Villar, E.Ayllón, F.Agüera y V.Fierro; 2007; "Modelización de fisuras estacionarias en materiales dúctiles"; *Jornadas SAM/CONAMET (2007)*, San Nicolás, Septiembre 2007 (sin paginar).
- ¹⁹³ D.Aquino, A.Altenberg, N.Alvarez Villar, J.Pereiras y J.Villasante; 2009; "Análisis de curvas carga-desplazamiento en métodos directos"; *Jornadas SAM/CONAMET (2009)*, Buenos Aires, Octubre 2009 (sin paginar)
- ¹⁹⁴ J. Newman Jr. y M.James; 2001; "A review of the CTOA/CTOD fracture criterion - "Why it works!"; 42nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures Structural Dynamics and Materials Conference and Exhibit; Seattle, WA 16-19 April 2001
- ¹⁹⁵ Y.Chao y P.Lam; 2009; "Constraint effect in fracture: What is it"; 12th International Conference on Fracture; Ontario; July 12-17
- ¹⁹⁶ A.Saxena y L.Cretegny; 1998; "The relationship between microstructure and the J-R curve"; *Metallurgical and Materials Transactions A*, **29**; 1917-1922
- ¹⁹⁷ P.Lam; Y.Chao; X.Zhu; Y.Kim y R.Sindelar; 2003; "Determination of constraint modified J-R curves for carbon steel storage tanks"; *Journal of Pressure Vessel Technology*, **125**; 136-143.

-
- ¹⁹⁸ Z.Wang, Y.Chao y P.Lam; 2009; "Quantification of ductile crack growth in 18G2A steel at different constraint levels"; *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, **86**; 221-227
- ¹⁹⁹ X.Zhu, S.Jang; 2001; "J-R curves corrected by load-independent constraint parameter in ductile crack growth"; *Engineering Fracture Mechanics*, **68**; 285-301
- ²⁰⁰ D.Zhou, W.Xu y S.Smith; 2009; "R-Curve Modelling with Constraint Effect"; 12th International Conference on Fracture; Ottawa; July 12-17
- ²⁰¹ J.Terán, J.González, J.Hallen y M.Martínez,; 2007; "Efecto del tamaño de probeta y orientación en la resistencia a la tracción y a la tenacidad a la fractura"; *Revista de Metalurgia*, **43**; 337-351
- ²⁰² S.Bhowmik, P.Sahoo, S.Acharyya, S.Dhar y J.Chattopadhyay; 2011, "Direct measurement of J_{IC} from the load versus load-line displacement data for 20MnMoNi55 steel", ICME 11-AM-008, Dhaka, December 18-20
- ²⁰³ Eurolab Technical Report, 2007
- ²⁰⁴ W.Guo, H.Dong, M.Lu y X.Zhao; 2002; "The coupled effects of thickness and delamination on cracking resistance of X70 pipeline steel"; *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, **79**; 403-412
- ²⁰⁵ W.Becker; 2001; "Fracture appearance and mechanisms of deformation and fracture"; ASM International
- ²⁰⁶ H.Haskel, E.Pauletti, J.Martins y A.Carvalho; 2013; "Evaluation of delamination mechanisms from Charpy impact test in API-X70 steel"; 13th International Conference on Fracture; Beijing; June 16-21

ANEXO I

PROGRAMACIÓN EN MATHCAD
(LOS DATOS SON HIPOTÉTICOS EN ESTE EJEMPLO)

LOS DATOS SON ADQUIRIDOS DE UN XLS
SE INICIALIZAN LOS ELEMENTOS DE LOS VECTORES CORRESPONDIENTES A CARGA,
DESPLAZAMIENTO Y ÁREA BAJO LA CURVA CARGA DESPLAZAMIENTO

$r := 1 \qquad i := 1 \dots \text{rows}(\text{datos}) - r$

$P_{i-1} := \text{datos}_{i,1}$

$\delta_{i-1} := \text{datos}_{i,0}$

$A_{i-1} := \text{datos}_{i,2}$

datos =

	0	1	2
0	"Desplazamiento"	"Carga"	"Area"
1	0	0	0
2	0.1	0.5	0.025
3	0.2	1	0.1
4	0.3	1.5	0.225
5	0.4	2	0.4
6	0.5	2.5	0.625
7	0.6	3	0.9
8	0.7	3.5	1.225
9	0.8	4	1.6
10	0.9	4.2	2.1
11	1.5	4.1	4.5
12	2	3.7	6.45
13	2.5	3.3	8.2
14	3	3	9.775
15	3.5	2.5	11.5

$\text{rows}(\text{datos}) - 1 = 15$

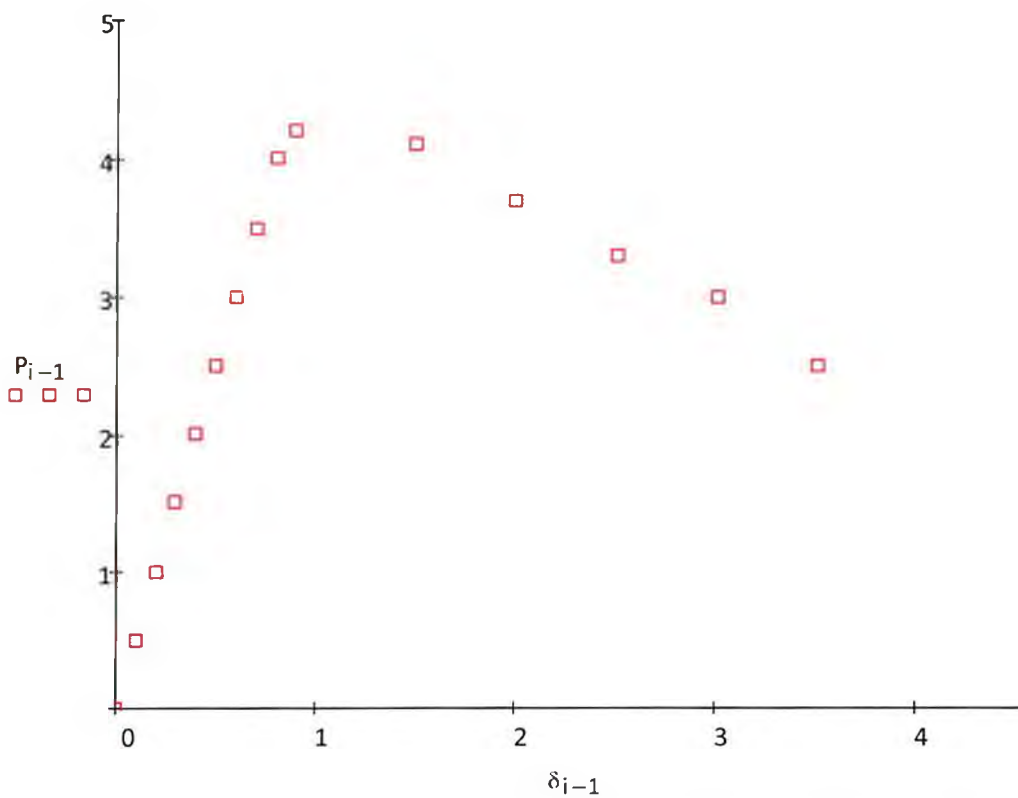
$\text{datos}_{1,0} = 0$

SE REPRESENTA EL GRÁFICO CARGA-DESPLAZAMIENTO
Es necesario indicar los rangos límites para ajustar las escalas de los ejes y obtener una buena
visualización de los datos

$\delta_{\text{lim}} := \delta_{\text{rows}(\text{datos})-2} + \delta_{\text{rows}(\text{datos})-2} \cdot 3 = 4.55$

$P_{\text{lim}} := P_{\text{rows}(\text{datos})-2} + P_{\text{rows}(\text{datos})-2} = 5$

Gráfico de los valores según aparecen en la tabla de valores del ensayo



LOS DATOS DEBEN AJUSTARSE, POR EJEMPLO CON UNA POLINOMIAL, PARA INTERPOLAR Y OBTENER LA INTERSECCIÓN DE UNA RECTA CON LA PENDIENTE INICIAL DE LA CURVA Y LA RECTA QUE PASA POR EL MÁXIMO. CON ESA ORDENADA SE IDENTIFICA EL INICIO DE LA PROPAGACIÓN SOBRE LA CURVA CARGA-DESPLAZAMIENTO

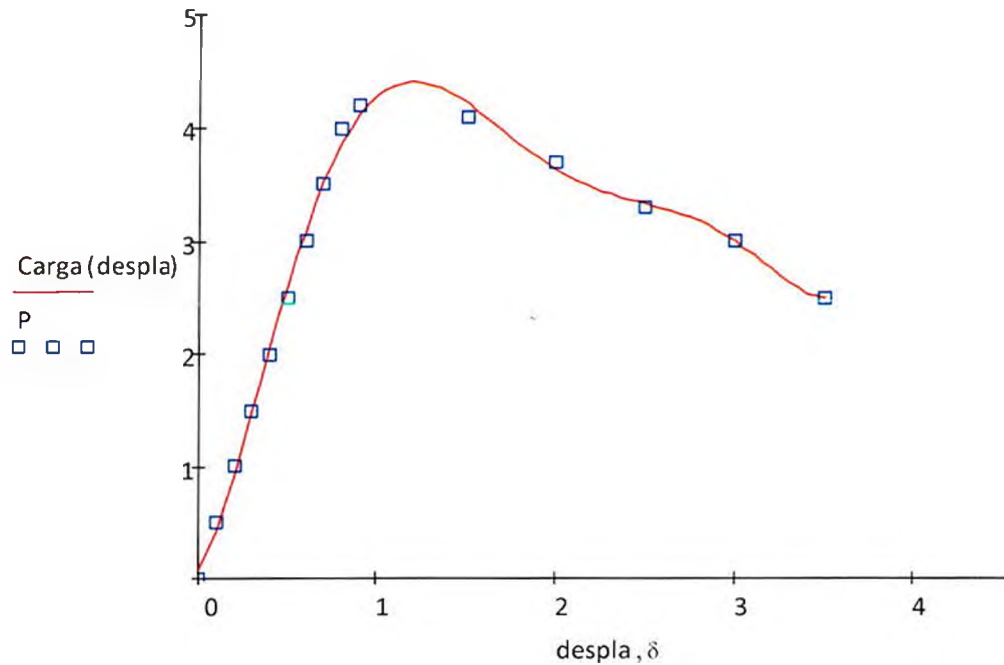
Curva de regresión según los datos iniciales

orden := 6

Carga(despl) := interp(regress(δ , P, orden), δ , P, despl)

Rango de la función interpolada, en paso := .05

despla := 0, paso .. max(δ)



ES NECESARIO TENER LA POSIBILIDAD DE SELECCIONAR LOS DATOS PARA DETERMINAR LA PENDIENTE INICIAL. EN ESTE CASO, PODEMOS DESCARTAR LOS DATOS INICIALES Y LOS CERCANOS AL MÁXIMO (CUANDO LA NO LINEALIDAD ES MÁS MARCADA)

Recta paralela al eje X, que pasa por el máximo

$$\max_p := \max(P) = 4.2$$

$$Y_1(x) := \max_p$$

Recta tangente a la pendiente inicial

Para la determinación de la recta de pendiente inicial solo se utilizan los siguientes datos

Se descartan los datos desde el origen $n_{\text{iniciales}} := 0$

Se descartan los datos previos al máximo $n_{\text{finales}} := 6$

Por lo que los datos para el cálculo de la recta inicial serán

$$PP := \text{submatrix}(P, n_{\text{iniciales}}, \text{rows}(P) - n_{\text{finales}}, 0, 0) \quad \max(PP) = 4.2$$

$\delta\delta := \text{submatrix}(\delta, n_{\text{iniciales}}, \text{rows}(P) - n_{\text{finales}}, 0, 0)$
 $\max(\delta\delta) = 0.9$

Ordenada al origen

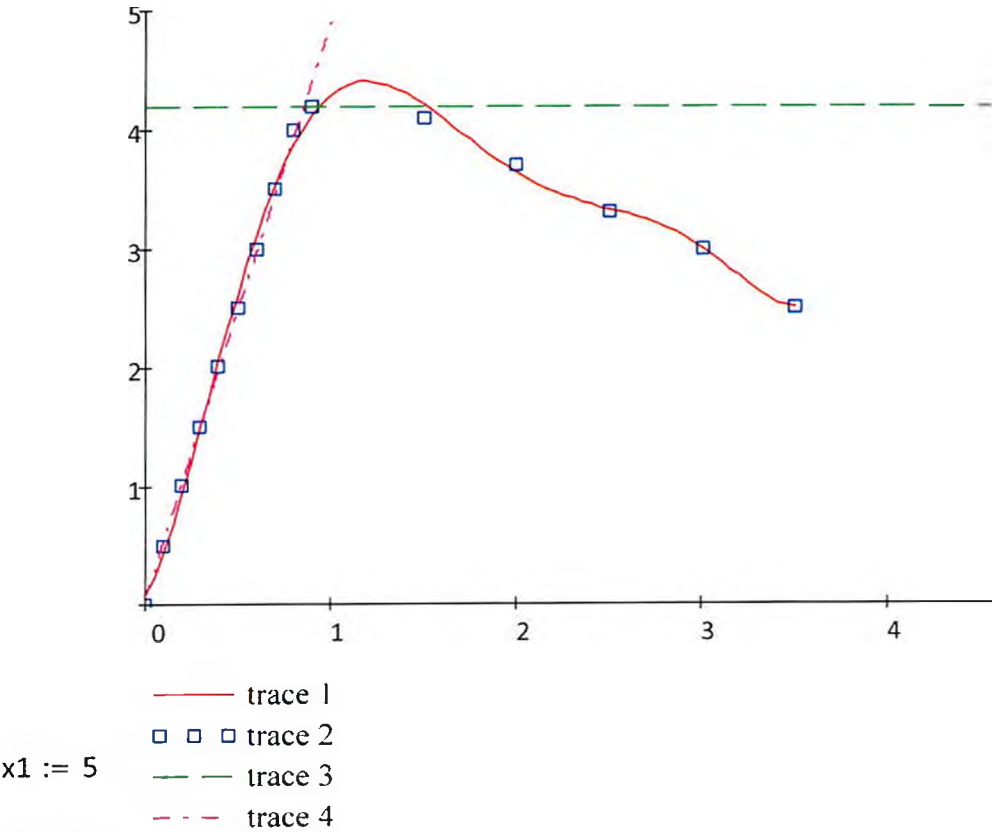
$b_0 := \text{intercept}(\delta\delta, PP)$
 $b_0 = 0.044$

Pendiente

$b_1 := \text{slope}(\delta\delta, PP)$
 $b_1 = 4.836$

Recta de regresión

$y_2(x) := x \cdot b_1 + b_0$



$x_1 := 5$

Given

$Y_1(x_1) = y_2(x_1)$

$x_1 := \text{Find}(x_1) = 0.859$
 $Y_1(x_1) = 4.2$
 $\text{Carga}(X_1) = 4.02$

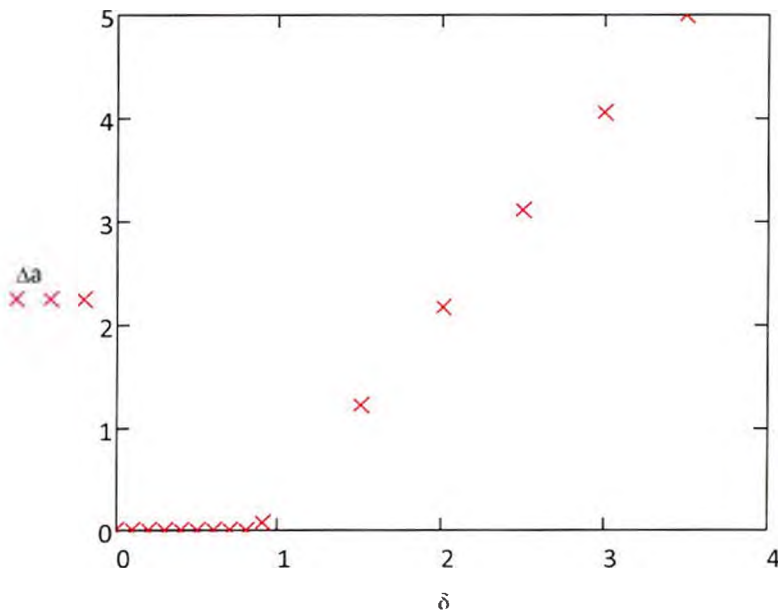
PARA EL CÁLCULO DE LA LONGITUD DE FISURA (DESDE EL INICIO DE LA PROPAGACIÓN HASTA LA LONGITUD FINAL EN EL ENSAYO) SE DEBE INTERPOLAR. EN NUESTRO CASO UTILIZAMOS TODOS LOS DATOS DEL ENSAYO AUNQUE LA PROPAGACIÓN ES NULA CUANDO NO SE ALCANZÓ EL DESPLAZAMIENTO OBTENIDO EN EL PASO PREVIO. ES POSIBLE REPRESENTAR LA CURVA QUE MUESTRA LA LEY DE PROPAGACIÓN

$$a_f := 25 \quad a_{0p} := 20 \quad \underline{W} := 45 \quad B := 50$$

$$\text{rows}(\delta) = 15$$

$$f := \text{rows}(\delta) - 1$$

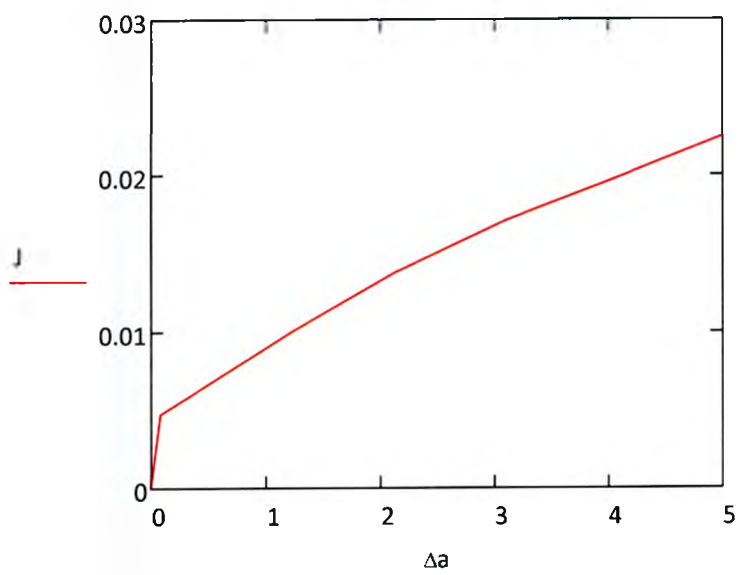
$$\Delta a_{i-1} := \begin{cases} \left[\frac{(\delta_{i-1} - X1)}{(\delta_f - X1)} \right] \cdot (a_f - a_{0p}) & \text{if } \delta_{i-1} - X1 > 0 \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$



PARA EVALUAR LA CURVA DE RESISTENCIA UTILIZAMOS LOS VALORES DE CARGA, LONGITUD DE FISURA, DESPLAZAMIENTO EN LOS PUNTOS DONDE SE CONOCEN SIMULTÁNEAMENTE O BIEN SE HAN ESTIMADO POR INTERPOLACIÓN. EN ESTE CASO ASUMIMOS UNA PROBETA C(T) PERO EL PROBLEMA SE RESUELVE EN FORMA SIMILAR PARA PROBETAS SE(B)-

$$\eta := 2 + 0.522 \cdot \left(1 - \frac{a_{0p}}{W} \right)$$

$$\underline{J}_{i-1} := \begin{cases} \left[\frac{(\eta \cdot A_{i-1})}{B \cdot (a_{0p})} \right] \cdot \left[1 - \frac{(0.75 \cdot \eta - 1) \cdot \Delta a_{i-1}}{(W - a_{0p})} \right] & \text{if } \Delta a_{i-1} > 0 \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$



ANEXO II

NOTA TÉCNICA N° **890**



**MODELIZACION DE ENSAYOS
FRACTOMECHANICOS**

AUTORES:

Ing. DANIEL A. AQUINO
Ing. NELSON ALVAREZ VILLAR

VILLA MARTELLI, PROV. DE BUENOS AIRES
REPUBLICA ARGENTINA
2008

1. INTRODUCCIÓN

El valor del parámetro J_{IC} es aceptado convencionalmente en Mecánica de Fractura Elastoplástica (EPFM) como el punto de inicio de la propagación estable de fisura. La propagación estable consiste en un crecimiento subcrítico (tearing) de la fisura previo a la falla por inestabilidad. Este valor puede obtenerse experimentalmente a partir del método de probeta múltiple, que requiere de al menos seis probetas [1], o por el método de probeta única [2], que requiere el registro simultáneo de carga, desplazamiento en la línea de carga (LLD) y longitud de fisura.

Sin embargo, el valor de J_{IC} no es un criterio aceptable en materiales que presentan una elevada resistencia durante el proceso de tearing, por lo que hay que evaluar curvas de resistencia que representan J para distintos niveles de propagación Δa .

Mediante un análisis de plasticidad se puede evaluar el valor de la integral J en cada punto de la curva experimental vs. desplazamiento, aplicando la definición de J como *energy release rate* [3], a partir del trazado de los gráficos de carga, desplazamiento en la línea de carga por simulación del ensayo con el método de elementos finitos.

La modelización por elementos finitos, permite una gran flexibilidad en el armado del modelo en cuanto a tipos de elementos, cantidad, distribución, etc. y los resultados presentan una gran variabilidad en función del modelo realizado. El uso de una curva obtenida previamente por ensayo nos permite el ajuste del modelo a condiciones mas representativas del material.

2. CARACTERÍSTICAS DEL PROGRAMA UTILIZADO

El programa utilizado, ABAQUS/Standard se encuentra estructurado en módulos a los cuales es conveniente ir accediendo en forma secuencial para ingresar los datos [3], aunque en caso de correcciones o cambios, es factible acceder directamente al modulo involucrado.

Los módulos del programa son:

Módulo PART: por medio de la opción SKETCH se crea la geometría de la probeta y pernos, y se definen las características de la parte a crear, 2D, 3D, axial simétrico, cáscara, etc.

Módulo PROPERTY: permite ingresar las propiedades del material, densidad, modulo elástico, características plásticas, etc.

Módulo ASSEMBLY: aquí se realiza el armado del conjunto, ya que un modelo puede estar constituido por varias partes con características propias, en nuestro caso los pernos y la probeta.

Módulo STEP: permite asignar las características del o los casos de carga a aplicar.

Módulo INTERACTION: permite definir las características del contacto entre las partes, el perno y la probeta.

Módulo LOAD: permite asignar las características de las cargas a aplicar y los grados de libertad a restringir en el modelo.

Módulo MESH: Se utiliza para definir el tipo de elemento y características de la red, de elementos finitos, cantidad de nodos y distribución.

Módulo JOB: permite la ejecución del archivo de cálculo.

Módulo VISUALIZATION: nos da acceso a la visualización de los resultados.

El programa genera los siguientes archivos:

Nombre.cae : contiene los datos del modelo

Nombre.inp: se crea para realizar los cálculos

Nombre.odb: base de datos de los resultados.

Nombre.msg: archivo de errores.

3. MODELIZACIÓN EN ELEMENTOS FINITOS

3.1 DEFINICIÓN DE LA GEOMETRÍA

El primer paso en la modelización es crear la geometría de las piezas. Los modelos de las probetas se crearon en dos dimensiones (2D), teniendo en cuenta un espesor de 21,5 mm para la probeta de flexión y de 19 mm para la probeta compacta, con dimensiones indicadas por la norma ASTM E1820-O5a [2]. Sus geometrías se ingresaron al programa con la importación de los planos en AUTOCAD, grabados previamente con extensión SAT. La importación se realizó desde el menú FILE→IMPORT→SKETCH.

El plano del dibujo debió ser dividido en varias partes, para poder variar la densidad de elementos y además crear la línea que servirá de fisura. Para ello se utilizó la opción TOOL→PARTITION→SURFACE.

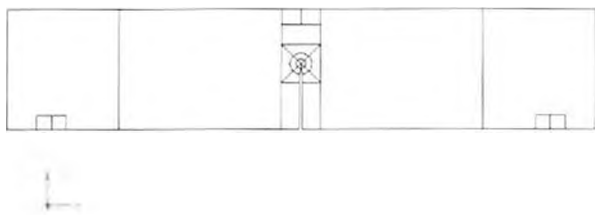


Figura 1: Particiones en probeta SE(B)

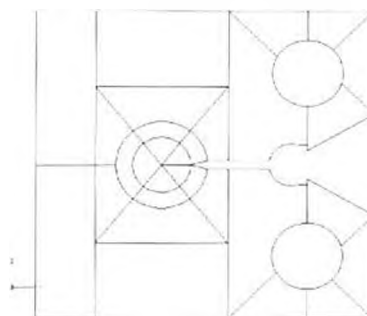


Figura 2: Particiones en probeta C(T)

En el modulo PART se crearon dos partes, una deformable para modelizar la probeta y otra analítica rígida, para modelizar los apoyos y el medio de aplicación de la carga. Los pernos de sujeción de las probetas compactas y de apoyo en las probetas de flexión se modelaron como superficies analíticas rígidas, con el fin de evitar la concentración de tensiones que resultaría de restringir los grados de libertad de los nodos directamente. Este tipo de superficie se comporta como un cuerpo rígido y está asociado a un nodo de referencia, al cual se restringen los grados de libertad necesarios, coherentes con los vínculos del problema real.

El nodo de referencia se asigna en el menú a partir de **TOOLS**→**REFERENCE POINT**. Este punto también sirve para la aplicación de la carga de desplazamiento.

3.2 MATERIAL UTILIZADO

Las probetas han sido construidas en un acero de mediana resistencia A572 Grado 50. Para determinar la curva de tensión-deformación del material se ensayó una probeta de tracción, según norma ASTM E8M-04, en una maquina de tracción MTS 810 [4]. Los datos de tensión y deformación ingenieril obtenidos fueron convertidos a la tensión verdadera y deformación logarítmica del material teniendo en cuenta las siguientes ecuaciones, ya que de esta forma deben ser ingresados al programa. El grafico obtenido puede verse en el APÉNDICE 1 .

ϵ_e = deformación ingenieril

σ_e = tensión ingenieril

$\sigma_t = \sigma_e (1 + \epsilon_e)$ tensión verdadera

$\epsilon_t = \ln(1 + \epsilon_e)$ deformación verdadera

Las propiedades elásticas E (Modulo de elasticidad) y μ (Coeficiente de Poisson), se ingresaron en el modulo **PROPERTY** con la opción **MATERIAL**→ **MANAGER**→ **CREATE**→ **MECHANICAL**→ **ELASTICITY**. Las propiedades plásticas se ingresaron como tabla de valores en **MATERIAL MANAGER**→ **CREATE**→ **MECHANICAL**→ **PLASTICITY**.

El valor de fluencia del material es de 413 Mpa y su máximo es aproximadamente 800 Mpa de tensión verdadera.

3.3 MODELIZACION DE LA FISURA

El conjunto se ensambla en el modulo **ASSEMBLY**. Mediante la opción **INSTANCE PART**, llamamos a las partes creadas en 3.1, la parte deformable, que es la probeta y la analítica rígida, que son los pernos, ubicándolas espacialmente en la posición del ensayo.

La fisura creada por fatiga en la probeta real, se modeló en la geometría como una línea mas de partición y luego se definió como fisura en modulo **ASSEMBLY**, opción **SPECIAL FEATURES**→ **CRACK** del programa y en el modulo **INTERACTION** → **SPECIAL**→**CRACK**→**ASSIGN SEAM** [3]. En la primera opción se indica el frente de fisura, dirección de avance y características del elemento en el frente de fisura, la selección de *midside node parameter 0.25* y *collapsed element side, duplicate nodes* . corresponden a un metal elastoplastico como en nuestro caso.

Con las definiciones realizadas, al efectuar la discretización de la superficie, los nodos de los elementos a cada lado de la línea de fisura quedaran libres, y se comportaran como un plano de discontinuidad del material.

3. 4 DEFINICION DE LA CARGA

En el modulo STEP→STEP MANAGER→CREATE, se ajustan las características de la carga a aplicar. Teniendo en cuenta que el desplazamiento aplicado supera los valores elásticos, ingresando en la zona plástica, se habilitó la opción de no linealidad geométrica para la aplicación de la carga.

Se aplicó un desplazamiento tipo rampa en un tiempo ficticio de 3600 segundos. Si bien no se trata de un análisis dinámico, debido a la falta de linealidad del problema, es necesario para realizar el cálculo asignar un tiempo de aplicación para la carga. ABAQUS/Standard utiliza el método de Newton para resolver ecuaciones de equilibrio no lineales por medio iteraciones a distintos intervalos de tiempo. El equilibrio se obtiene por convergencia en cada incremento. El incremento de tiempo es variable y determinado por el programa, estableciéndose un mínimo muy pequeño, 0,001 segundo para otorgarle mayor flexibilidad. El tiempo se habilita en la opción STEP→STEP MANAGER→CREATE→ INCREMENTATION.

En el modulo LOAD se define el desplazamiento a aplicar para el perno que aplica la carga y las restricciones a los apoyos de la probeta de flexión y del perno en la probeta compacta

3. 5 CONSIDERACIONES PARTICULARES

Los gráficos a obtener deben ser tales que el correspondiente a la longitud de fisura inicial, coincida al superponerla con la curva experimental hasta un punto donde se separa (Fig.3). Este indicará el inicio del crecimiento de la propagación estable. El gráfico correspondiente a la longitud de fisura final, debe interceptar muy cerca del final de la curva experimental.

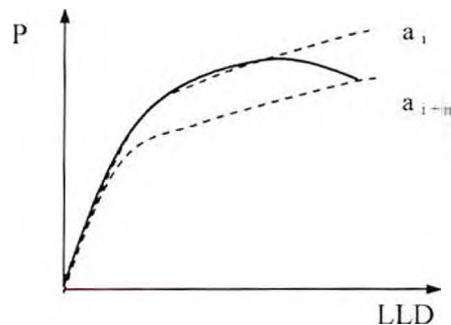


Figura 3: Intersección de las curvas teóricas y las experimentales.

Se realizaron distintos modelos hasta hallar un comportamiento que se corresponda con la curva experimental. En el procedimiento de ajuste seguido, se analizaron probetas modeladas totalmente con elementos de deformación plana (Plane strain), y totalmente con elementos de tensión plana (Plane stress).



Figura 4 : Comparación de resultados en tensión plana y deformación plana.

Desde este tipo de análisis la condición de mejor ajuste con la curva experimental resultó un estado intermedio en el cual la zona de el frente de fisura se modeló en deformación plana (Plane strain) y el resto de la probeta en tensión plana (Plane stress), de este modo conseguimos una buena representación en la zona de fluencia y un crecimiento adecuado posterior. Aun así la caída de resistencia en el modelo numérico resultó excesiva cuando se modelaron probetas con tamaño de fisura mayor, no verificándose la intersección de la curva experimental con la curva correspondiente a la longitud de fisura final.

Consideramos que en general, el calculo de tensiones por elementos finitos, es de tipo conservativo y entendemos que en el caso real existe una plastificación del frente de fisura que produce un incremento en la resistencia que la modelización no alcanza a representar. Teniendo en cuenta estas situaciones, analizamos la reducción de la longitud de fisura final considerando analíticamente el radio plástico en el frente de fisura, a partir de las siguientes ecuaciones.

$r_p = 1 / 18 \pi (K_I / \sigma_Y)^2$ esta ecuación corresponde a deformación plana

$K_I = P_{\max} / (B \cdot W^{1/2}) f(a/w)$ según norma ASTM E 399 para probetas compactas

$K_I = P_{\max} S / (B \cdot W^{3/2}) f(a/w)$ según norma ASTM E 399 para probetas de flexión

$\sigma_Y = 413,26 \text{ N} / \text{mm}^2$

Calculamos de esta forma el radio plástico en cada probeta con la longitud final, previa a la fractura, excepto en la N°1 que al ser de longitud reducida no precisa de esta reducción. En la Tabla 1 puede verse las modificaciones hechas a las longitudes finales.

Longitud final de fisura		
N ° de Probeta	Experimental	Modificada
SE (B) 1	34,55	No se modifica
SE(B) 4	38,02	37
C(T) 2	28,13	26,93
C(T) 3	27,13	26,08

TABLA 1: Reducción de la longitud de fisura

El intervalo de longitudes entre la fisura inicial, F_0 y la fisura final F_f , fue particionada en intervalos iguales de modo de obtener los incrementos en longitud, para los cuales se obtuvieron los gráficos P vs LLD. Los valores obtenidos se ven en la TABLA 2.

Fisura [mm]	Flexión		Compacta	
	P1	P4	P2	P3
F_0	33,43	35,46	25,6	24,45
F_1	33,57	35,65	25,77	24,65
F_2	33,71	35,85	25,93	24,86
F_3	33,85	36,04	26,1	25,06
F_4	33,99	36,23	26,27	25,27
F_5	34,13	36,42	26,43	25,47
F_6	34,27	36,62	26,6	25,67
F_7	34,41	36,81	26,76	25,88
F_f	34,55	37	26,93	26,08

Tabla N ° 2 . Longitudes de fisura de cada probeta.

Una vez obtenida una curva P vs. LLD para la fisura inicial coherente con los resultados experimentales, modificamos la longitud de fisura, siguiendo los valores de la TABLA 2, en el modulo SKETCH, y volvemos a efectuar los cálculos con la carga de desplazamiento correspondiente. Todos los demás parámetros permanecieron prácticamente invariantes, tipo y cantidad de elementos, distribución y cantidad de nodos, tiempo de aplicación, etc.

3.6 CONTACTO ENTRE LAS SUPERFICIES

En el modulo INTERACTION se define el contacto entre la superficie analítica rígida y la superficie deformable de la probeta. Por medio de la opción INTERACTION MANAGER, se crea el contacto, indicando cuales son las superficies y el tipo; MASTER, para la probeta y SLAVE, para los apoyos. Las

propiedades se asignan en CONTACT INTERACTION PROPERTY, siendo un contacto tipo tangencial y normal, sin fricción.

Si no se efectúa este paso, el programa no reconoce la interacción entre la probeta y los vínculos y presenta errores de convergencia.

3.7 CREACION DEL MALLADO

En el modulo MESH se establecieron las características de la malla de elementos finitos. Para discretizar la superficie, primeramente definimos la cantidad de elementos que habrá en cada partición por medio de la opción SEED.

Para obtener una buena representación de las tensiones en el extremo de la fisura al realizar la discretización se ha seleccionado un modo que permite densificar la cantidad de elementos y nodos, en una dirección preferencial, reduciendo su tamaño e incrementando su cantidad, en nuestro caso, hacia el centro de la fisura. [Ver APÉNDICE 2 –Fig.3]. A este modo se accede por la opción SEED→ EDGE BIASED del modulo. Esto nos ha permitido, por ejemplo, para la probeta 1 con el tamaño inicial de la fisura, 2,55 mm, que el elemento mas pequeño tenga un lado de $1,19 \times 10^{-3}$ mm.

Con centro en el extremo de la fisura hemos hecho una partición de forma circular. La característica del mallado en este sector se determina con la opción MESH→CONTROLS→ SWEPT MESHING, en el resto de la probeta se utiliza MESH→CONTROLS→ FREE MESHING.

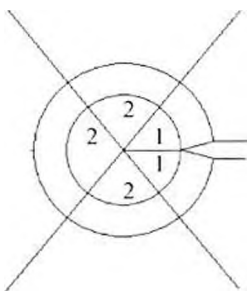


Figura 5: Frente de fisura

Tenemos determinadas dos porciones iguales entre sí a los lados de la fisura, que indicamos como numero 1, y otras tres en los cuartos restantes, que indicamos como numero 2.

En el modelo de probeta compacta en el sector 1 se utilizaron 100 elementos con 351 nodos y en el sector 2, 200 elementos con 661 nodos. En total en la circunferencia con radio igual al de la fisura quedaron determinados 2685 nodos.

Sobre los segmentos diagonales que separan las porciones, se colocaron 20 elementos que van reduciendo su tamaño hacia el centro de la partición.

El total de elementos en el modelo de probeta compacta es de 1664, con 5162 nodos. [Ver APÉNDICE 2 – Fig.1].

En las probetas de flexión, en el sector 1 se toman 64 elementos con 233 nodos y en el sector 2, 160 elementos con 533 nodos, el total para toda la probeta es de 2394 elementos cuadriláteros con 7453 nodos, de los cuales 2065 corresponden al área circular central. [Ver APÉNDICE 2 –Fig.2]. Se hicieron pruebas incrementando la cantidad de elementos, pero los resultados fueron similares con un gran incremento en el tiempo de ejecución, por lo que se decidió que la cantidad utilizada proporcionaba la mejor relación entre precisión y tiempo de cálculo.

El tipo de elemento se selecciona de la opción MESH → ELEMENT TYPE → STANDARD → QUADRATIC → PLANE STRAIN / PLANE STRESS. Se utilizaron elementos cuadriláteros de ocho nodos, con funciones de interpolación de segundo orden, y de integración reducida ya que este tipo de elementos captura las concentraciones de tensión en mejor forma que los elementos de primer orden, y son mas precisos para los casos de flexión que los elementos con interpolación lineal.

En las probetas compactas la modelización del área circular que rodea la fisura se considero deformación plana, usándose elementos CP8ER (Plane strain), el área restante como sometida a un estado de tensión plana, CPS8R (Plane stress). En la probeta de flexión se considero el área cuadrada como deformación plana y la restante como tensión plana.

El archivo se envía a ejecutar en el modulo JOB → SUBMIT, y los resultados pueden visualizarse en el modulo VISUALIZATION.

En este modulo podemos ver los estados de tensión en toda la probeta y en el frente de fisura. Además construimos el gráfico XY, de carga P vs. LLD. El grafico obtenido lo comparamos con el obtenido en forma experimental.

4. RESULTADOS DE LA MODELIZACIÓN

Se aplicó en cada modelo una carga de desplazamiento correspondiente al máximo del ensayo. Se obtuvieron los diagramas de carga (P) y desplazamiento en la línea de carga (LLD) para las longitudes de fisuras indicadas en la Tabla 2. Estos gráficos permitirán la aplicación de métodos energéticos para la determinación de parámetros fractomecánicos del material. Los datos fueron exportados a una planilla de calculo, para facilitar su procesamiento. En el APÉNDICE 3, Figuras 1 y 2 se ven los gráficos correspondientes a las probetas de flexión y en las figura 3 y 4 los correspondientes a las probetas compactas.

Podemos ver también los estados de tensión en el extremo de las fisuras para cualquier instante de aplicación de la carga, en la Figura 1 del APÉNDICE 4 vemos las tensiones de Von Mises para la probeta compacta N° 2, con un desplazamiento de 2,3 mm, y una carga P de 43800 N, aproximadamente..

En la figura 3 del mismo anexo, vemos la distribución de tensiones de Von Mises en la probeta de flexión N° 4, con la longitud de fisura inicial F_0 , en su condición final de desplazamiento. En este caso hemos quitado la red de elementos finitos para que se vea la forma de la distribución. En las figuras 5 y 6 vemos la misma probeta con la longitud de fisura final.

5. CÁLCULO DE INTEGRAL J

La curva de resistencia J-R se obtiene mediante el análisis de curvas experimentales carga-desplazamiento en la línea de carga, correspondientes a ensayos estandarizados por la norma ASTM E-1820 (05).

Si mediante el método de elementos finitos se obtiene un juego de curvas carga desplazamiento de fisuras estacionarias (no propagantes) como se ilustra en ANEXO 3 y asumimos que se cumple la teoría de la deformación en plasticidad [6,7], las curvas estacionarias con longitud a_i , interceptan la curva experimental en (P_i, LLD_i) .

Se define Integral J como:

$$J = - \Delta \Pi / dA \quad (1)$$

donde $\Delta \Pi$ es la variación de energía potencial y dA es el incremento en la superficie.

Para simplificar el problema, con un frente de fisura aproximadamente plano, podemos suponer que:

$$dA = B da \quad (2)$$

donde B es el ancho de la probeta y da el incremento en la longitud de fisura.

Así, en la Figura 6, se observa que se puede evaluar la Integral J mediante el análisis de la curva carga desplazamiento y el sistema de curvas estacionarias. Para un desplazamiento dado LLD_i , se puede evaluar la variación de energía elastoplástica correspondiente a un incremento de la longitud de fisura $\Delta a_i = a_{i+1} - a_i$.

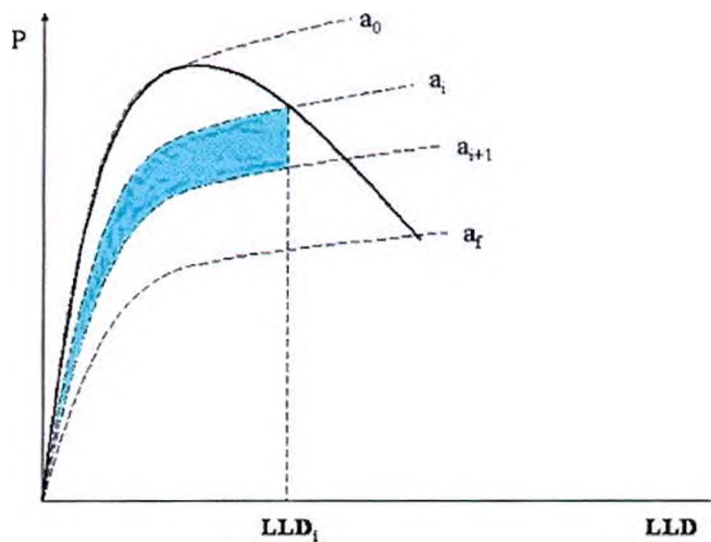


Figura 6. Aplicación del método basado en energía

Sobre esta base, podemos evaluar la Integral J en cada punto (P_i, a_i, LLD_i) con la expresión

$$J_i = \eta U_i / B b_i \quad (3)$$

donde U_i es la energía total bajo la curva estacionaria correspondiente a una longitud de fisura a_i , B el ancho de la probeta y $b_i = W - a_i$ es el ligamento remanente y

$$\eta = 2 \quad \text{para la probeta SE(B)}$$

$$\eta = 2 + 0,522 b_i/W \quad \text{para la probeta C(T)}$$

Al utilizar esta expresión de Integral J , no se considera corrección por crecimiento de fisura. Una vez evaluada J_i , las curvas J-R se obtienen representando dichos valores contra la propagación Δa estimada y/o medida.

En las figuras 7 y 8, correspondientes al trabajo **EVALUACIÓN DE LA RESISTENCIA A LA PROPAGACIÓN ESTABLE DE FISURAS** (Alvarez Villar, Aquino, Iorio, Fierro, Agüera, Ayllón, SAM/CONAMET 2007), de reciente publicación, se pueden ver los resultados obtenidos con la aplicación del método energético junto con otros métodos.

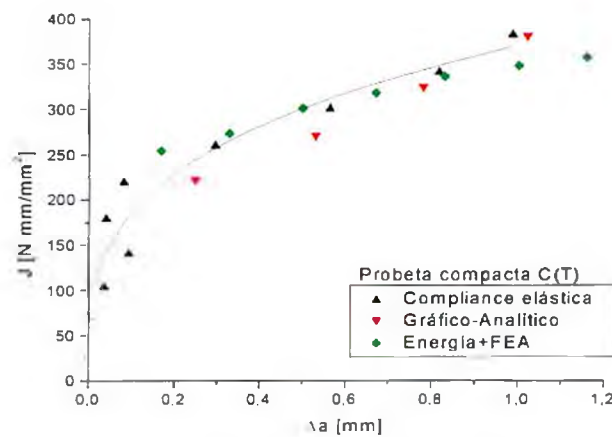


Figura 7. Curva J-R obtenida para el acero A572 con probeta C(T).

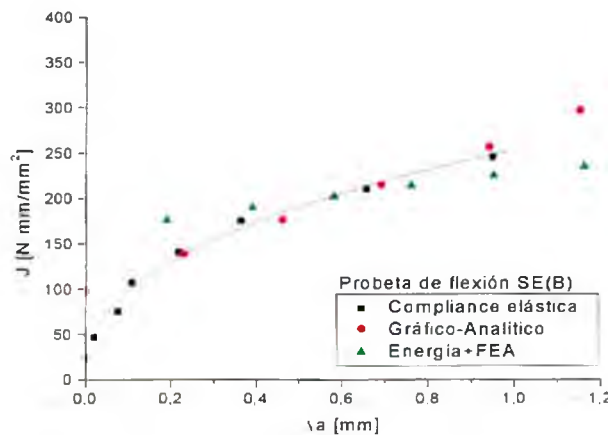


Figura 8. Curva J-R obtenida para el acero A572 con probeta SE(B).

6. CONCLUSIONES

La tendencia en el área de la Fractomecanica es perfeccionar métodos de probeta única para la obtención de curvas J-R. Los métodos directos son de utilidad en este objetivo, especialmente cuando los procedimientos estandarizados no son aplicables.

Dentro de los métodos directos, el desarrollo de aquéllos basados únicamente en el análisis de las curvas experimentales carga-desplazamiento tiene gran interés por su simplicidad.

Los aspectos clave de estos métodos se refieren a la determinación del inicio de la propagación estable y la ley que relacione la propagación subsiguiente de la fisura en relación con la carga y/o el desplazamiento. Con el análisis basado en energía y la modelización del estado de cargas por elementos finitos, se puede inferir una ley de crecimiento de fisura basándonos en la teoría de la deformación.

Los resultados obtenidos con el método desarrollado son consistentes con el ensayo fractomecánico, desarrollado previamente.

Podemos decir que la respuesta del modelado en este aspecto ha sido satisfactoria, creando perspectivas de análisis futuras. entre otras, el estudio de las tensiones en el frente de fisura, o comportamiento del modelo con otros materiales. Un estudio posterior en tres dimensiones podría dar una mejor definición del estado tensional de las probetas, teniendo en cuenta que se ha hecho una simplificación del problema al considerarlo plano, con un estado entre tensión plana y deformación plana, aunque con una mayor complejidad en su ejecución.

.....
Daniel Adrián Aquino

.....
Horacio Nelson Alvarez Villar

7. REFERENCIAS

1. J. Begley y J. Landes. "The influence of Specimen geometry on JIC", "Fracture Toughness", STP 514, ASTM, Philadelphia, (1972).
2. ASTM E1820 Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness.
3. ABAQUS/CAE versión 6.6. User's Manual, Hibbitt, Karlsson & Sorensen Inc., 2005.
4. N. Alvarez Villar, V. Fierro, F. Agüera, E. Chomik y A. Iorio, "Aplicación de métodos directos para la evaluación de tenacidad a la fractura", Jornadas SAM/CONAMET-MEMAT (2005), Mar del Plata, Octubre de 2005.
5. T. L. Anderson, "Fracture Mechanics. Fundamental and Applications", 1995, 2nd ed., CRC Press Inc.
6. L.M. Kachanov, "Fundamentals of the theory of plasticity"; 1974, Mir Publishers.
7. T. Byun, B. Lee, Y. Hyun, y J. Hong, "An Iteration Method for Directly Determining J-Resistance Curves of Nuclear Structural Steels"; Journal of Materials Science 34 (1999), p. 2039-2047.

APÉNDICE 1

Diagrama del ensayo de tracción

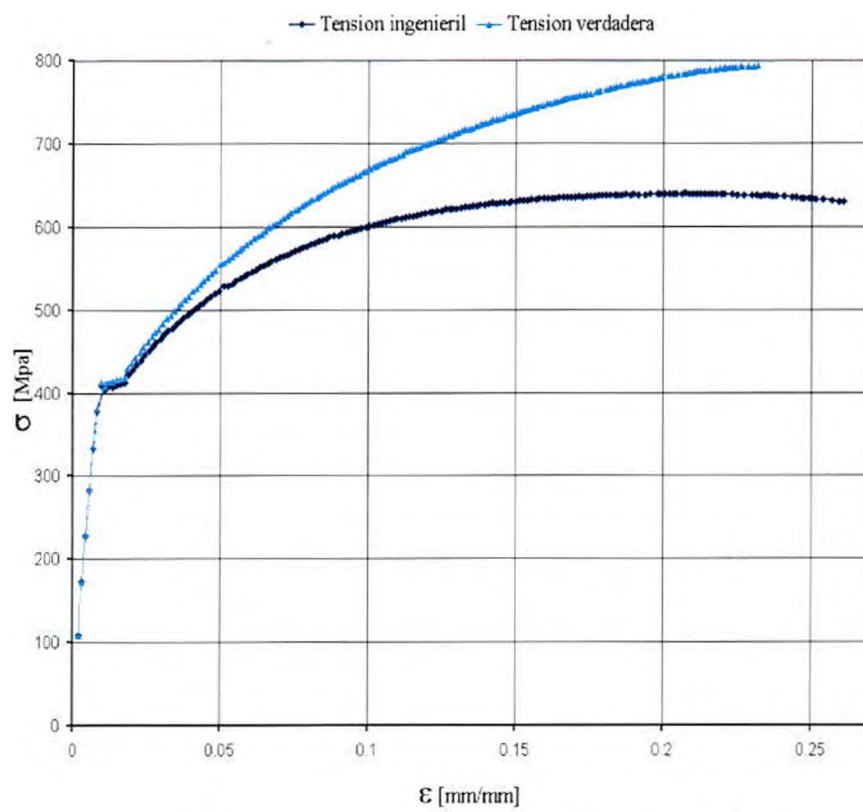


Diagrama tracción-deformación acero A572

APÉNDICE 2

Detalle del mallado de elementos finitos

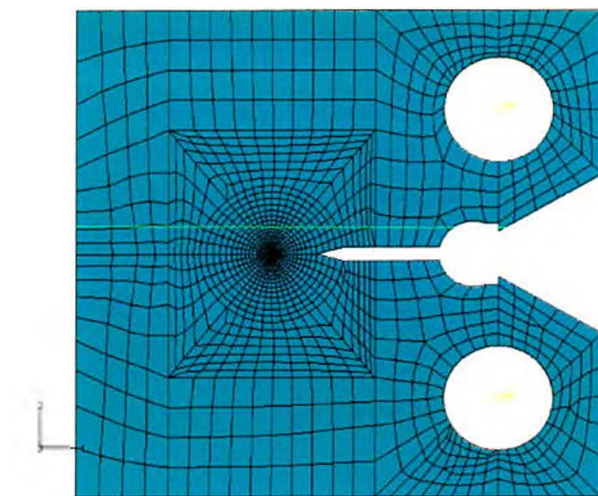


Figura 1. Modelo de malla de probeta compacta C(T)

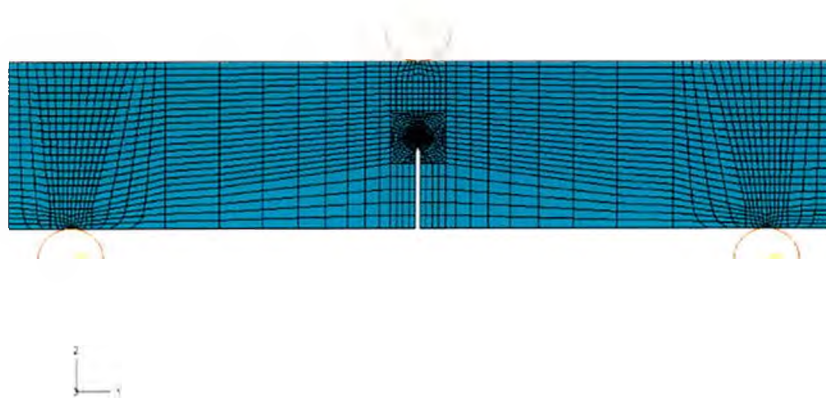


Figura 2. Modelo de malla de probeta de flexión SE(B)

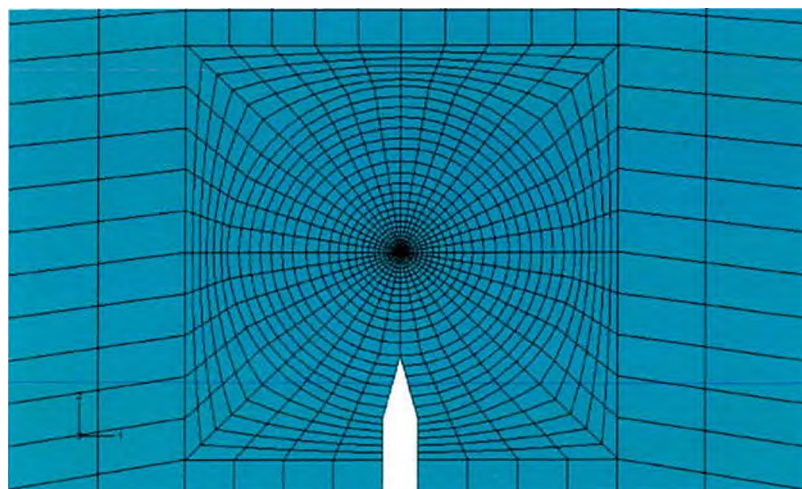
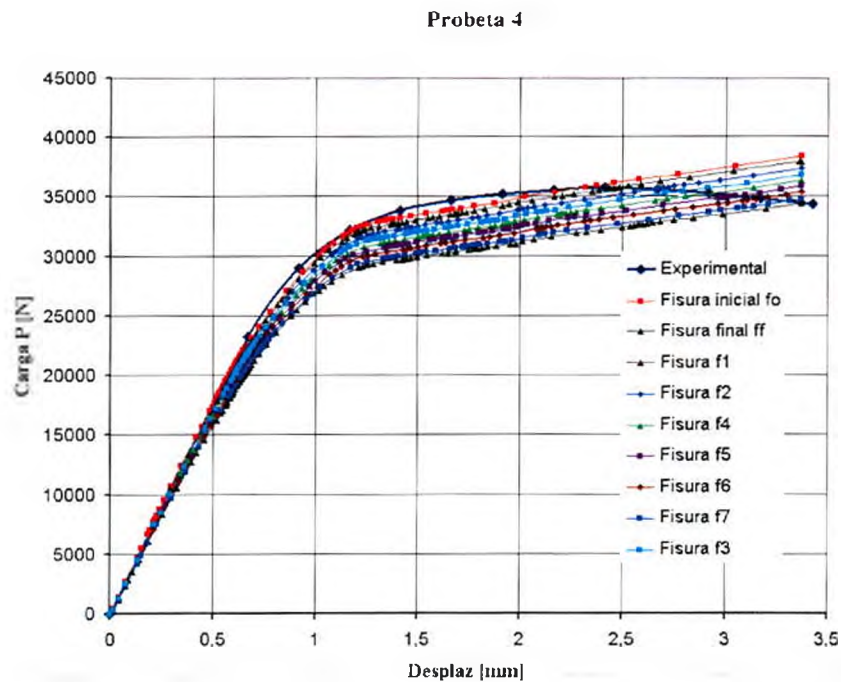
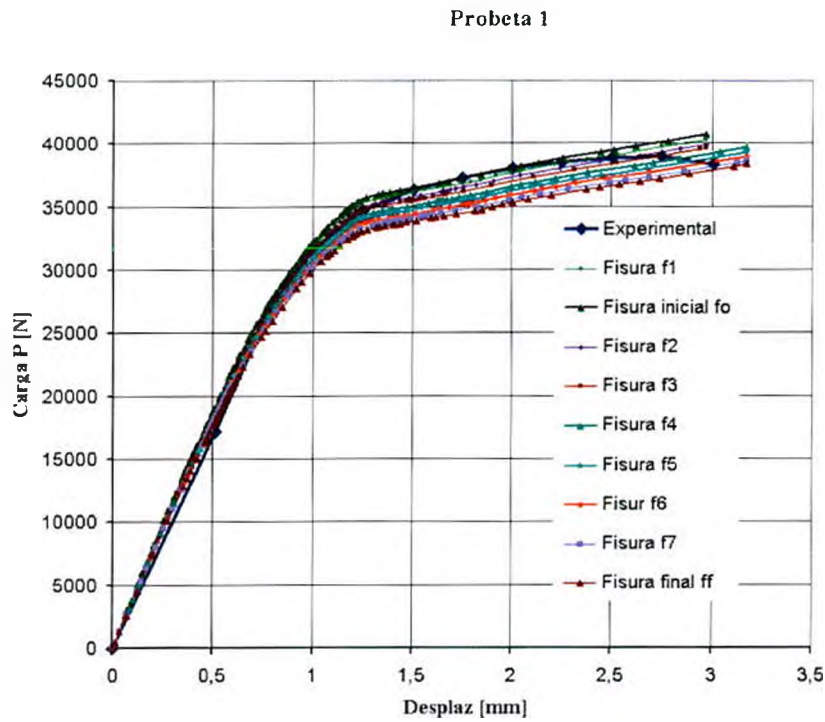


Figura 3. Detalle de la malla en el frente de fisura.

APÉNDICE 3

Gráficos de carga-desplazamiento



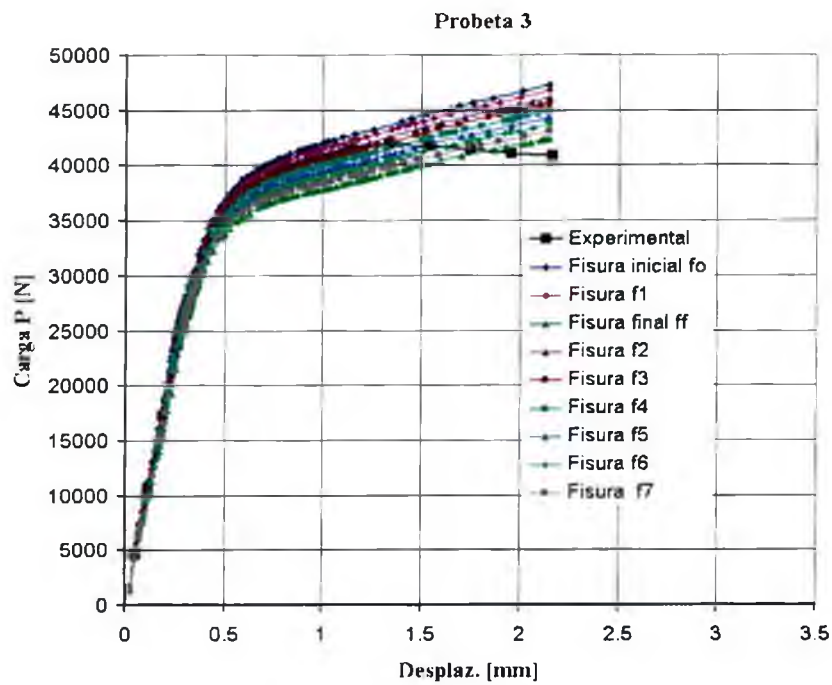


Figura 3. Diagramas de carga desplazamiento de probeta compacta.

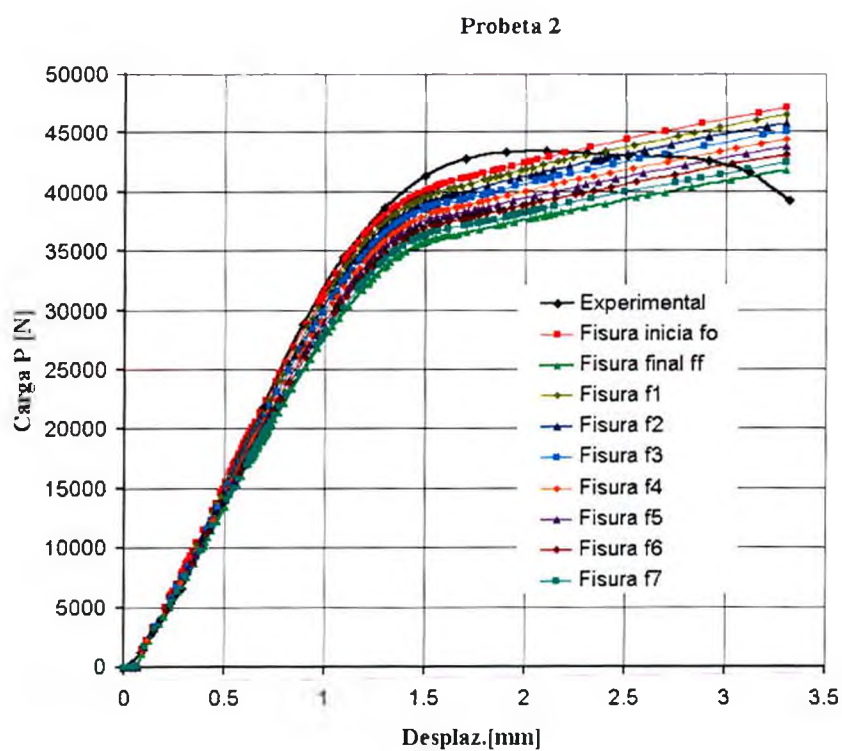


Figura 4. Diagramas de carga desplazamiento de probeta compacta.

APÉNDICE 4

Distribución de tensiones

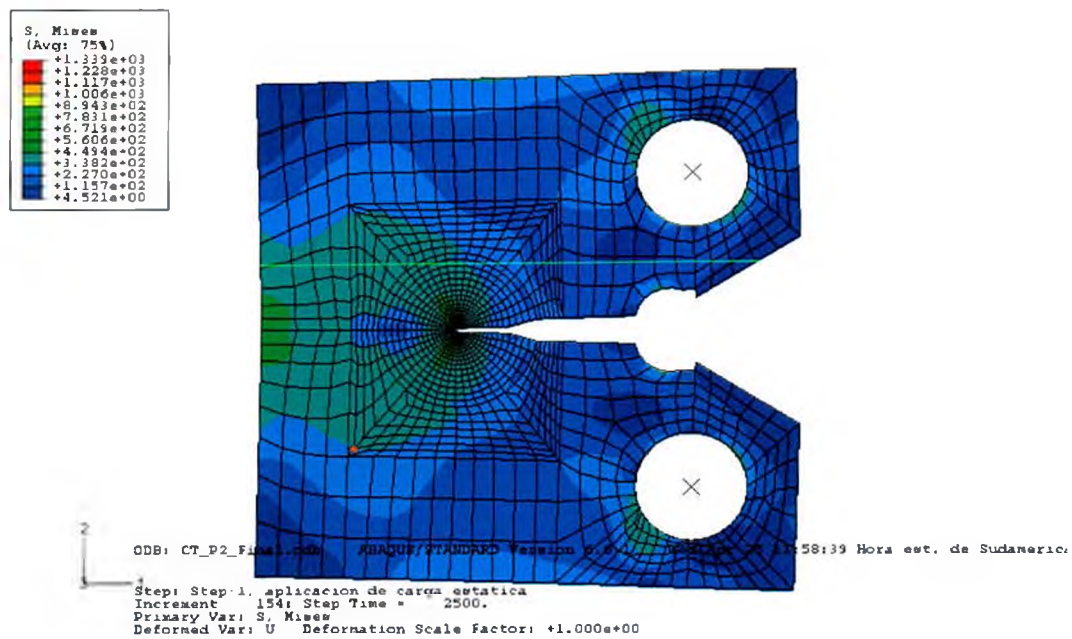


Figura 1. Probeta Compacta N° 2, con un desplazamiento de 2,3 mm, y una carga P de 43800 N, aproximadamente y longitud final de fisura.

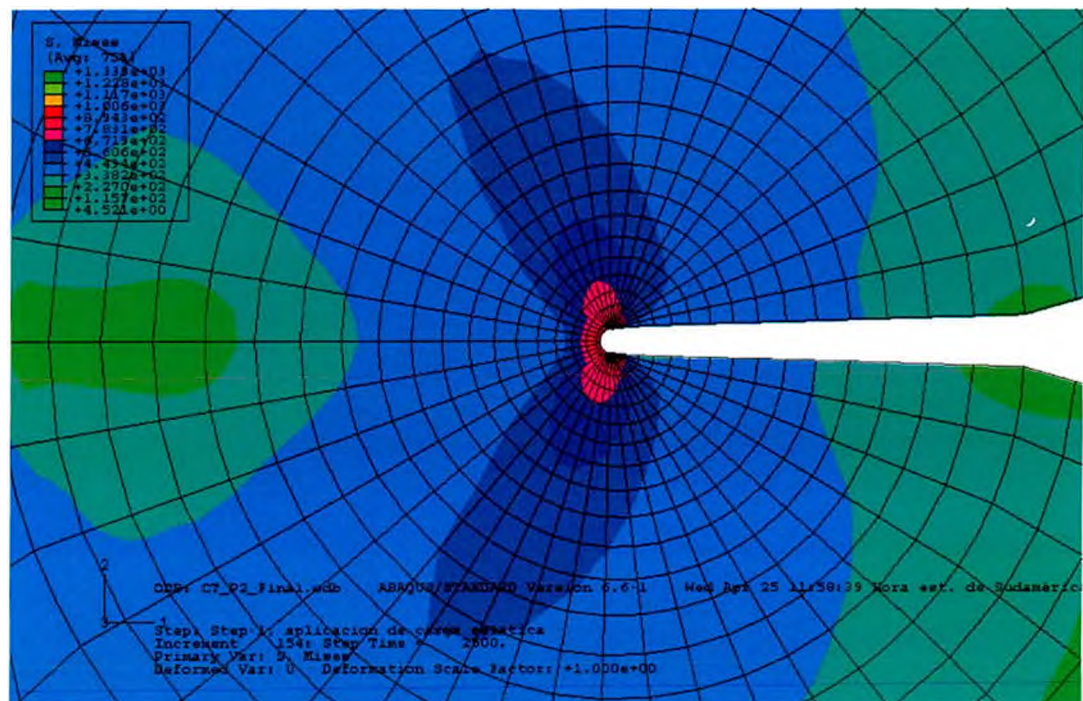


Figura 2. Distribución de tensiones de Von Misses en probeta compacta compacta N° 2 con la longitud final de fisura

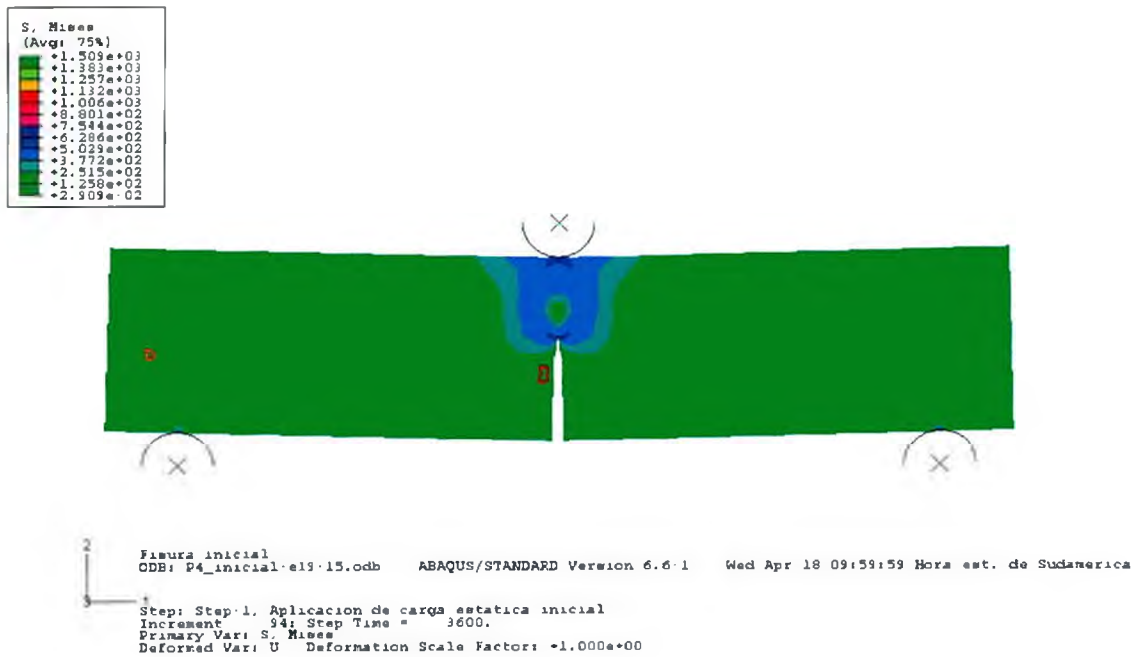


Figura 3. Distribución de tensiones de Von Mises en probeta N°4, con la longitud inicial de fisura, pero al máximo de desplazamiento.

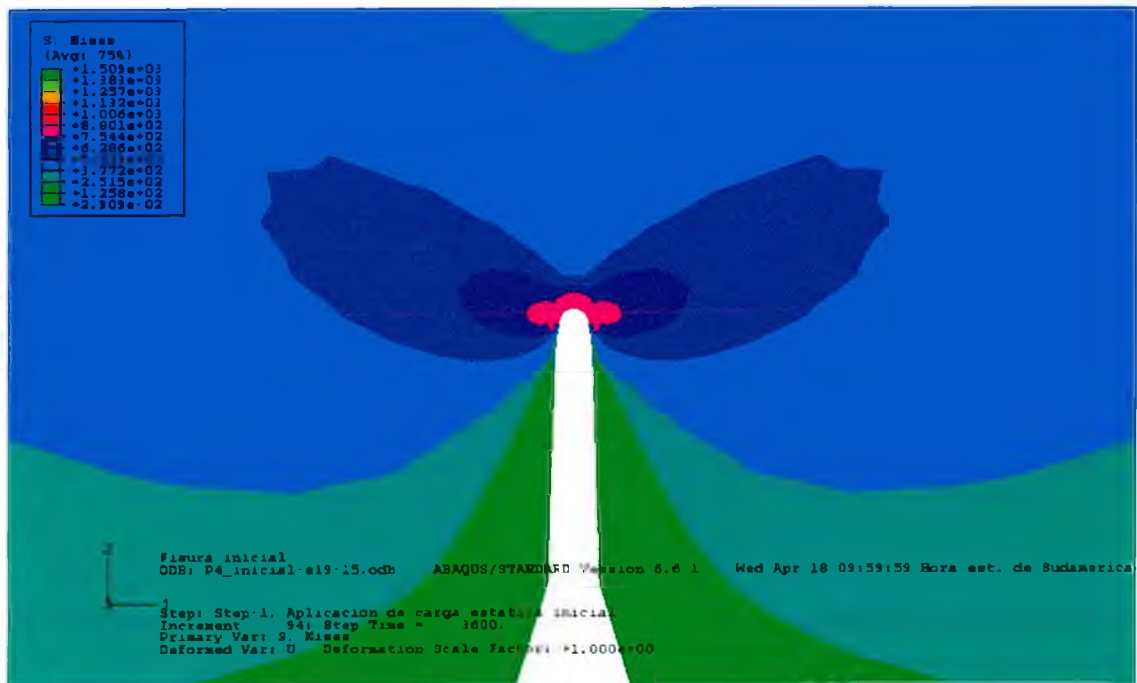


Figura 4. Acercamiento a la fisura de la probeta N°4, con la longitud inicial de fisura.

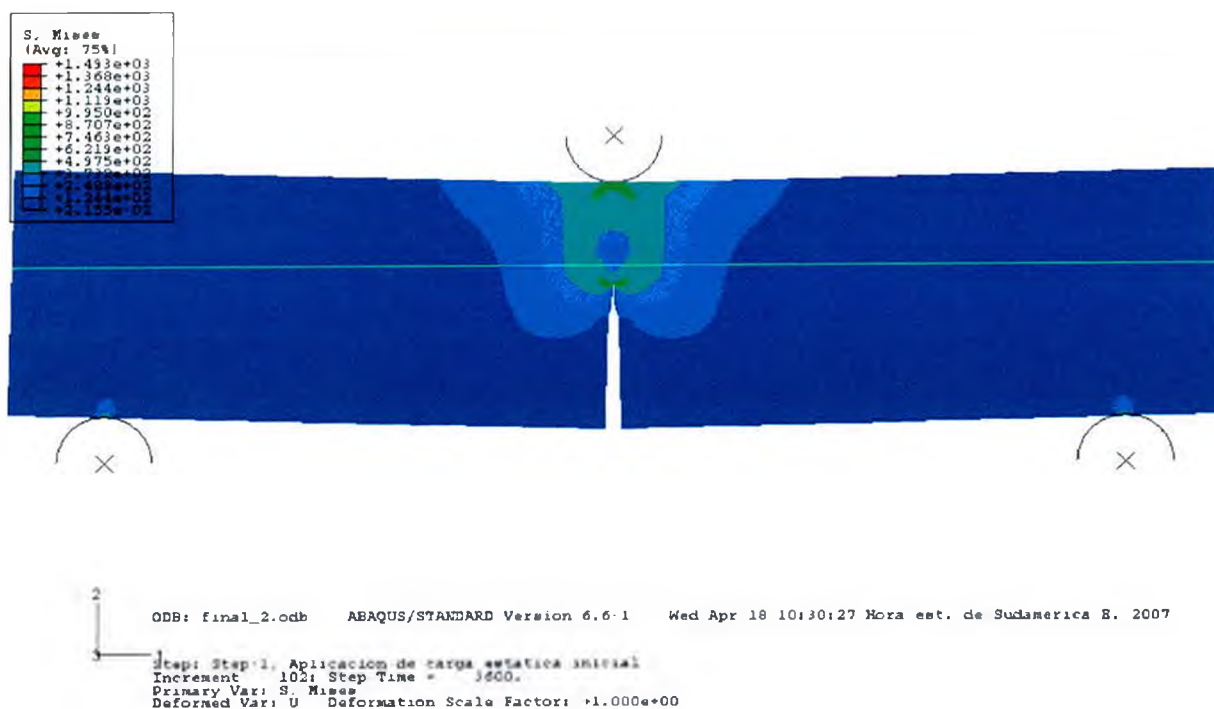


FIGURA 5. Tensiones de Von Misses al tamaño final de fisura Probeta N°4 y el máximo desplazamiento.

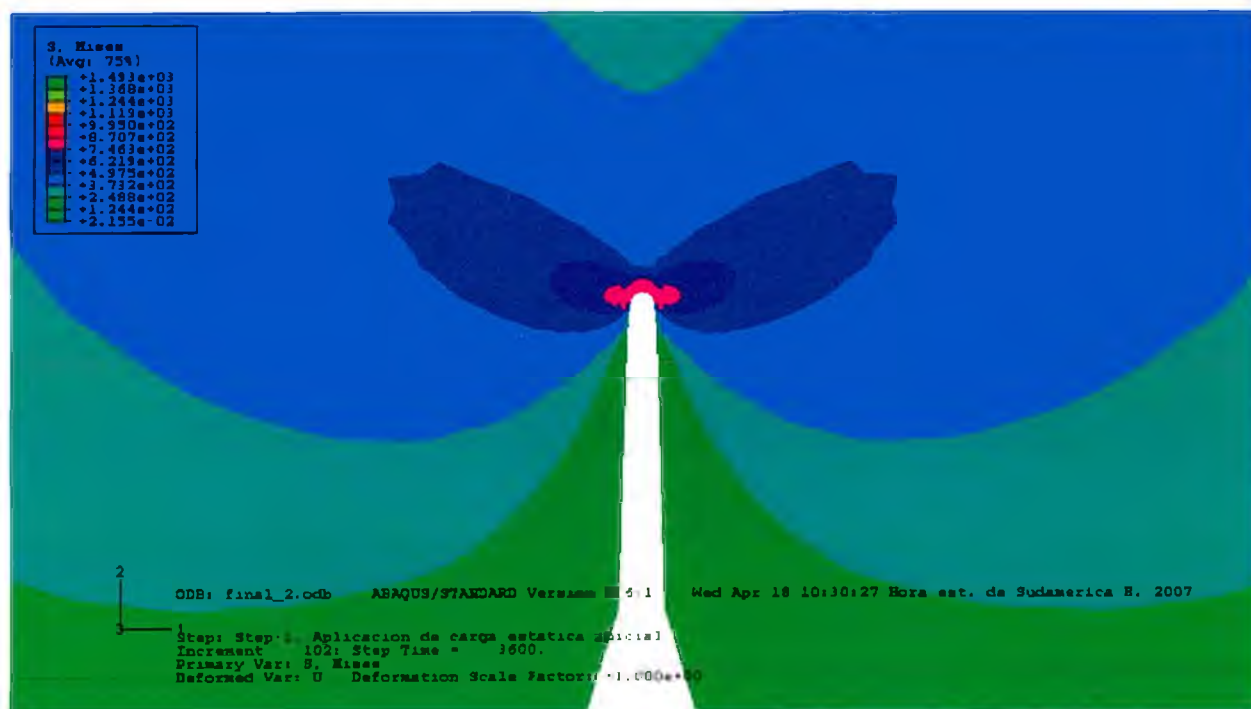


Figura 6. Acercamiento al extremo de la fisura con la longitud final. Probeta N°4