



**INSTITUTO DE
TECNOLOGIA**

PROF. JORGE A. SABATO

UNIVERSIDAD NACIONAL
DE GENERAL SAN MARTIN
COMISION NACIONAL
DE ENERGIA ATOMICA

**MAESTRIA EN
CIENCIA Y
TECNOLOGIA
DE MATERIALES**

**MEDICIÓN DE PROPIEDADES
MECÁNICAS.
ENSAYO DE TRACCIÓN, ENSAYO
DE FRACTURA, K_{IC} Y/O J_{IC}**

Juan D. Barbona

UNIVERSIDAD NACIONAL DE GENERAL SAN MARTIN
COMISIÓN NACIONAL DE ENERGÍA ATÓMICA
INSTITUTO DE TECNOLOGIA
"Prof. Jorge A. Sábato"

**Medición de propiedades mecánicas dinámicas. Ensayo
de Tracción, Ensayo de Fractura, K_{IC} y/o J_{IC} (*)**

Por Ing. Juan D. Barbona

Director

**Ing. Antonio F. Iorio
Ing. E. Chomik**



(*) Tesis para optar el título de *Magíster en Ciencia y Tecnología de Materiales*

**República de Argentina
2011**

RESUMEN:

En este trabajo se resume la investigación que se llevó a cabo para la determinación del comportamiento de las propiedades mecánicas en condiciones dinámicas del material proveniente de un Tubo de Presión de Centrales Tipo CANDU. Incluye la preparación, previo diseño y fabricación de los dispositivos requeridos para los ensayos de las probetas de tracción y compactas pre-fisuradas por fatiga a ser ensayadas. Para la obtención de las propiedades dinámicas se empleó un péndulo de impacto, el que se instrumentó equipándolo con una celda de carga y un sistema de adquisición de datos. De este dispositivo se obtuvieron los registros carga-desplazamiento, que luego fueron utilizados para la determinación de las propiedades dinámicas del material, tanto de tracción como de fractura. La relación del crecimiento estable de la fisura asociada al valor de J se determinó a partir del Método desarrollado en CNEA.

ABSTRACT:

This paper summarizes the research carried out for determining the mechanical properties under dynamic conditions of the material from a CANDU type reactor's Pressure Tube. Includes the preparation, prior design and manufacturing of the devices required for testing of tensile and fatigue pre-cracked compact specimens to be tested. To obtain the dynamic properties, an impact pendulum was used, which was instrumented with a load cell and a data acquisition system. Using this equipment, different load-displacement records were obtained, which were then utilized to determine the dynamic material properties, both for tensile and fracture. The relationship of the stable crack growth associated with the J value was determined using a method developed in CNEA.

AGRADECIMIENTOS

A Dios, a mi padre y a mi madre, y a todos los que hicieron posible esta Tesis:

A las autoridades y docentes del Instituto Sabato, por su disponibilidad, entrega y vocación de transmitir conocimientos.

Ing. Antonio F. Iorio e Ing. Enrique Chomik, quienes aceptaron dirigir esta Tesis. Por transmitir y compartir sus conocimiento profesionales.

A todos los miembros del laboratorio FRACTURA Y FATIGA que contribuyeron de múltiples formas, siempre con buena disposición y ánimo de colaborar.

Al Ing. Luis A. Ibañez del laboratorio ESTUDIO Y ENSAYO DE COMPONENTES ESTRUCTURALES, por su trabajo y colaboración en el préstamo de equipos.

Al taller de mecanizado de Materiales por la tolerancia en cada momento que solicité ayuda para realizar el mecanizado de los componentes diseñados.

Índice

Índice.....	i
1 Introducción.....	1
1.1 MOTIVACIÓN.....	1
1.2 OBJETIVO DEL TRABAJO:.....	2
1.2.1 Trabajo a realizar:.....	2
1.2.2 Técnicas usadas:.....	2
1.3 CONTENIDO DE LA TESIS.....	2
2 Mecánica de fractura lineal elástica.....	4
2.1 FACTOR DE INTENSIDAD DE TENSIONES.....	4
2.2 RESUMEN:.....	6
2.3 LIMITACIONES DEL CRITERIO KIC.....	7
2.3.1 Efecto de la Deformación Plástica.....	7
2.3.2 Efecto del Espesor.....	9
2.4 DETERMINACIÓN EXPERIMENTAL DE LA TENACIDAD A LA FRACTURA. ENSAYO KIC.....	10
2.4.1 Probetas.....	11
2.4.2 Fisura Inicial.....	12
2.4.3 Cálculo de K_Q	12
2.4.4 Determinación de K_{IC}	13
2.5 EFECTO DE LA VELOCIDAD DE CARGA.....	13
2.5.1 Efecto de la velocidad de deformación en el comportamiento a la fractura de los materiales.....	14
3 Mecánica de fractura elasto-plástica.....	16
3.1 INTRODUCCIÓN.....	16
3.2 EL CRITERIO CTOD.....	18
3.2.1 Definición Física del CTOD.....	20
3.3 MODELO ELASTOPLÁSTICO - CRITERIO DE "J".....	21
3.3.1 Campos de Hutchinson, Rice y Rosengreen.....	21
3.3.2 La Integral J de Rice.....	22

3.4	RELACIÓN DE J CON K Y CTOD	24
3.5	DETERMINACIÓN EXPERIMENTAL DE JIC	26
3.5.1	<i>Propuesta de Rice, Paris y Merkle</i>	26
3.5.2	<i>Método Experimental de Landes y Begley</i>	27
3.5.3	<i>Corrección de J por Tracción</i>	30
3.5.4	<i>Corrección de J por Crecimiento Estable de Fisura</i>	30
3.6	CURVAS DE RESISTENCIA J-R	31
3.7	VALIDEZ DE J	32
3.7.1	<i>Validez en Fluencia en Gran Escala</i>	32
3.7.2	<i>Validez para Crecimiento Estable de Fisura</i>	33
3.8	MÉTODOS DE MEDICIÓN DE CRECIMIENTO ESTABLE DE FISURA	36
3.8.1	<i>Descargas Parciales (Unloading Compliance)</i>	36
3.8.2	<i>Caída de Potencial Eléctrico</i>	37
3.8.3	<i>Método del Doble Clip Gauge</i>	37
4	Ensayos dinámicos en péndulo de impacto instrumentado	39
4.1	ENSAYO DE FLEXIÓN EN TRES PUNTOS	39
4.2	ENERGÍA	39
4.3	OSCILACIONES	41
4.4	CALIBRACIÓN DE LA CELDA DE CARGA	45
5	Desarrollo del trabajo	47
5.1	MATERIAL DE ENSAYO	47
5.2	PROBETAS	48
5.3	MÁQUINAS DE ENSAYO	49
5.3.1	<i>Componentes de la instrumentación</i>	50
5.4	PROCEDIMIENTO Y METODOLOGÍA	53
5.4.1	<i>Objetivo y descripción</i>	53
5.4.2	<i>Ensayos de tracción</i>	53
5.4.3	<i>Ensayos de fractura</i>	55
5.5	TRACCIÓN	60
5.5.1	<i>Condiciones de ensayo</i>	60
5.5.2	<i>Gráficos</i>	60
5.5.3	<i>Discusión y resultados</i>	63

5.6	FRACTURA	64
5.6.1	Condiciones de ensayo	64
5.6.2	Gráficos	65
5.6.3	Discusión y resultados	68
5.7	COMENTARIOS Y OBSERVACIONES	70
6	Conclusiones	72
7	Apéndice A (Ensayos preliminares)	73
8	Apéndice B (Informes de ensayos y medición de tamaño de fisura)	75
9	Referencias	91

1 Introducción

1.1 MOTIVACIÓN

La operación de una central nuclear requiere, para un funcionamiento seguro, de que se preparen y ejecuten programas de mantenimiento, se realicen ensayos y se efectúe la vigilancia de los sistemas de estructuras y componentes críticos. La razón fundamental de estos programas es monitorear que tales sistemas mantengan sus parámetros dentro de los valores de diseño a lo largo de la vida útil, incluyendo la posibilidad de argumentar los estudios de diagnóstico para una probable extensión de vida. Estos programas deben tomar en consideración las condiciones normales y accidentales, las características de degradación de los sistemas, estructuras y componentes, como así también los requerimientos impuestos por el ente regulador y re-evaluar esta información en base a la experiencia operativa.

En este sentido, deben tenerse en cuenta las alteraciones en las propiedades mecánicas del material producidas por los posibles mecanismos de degradación de los componentes y sistemas críticos (tuberías) del circuito primario y moderador. De manera de poder determinar, a partir del conocimiento de la degradación producida por las condiciones de servicio (estado de tensiones, temperatura de operación, vibraciones y composición química del agua de enfriamiento, etc.), si los componentes y sistemas son aceptables para continuar en servicio o decidir qué medidas correctivas deberán tomarse para asegurar la operación normal de la central nuclear.

Ha de tenerse en cuenta que el modo de falla más frecuente en estas tuberías es el desarrollo de una fisura que logre atravesar la pared del tubo de presión en un sector, dando origen a una pérdida [1]. Estos potenciales modos de falla pueden dar lugar a, pequeñas, medianas o grandes pérdidas de refrigerante (LOCA), y las mismos pueden conducir a accidentes severos.

Se estima que los mecanismos de daño más importantes que pueden desarrollar un defecto o fisura y hacerlo crecer hasta su condición de pérdida o incluso hasta llegar a la longitud de fisura crítica son: fatiga térmica, fatiga mecánica originada en vibraciones, envejecimiento térmico y corrosión bajo tensiones [2]. En caso de producirse una pérdida se generan condiciones de esfuerzos causantes de efectos dinámicos, que deben ser soportados por el material, tales como: efectos de azote de cañerías, descarga de fluidos, ondas de descompresión asociados con la rotura de la cañería; incluyendo los efectos de golpe de ariete producido por las maniobras de detenimiento de la circulación del fluido [3].

En estos casos, es fundamental conocer el comportamiento del material en esas condiciones. Actualmente, cuando no se dispone de datos del comportamiento del material a alta velocidad de aplicación de la carga, suelen emplearse las propiedades medidas en régimen estático, lo cual dista de lo real y podría llevar a errores. Por otra parte, es un hecho conocido que las ecuaciones constitutivas y el criterio de rotura dependen de la velocidad de deformación. Sin embargo, el estudio de la fractura a alta velocidad de deformación es un campo que aún no se ha desarrollado por completo, a pesar del marcado interés que representa un análisis de fractura dinámica, debido a que

los componentes estructurales están sujetos a altas velocidades de carga en servicio, o deben sobrevivirlas durante condiciones de accidente.

1.2 OBJETIVO DEL TRABAJO:

La evaluación de integridad de componentes, de acuerdo a lo comentado anteriormente, requiere del conocimiento de daño acumulado en servicio y de las propiedades dinámicas de los materiales, las cuales, salvo el ensayo de impacto tipo Charpy, por el momento solo se evalúan en Europa y EE.UU. Por tal razón el objetivo principal que este trabajo se propone es: determinar la medición de propiedades dinámicas, para Tubos de Presión de Centrales tipo CANDU, en condiciones que correspondan lo más aproximadamente posible a las que debe soportar el material en caso de accidente.

1.2.1 Trabajo a realizar:

Medición de propiedades mecánicas dinámicas. Ensayo de Tracción; Ensayo de fractura, K_{IC} y/o J_{IC} .

1. Diseño y fabricación de los dispositivos adecuados para estos ensayos, a partir del equipamiento existente, péndulo y sistema de adquisición de datos dinámicos.
2. Medición de propiedades dinámicas en material de Tubos de Presión de Centrales CANDU (Zr 2.5%Nb)

1.2.2 Técnicas usadas:

Las técnicas usadas son similares a las que se utilizan en ensayos estáticos, si bien en el caso de los ensayos mecánica de la fractura se utilizaron técnicas desarrolladas en el laboratorio.

1.3 CONTENIDO DE LA TESIS

Esta introducción constituye el primero de los nueve capítulos de los que consta la tesis.

En los capítulos segundo y tercero se tratan los conceptos fundamentales de la mecánica de la fractura relacionados con los conocimientos concernientes a la tesis.

El capítulo cuarto trata de algunas de las características inherentes de las pruebas de impacto instrumentado.

Los capítulos quinto y sexto exponen los detalles específicos del trabajo realizado y las conclusiones del mismo.

Se continúa con el capítulo séptimo conteniendo el apéndice en donde se mencionan los ensayos adicionales realizados, necesarios para la puesta a punto de los dispositivos utilizados.

El capítulo octavo contiene los informes de los ensayos realizados.

Finalmente el capítulo noveno recoge la bibliografía utilizada.

2 Mecánica de fractura lineal elástica

2.1 FACTOR DE INTENSIDAD DE TENSIONES

Dentro del campo lineal-elástico existe una relación biunívoca entre tensiones, deformaciones, y energía potencial elástica. Fue Irwin quien desarrolló la relación entre la energía y las tensiones y deformaciones del campo elástico lineal. Utilizando un análisis plano de tensiones realizado por Westergaard [4], Irwin [5] encontró que en la vecindad de la punta de una fisura las tensiones podrían ser expresadas de la siguiente manera:

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= \frac{K \cos \frac{\theta}{2}}{\sqrt{2\pi r}} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \dots \\ \sigma_{yy} &= \frac{K \cos \frac{\theta}{2}}{\sqrt{2\pi r}} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \dots \\ \sigma_{xy} &= \frac{K \cos \frac{\theta}{2}}{\sqrt{2\pi r}} \left(\sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) + \dots\end{aligned}\quad (\text{ec. 1})$$

donde r, θ son coordenadas polares de un punto cualquiera respecto de la punta de fisura (Figura 1).

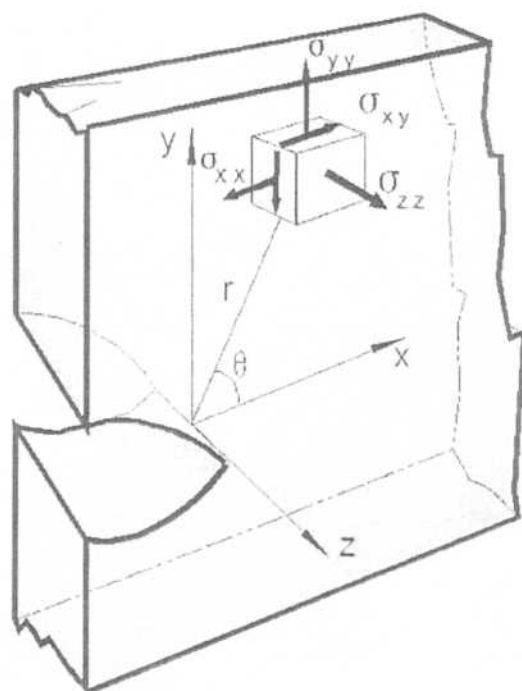


Figura 1. Fisura de Irwin.

Las ecuaciones (1) transcriptas son el primer término de un desarrollo en serie realizado bajo hipótesis de comportamiento lineal elástico del material. En el origen de coordenadas ($r \rightarrow 0$), o sea la punta de la fisura, las tensiones se hacen infinitas. Esta singularidad puede llevar a dificultades conceptuales, pero hay que tener en cuenta que se producirá deformación plástica en la región a tensiones muy altas y que, debajo de cierta escala, la Mecánica del Continuo es inadecuada para describir los fenómenos que ocurren.

Entonces, en la vecindad de la punta de la fisura la atmósfera de tensiones está controlada por un único parámetro, K , denominado FACTOR DE INTENSIDAD DE TENSIONES que solamente es función de las cargas y geometría, siempre y cuando la zona donde se hubiera desarrollado deformación plástica tenga dimensiones muy pequeñas frente a las de validez de K (Figura 2). Es decir, deben prevalecer las condiciones de linealidad, considerándose a la deformación plástica sólo como una perturbación. Además, a medida que nos alejamos de la punta de la fisura, K deja de controlar el estado de tensiones ya que solamente es el primer término de un desarrollo en serie a partir de la punta de la fisura.

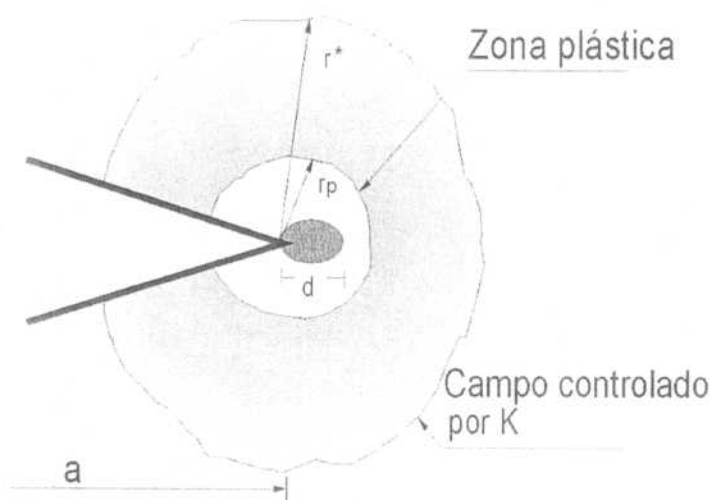


Figura 2. Zonas de control de K , plástica y de proceso

Irwin[6], utilizando el método de los trabajos virtuales e igualando la energía potencial elástica por unidad de longitud G al trabajo realizado durante el avance de la fisura sobre la misma longitud, pudo deducir relaciones entre G y K :

MODO I:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E'}$$

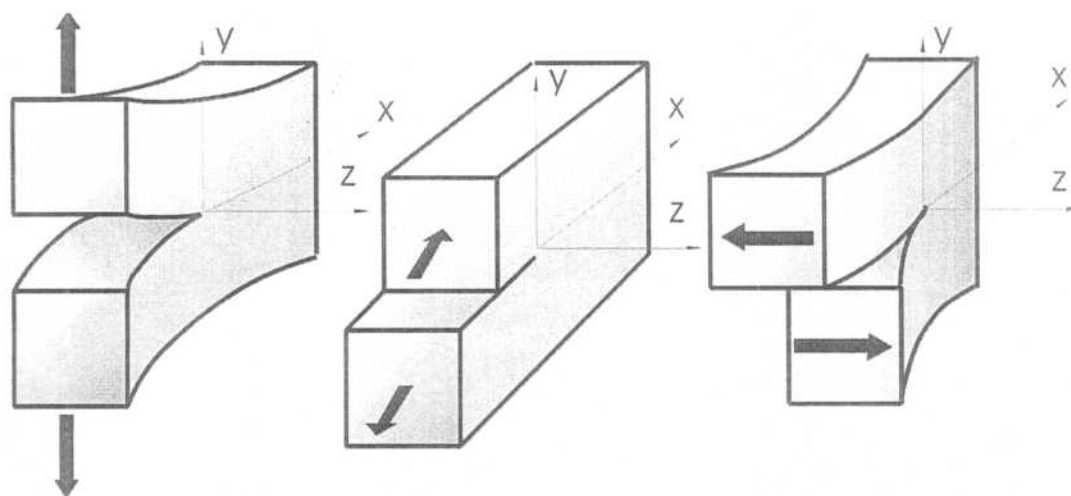
MODO II:

$$G_{II} = \frac{K_{II}^2}{E'} \quad \text{ec.2}$$

MODO III:

$$G_{III} = \frac{1+\nu}{E'} K_{III}^2 \quad \text{ec.3}$$

con: $E' = E$ en tensión plana $E' = E / (1-\nu^2)$ en deformación plana.



MODO I

MODO II

MODO III

Figura 3. Modos de apertura de una fisura.

Cuando K_I alcanza un valor crítico característico del material, denominado K_{IC} , se produce el crecimiento de la fisura, y lo mismo ocurre con G . Además, cualquiera sea la geometría, en la vecindad de la punta de la fisura el estado de tensiones está gobernado por K_I (que puede calcularse para las diferentes geometrías). Existen distintas soluciones de K_I para las diversas geometrías y formas comunes en Mecánica de Fractura. Estas soluciones son en general bastante complejas, habiendo sido recopiladas en forma de manuales para diferentes geometrías y condiciones de carga[7].

2.2 RESUMEN:

a) Bajo las hipótesis consideradas, comportamiento lineal elástico y plasticidad reducida, existe un parámetro que gobierna el estado de tensiones en la punta de la fisura, el factor de intensidad de tensiones: K_I .

b) Cualesquiera que sean las condiciones de geometría, carga y longitud de fisura, este valor puede ser calculado.

c) Cuando este parámetro alcanza un valor crítico, denominado tenacidad a la fractura: K_{IC} , la fisura se inestabiliza y comienza a crecer.

d) Este valor crítico K_{IC} , característico de cada material, estado termomecánico, velocidad de carga y temperatura, puede ser determinado experimentalmente mediante ensayos normalizados [8][9].

e) Por lo tanto, para prevenir la fractura frágil se debe cumplir que:

$$K_I(\text{geom.}, \text{fuerzas}, a) < K_{IC}(\text{mat.}, \text{trat. térm.}, \text{temp.})$$

Así es factible determinar qué tamaño de defecto es tolerable en una estructura ante condiciones dadas, o comparar materiales con respecto a cuál de ellos podrá soportar mayores tamaños de fisuras.

2.3 LIMITACIONES DEL CRITERIO KIC

Como el criterio K_{IC} fue deducido usando la Teoría de Elasticidad Lineal, la Mecánica de Fractura Lineal Elástica no puede ser aplicable a materiales fisurados cuyo comportamiento es marcadamente no lineal, tales como aceros dúctiles que desarrollan importante deformación plástica en la punta de la fisura, o como fundiciones grises laminares que presentan un comportamiento no lineal intrínseco, o incluso polímeros o compuestos.

Por lo tanto, y con la finalidad de poder aplicarlo correctamente, debemos establecer las limitaciones que tiene el criterio K_{IC} .

2.3.1 Efecto de la Deformación Plástica

La solución elástica lineal que nos da el análisis de tensiones de Irwin [5] pierde validez en la zona deformada plásticamente. Además la existencia de plasticidad modifica la solución elástica, tal como se aprecia en la Figura 4 [10] donde se grafica la distribución de tensiones correspondiente a un material sin endurecimiento por deformación (elástico-perfectamente plástico). La tensión σ_y fuera de la zona deformada plásticamente tendrá una forma que puede ser descrita por una solución elástica lineal pero correspondiente a una longitud de fisura algo mayor, denominada longitud efectiva de fisura, a_{eff} .

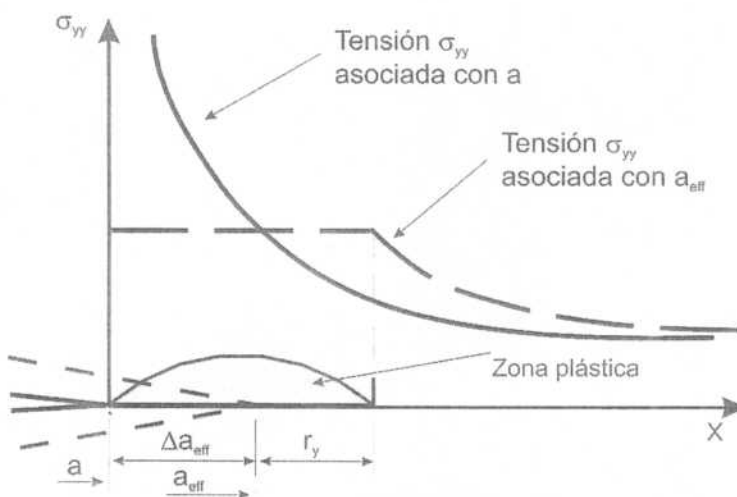


Figura 4. Efecto de la deformación plástica

Bajo hipótesis muy simplificadas se determinó que la longitud efectiva de fisura está dada por:

$$a_{eff} = a + r_y$$

donde r_p es el radio plástico y se calcula como (para estados planos de tensiones):

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2$$

y para estados planos de deformaciones:

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2$$

donde σ_{ys} es la tensión de fluencia.

Los resultados obtenidos usando métodos considerablemente más sofisticados no difieren mucho de los dados.

Los materiales reales poseen endurecimiento por trabajado, y la deformación plástica comienza cuando una tensión efectiva alcanza un valor crítico dado por algún criterio de fluencia, por ejemplo Von Mises. En la Figura 5 se muestra una distribución de tensión elastoplástica obtenida por el método de Elementos Finitos, donde el hecho más destacable es que los valores máximos de tensiones no están en la punta de la fisura como predice la solución elástica lineal, sino dentro del material [11].

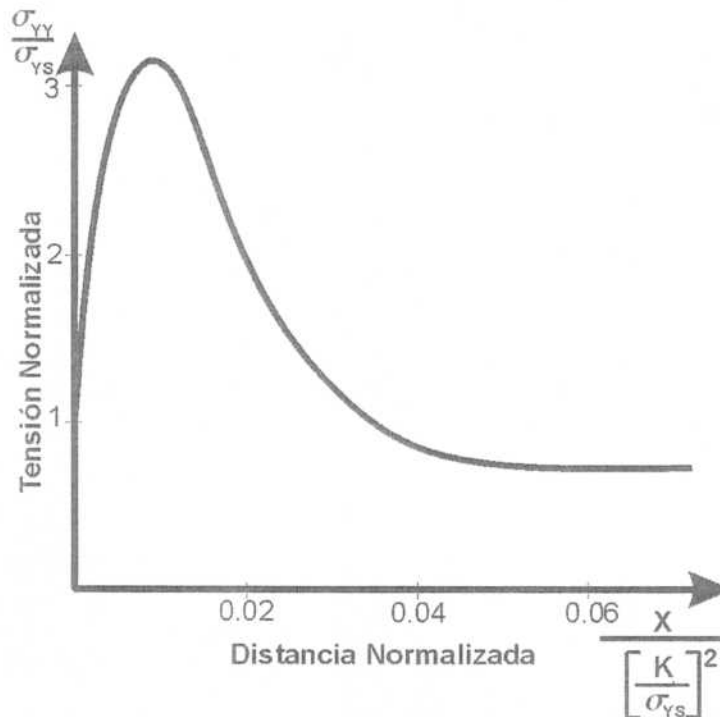


Figura 5. Distribución de tensiones elastoplásticas

En aplicaciones correspondientes a estados de deformación plana, se considera "válido" un análisis elástico cuando el radio plástico es menor que el 2% de cualquier

dimensión característica de la probeta o estructura. Esta condición se verifica usando la siguiente expresión:

$$a, B, W - a \geq 2.5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}} \right)^2$$

con:

- a: longitud de fisura,
- B: espesor,
- W-a: ligamento remanente.

Para aplicaciones en estados de tensión plana (pequeños espesores) se emplea la longitud efectiva de fisura, a_{eff} , con la que se calcula el llamado Factor de Intensidad de Tensiones Efectivo, K_{eff} .

2.3.2 Efecto del Espesor

Si analizamos el estado de tensiones en dos puntos delante de la punta de fisura (Figura 6), uno en la superficie (A) y el otro en el centro (B), vemos una gran diferencia: en la superficie el estado es de tensiones planas, mientras que en el centro tenemos deformaciones planas. La deformación plástica producida a partir de un cierto valor de la tensión de corte máxima (proporcional al radio de Círculo de Mohr) se desarrollará en la superficie a menores niveles de tensión normal que en el centro. La Figura 7 muestra aproximadamente la forma y tamaño de la deformación plástica en la punta de la fisura en función del espesor.

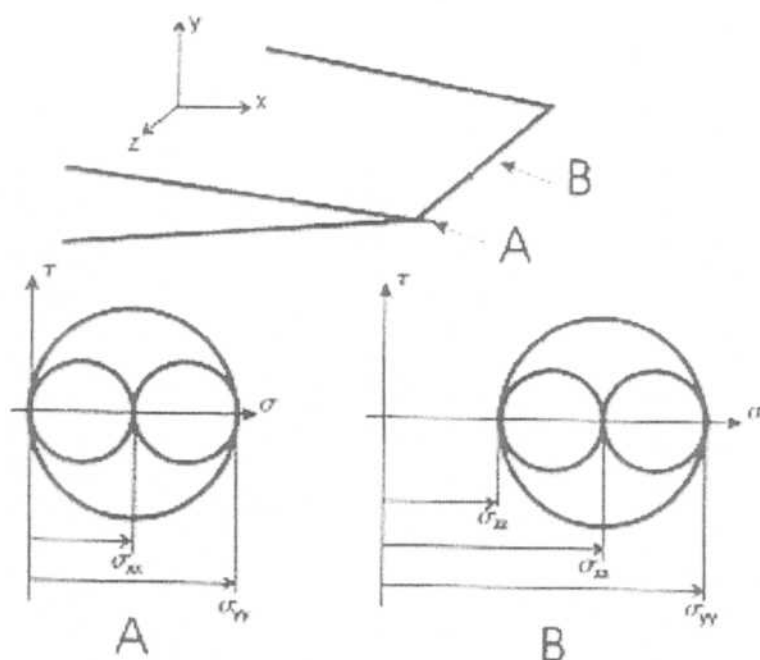


Figura 6. Estados plano de tensiones (A) y plano de deformaciones (B).

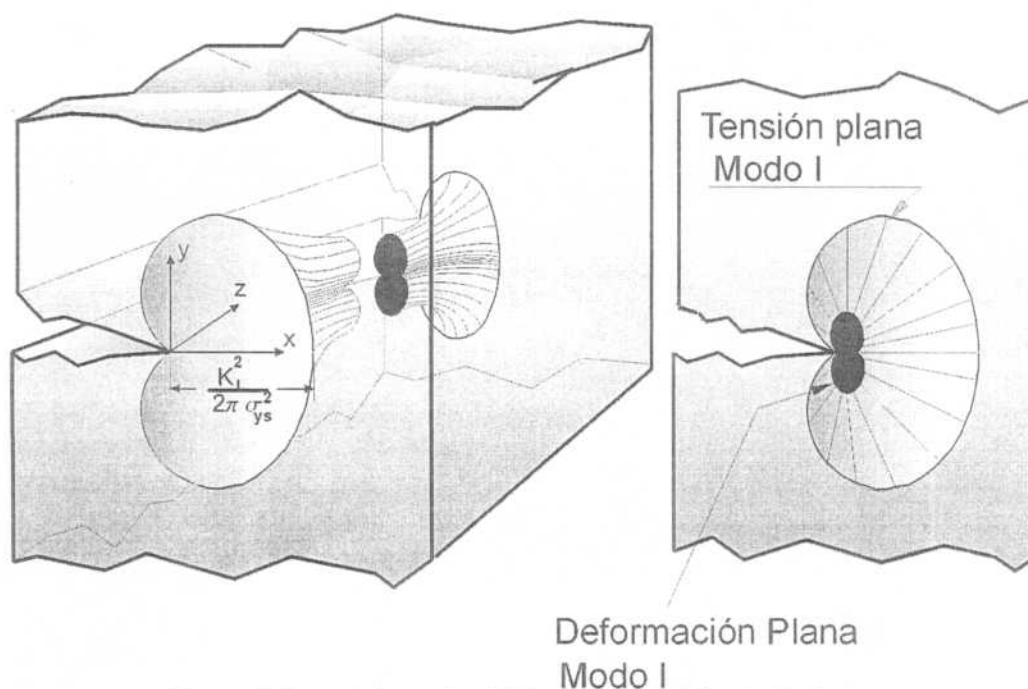


Figura 7. Zona deformada plásticamente en el frente de fisura.

2.4 DETERMINACIÓN EXPERIMENTAL DE LA TENACIDAD A LA FRACTURA. ENSAYO KIC.

Cuando se ensayan probetas de espesores crecientes, se obtiene una representación de la tenacidad en función del espesor como la de la Figura 8. Efecto de tamaño en la tenacidad a la fractura. En este fenómeno intervienen dos efectos, uno de espesor y otro de tamaño propiamente dicho.

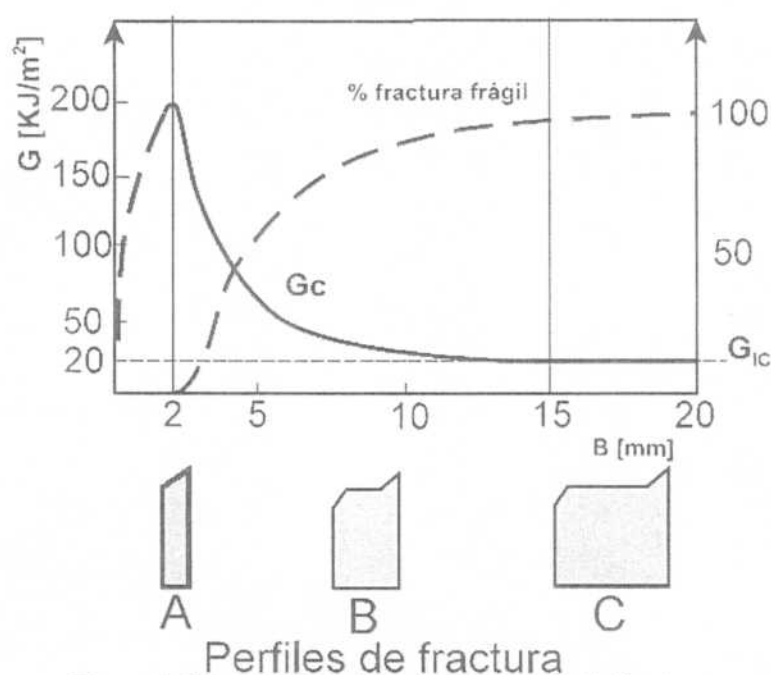


Figura 8. Efecto de tamaño en la tenacidad a la fractura.

La figura anterior muestra que los valores de K_C obtenidos de probetas de diferentes tamaños son función del espesor de la chapa, hasta que a partir de uno determinado, K_C no varía más (Figura 8. Efecto de tamaño en la tenacidad a la fractura.). Por lo tanto se lo puede considerar como una constante, denominada K_{IC} , que caracteriza la tenacidad de los materiales y que tiene un papel similar al que desempeña la tensión de fluencia en el comportamiento plástico. Por consiguiente es necesario realizar ensayos con muestras de un determinado material para establecer el valor K_{IC} , para lo cual se debe poseer una técnica de ensayo normalizada a fin de que los resultados obtenidos en diferentes laboratorios sean comparables. La norma más difundida para determinar K_{IC} ha sido elaborada por el Comité E-24 de ASTM, llevando la denominación E-399, y la última versión corresponde al año 1990. La versión original fue editada en 1971, y desde entonces ha sufrido numerosas modificaciones y adiciones.

El método seguido para medir K_{IC} puede describirse de la siguiente manera. Dada una probeta provista de una entalla, mediante fatiga se produce una fisura que se extiende a partir del extremo de la entalla. Se aplica una carga creciente a la probeta hasta la inestabilización de la fisura, registrándose el desplazamiento de la boca de la entalla en función de la carga aplicada. El valor de K_{IC} se computa a partir de la carga obtenida mediante el procedimiento establecido por la norma, utilizando ecuaciones basadas en análisis de Mecánica de Fractura Lineal Elástica. Se deben verificar tanto condiciones de linealidad en el registro, como de dimensiones mínimas de la probeta.

2.4.1 Probetas

La norma E-399 especifica tres tipos básicos, compactas de tracción (C(T)), de flexión en tres puntos (SE(B)) y en forma de C, brindando todas las relaciones geométricas para maquinar la probeta (Figura 9).

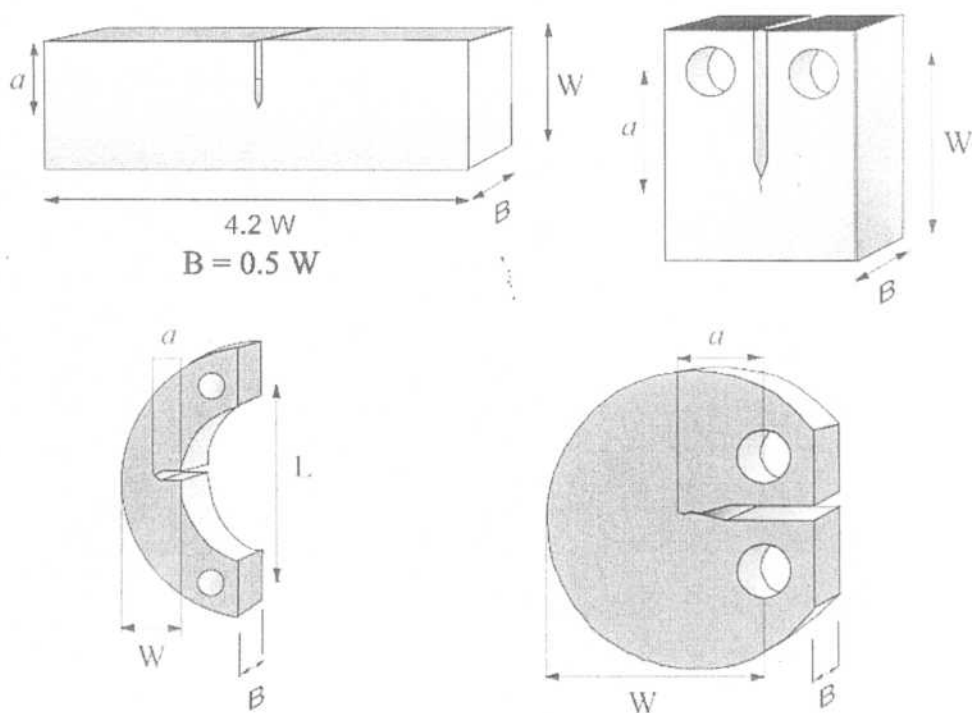


Figura 9. Tipos de probetas

2.4.2 Fisura Inicial

Las probetas deben ser provistas con una fisura inicial producida por fatiga. La Figura 10 ilustra el efecto del radio de curvatura inicial de la fisura en la medición de K_{IC} , pudiéndose observar que mediante la reducción del radio disminuye el valor de la tenacidad medida, hasta que se llega a un punto en que no hay más cambios. Los radios de fisura correspondientes a esta zona no se logran por maquinado, pero sí por fatiga bajo condiciones establecidas por la norma.

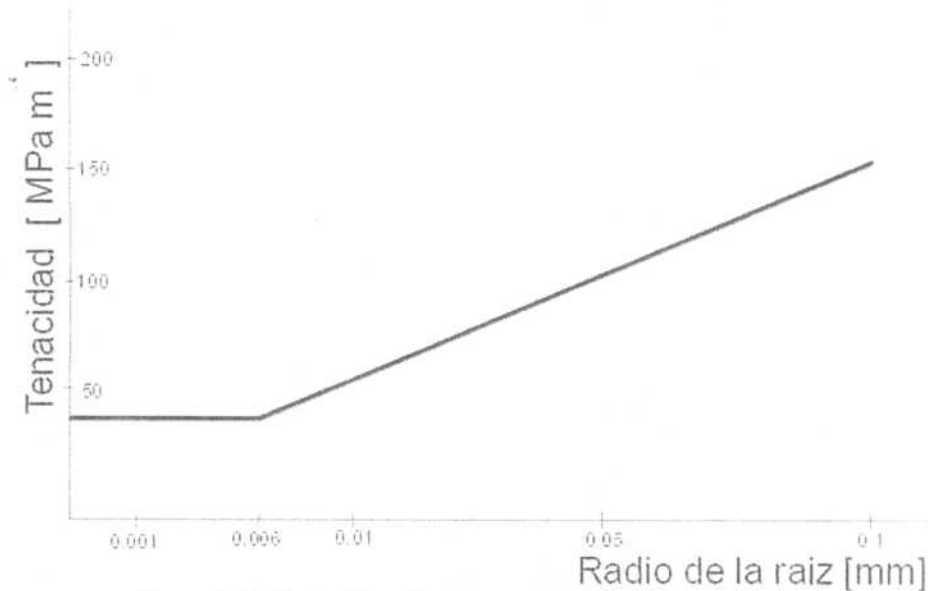


Figura 10. Efecto del radio de curvatura inicial de la fisura

2.4.3 Cálculo de K_Q

Si el material ensayado fuera completamente frágil y la fisura no creciera durante el ensayo, la curva de carga versus desplazamiento sería una línea recta. Los materiales reales presentan un comportamiento no lineal. La Figura 11 muestra casos típicos de curvas experimentales donde está indicada la forma de obtener la carga crítica P_Q necesaria para calcular K_Q , valor provisorio de tenacidad.

Este método, denominado de la secante, se basa en asignar a P_Q el máximo valor de carga encontrado en el registro antes de la intersección con una recta secante de pendiente 5% menor que la inicial de la curva. De esta manera se limitan las alinealidades, tanto debidas a deformación plástica como a crecimiento estable de la fisura durante el ensayo.

Entonces, una vez determinado P_Q , se calcula K_Q mediante las ecuaciones:

- a) para probetas SE(B):

$$K_Q = \frac{P_Q S}{BW^{3/2}} f_1(a/W)$$

- b) para probetas C(T):

$$K_Q = \frac{P_Q}{B \sqrt{W}} f_2(a/W)$$

donde:

B: espesor de probeta

W: altura

S: luz entre apoyos (SE(B))

f₁ (a/w), **f₂** (a/w) : factores de forma (tabulados o en desarrollos en serie).

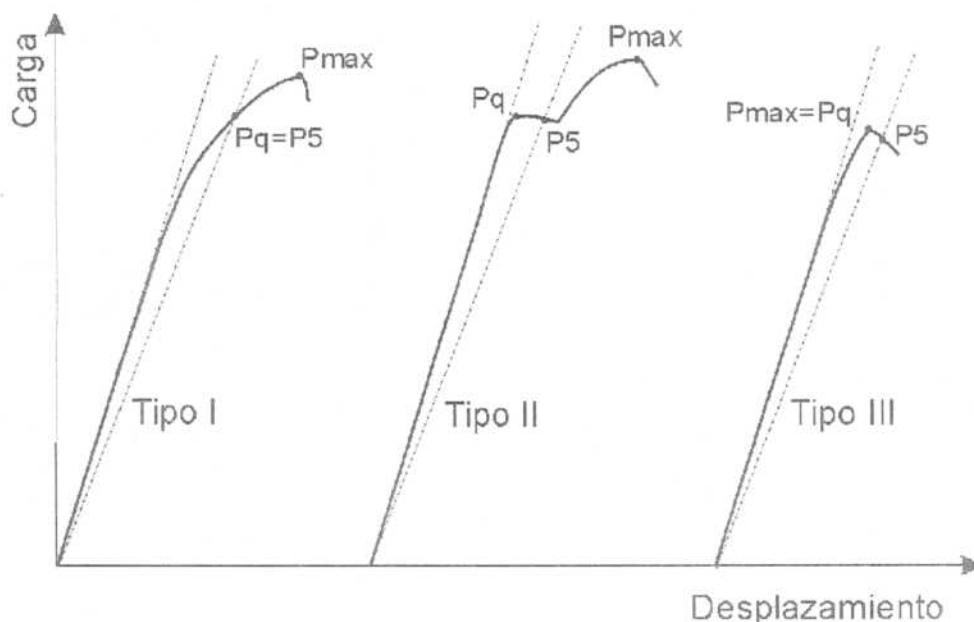


Figura 11. Registros carga-desplazamiento típicos.

2.4.4 Determinación de K_{IC}

Para que el valor de K_Q sea válido, y entonces pase a denominarse K_{IC} , debe verificarse que cualquier dimensión característica de la probeta cumpla con:

$$a, B, W - a \geq 2.5 \left(\frac{K_Q}{\sigma_{ys}} \right)^2$$

Esto nos asegura que el ensayo fue realizado en condiciones de estado plano de deformación y con plasticidad en pequeña escala. Si no se verifica esta inecuación, el ensayo es no válido y se debe ensayar una probeta de mayor tamaño.

2.5 EFECTO DE LA VELOCIDAD DE CARGA

Por muchos años ha sido común asociar fragilización de aceros con cargas de impacto y medir su tenacidad en términos de resistencia al impacto. Esto ha generado la impresión que altas velocidades de deformación están siempre acompañadas por una reducción de tenacidad. La aparición de la Mecánica de Fractura ha permitido un mejor

entendimiento de la influencia de la velocidad de deformación y/o carga, y la temperatura, de tal manera que el punto de vista convencional no es más universalmente aplicable y se diferencian distintos tipos de comportamiento.

Podemos considerar dos circunstancias. Primero, cuando la tensión de fluencia varía con la velocidad de carga y/o la temperatura; entonces la fractura puede ocurrir tanto por encima como por debajo de la fluencia generalizada, dependiendo del tamaño del componente y las propiedades del material. Segundo, los efectos de velocidad de deformación o temperatura pueden resultar en un cambio en el micromecanismo de fractura, que puede producir un efecto particularmente fuerte en la tenacidad. En la práctica no es siempre fácil distinguir entre ambos efectos porque pueden ocurrir simultáneamente. Contrariamente, en ciertas circunstancias algunos materiales, por efecto de la difusión de Hidrógeno hacia la región de la punta de la fisura, presentan disminución de tenacidad cuando la carga se aplica con velocidad particularmente baja.

2.5.1 Efecto de la velocidad de deformación en el comportamiento a la fractura de los materiales

En general, una reducción de tenacidad ha sido confirmada en un rango de velocidades que llega hasta las empleadas en ensayos de impacto. A velocidades mucho mayores que ésta fue observado un incremento de tenacidad, entonces se puede tener una variación de tenacidad en función de la velocidad de deformación como la curva inferior de la Figura 12 [12]. Irwin y Wells [13] sugirieron que la tendencia a incrementar la tenacidad a altas velocidades podría ser debido a calentamiento adiabático (La deformación plástica de la punta de la fisura produce calor, que a altas velocidades no puede ser disipado y entonces aumenta la temperatura de la zona de proceso y produce un corrimiento del material en la curva de transición dúctil-frágil).

No todos los materiales son igualmente sensibles a la velocidad de deformación, habiendo comportamientos que difieren, por ejemplo la curva superior de la figura 12 [14][15][16].

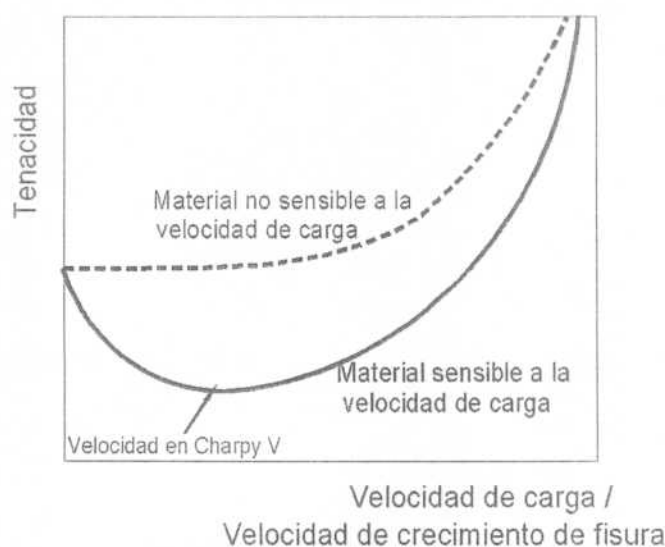


Figura 12. Efecto de la velocidad en la tenacidad a la fractura

La medición y el análisis del comportamiento a la fractura bajo altas velocidades de carga son más complejos que bajo condiciones cuasi-estáticas, además todavía están en discusión diferentes procedimientos de ensayo para evaluar esta propiedad. Están normalizados algunos ensayos que son simples de realizar pero difíciles de interpretar, y que en general no proveen datos cuantitativos confiables. En cambio los ensayos más recientes que sí proveen valores cuantitativos de parámetros de tenacidad a la fractura son difíciles y caros de realizar, además de consumir mucho tiempo su realización; por lo que no son adecuados para técnicas normalizadas de rutina. De todas maneras estos ensayos, y el esfuerzo de investigación asociado, han facilitado el conocimiento básico de la fractura dinámica, lo que en el futuro llevará seguramente a procedimientos de ensayo simplificados.

3 Mecánica de fractura elasto-plástica

3.1 INTRODUCCIÓN

La Mecánica de Fractura Elastoplástica busca una relación entre tensión aplicada, tamaño de fisura y tenacidad del material, que sea independiente de la geometría de un componente, para situaciones donde la fractura ocurre después de una deformación plástica significativa.

El proceso de fractura dúctil ocurre por la iniciación y crecimiento estable de una fisura. La Figura 13 ilustra esto como un proceso que puede ser dividido en varios pasos:

- . La fisura aguda va adquiriendo una forma roma con las primeras cargas. (*Blunting*).
- . De la punta roma de la fisura se desarrolla una nueva fisura aguda.
- . Esta fisura crece en forma estable.
- . La fisura crece en forma inestable.

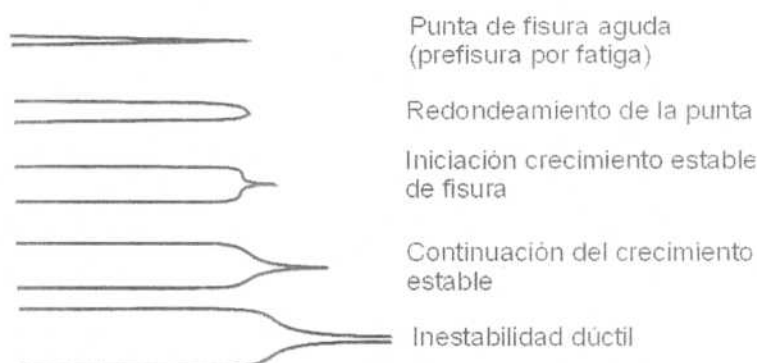


Figura 13. Procesos de redondeamiento y crecimiento de fisura.

Este proceso puede ser representado mejor por una curva de resistencia al crecimiento de fisura, **curva R**, que representa la tenacidad como función del crecimiento dúctil de fisura. (Figura 14).

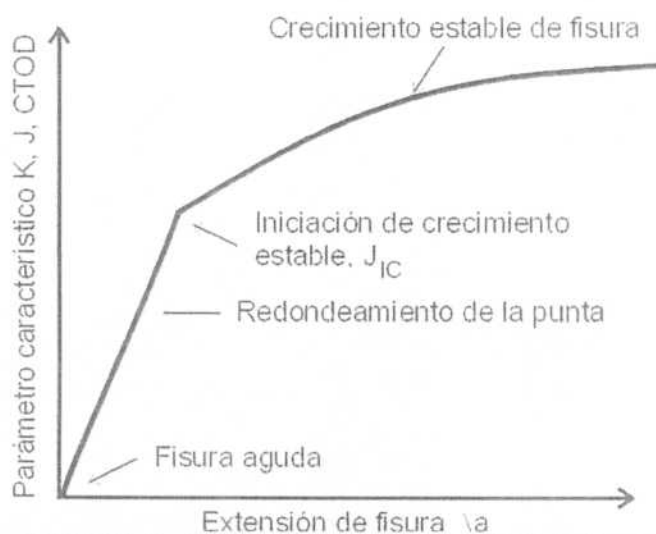


Figura 14. Curva de resistencia al crecimiento de fisura.

En un ensayo de tenacidad elastoplástica generalmente se carga una probeta más allá de la ocurrencia de crecimiento estable de fisura. Usualmente se miden dos magnitudes (carga y algún desplazamiento), Figura 15a, para determinar la tenacidad ($CTOD$ ó J). También se debe obtener el crecimiento estable de la fisura Δa , para así construir la **curva R**. Figura 15b.

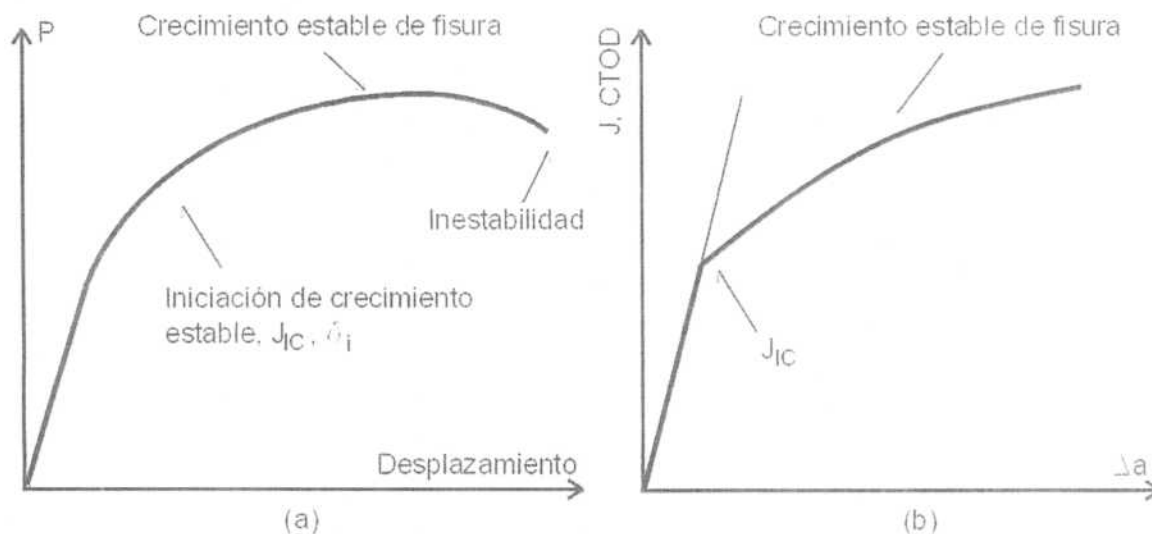


Figura 15. Relaciones entre el registro P vs. V y la Curva R

Según sea la tenacidad del material, la fractura inestable puede ocurrir en cualquier punto del registro carga-desplazamiento (Figura 16), o se puede superar ampliamente la carga máxima con un mecanismo de crecimiento dúctil. Si la fractura ocurre con un registro como el 1, estamos en el ámbito de aplicabilidad de la Mecánica de Fractura Lineal Elástica, teniendo plena validez el criterio K_{IC} .

Si es como el 2, ya no es posible aplicar el criterio K_{IC} por cuanto se ha superado el estado de deformación plástica en pequeña escala, aunque aún no haya comenzado el crecimiento estable de fisura. Se debe aplicar un criterio elastoplástico. En el registro 3, además de considerable deformación plástica, se desarrolló crecimiento estable antes de la fractura. No se pueden diferenciar directamente del registro carga-desplazamiento las fracturas del tipo 2 ó 3. En comportamientos como el 4, donde se da un plateau de carga máxima, la fisura se puede inestabilizar solamente por un mecanismo de desgarramiento dúctil.

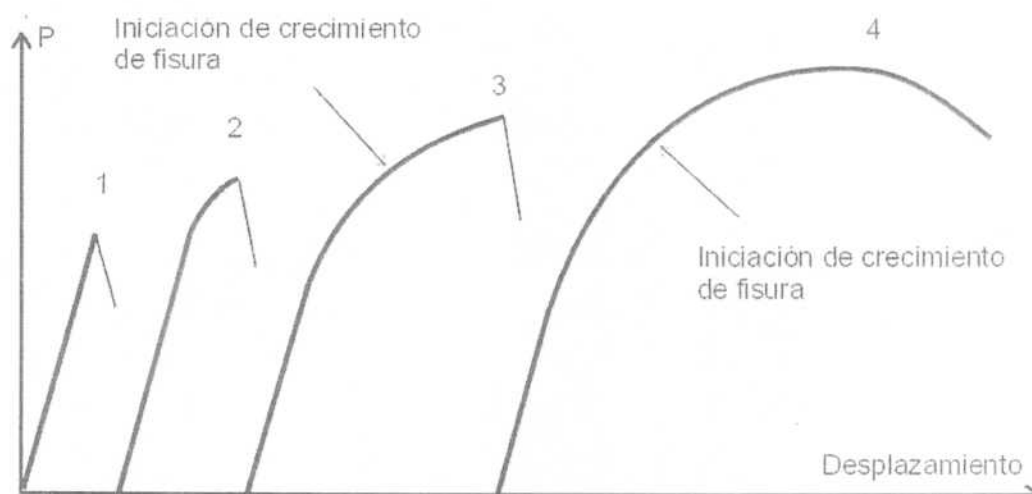


Figura 16: Respuestas carga-desplazamiento con diferentes cantidades de deformación

Basados fundamentalmente en dos parámetros, **CTOD** y **J**, se consideran diferentes criterios para evaluar la tenacidad de materiales con comportamiento elastoplástico.

3.2 EL CRITERIO CTOD

Uno de los primeros modelos propuestos para tener en cuenta la plasticidad desarrollada en la punta de la fisura es el conocido como *Strip Yield Model*. Fue enunciado separadamente por Dugdale[17] y Barenblatt[18], y considera una placa infinita con una fisura central de longitud $2a$, sujeta a una tensión uniforme F aplicada remotamente. La plasticidad en la punta está representada por un incremento hipotético en la longitud de la fisura a un valor $2c$, con las caras de la 'fisura' parcialmente restringidas por una tensión ' t ', actuante directamente sobre las distancias $(c-a)$, Figura 17. Este modelo fue interpretado en términos de fractura por Wells[19] quien había notado que la punta de una entalla sujeta a deformación plástica se abría con un contorno casi cuadrado, dando una apertura definida de la punta: el **COD** (*Crack Opening Displacement*). Él propuso que el **COD**, δ , era una medida de la deformación en la punta de la fisura, y que la fractura sobrevendría cuando fuere alcanzado un valor crítico de este parámetro: δ_C . Esta propuesta fue seguida teórica y experimentalmente por Burdekin y Stone[20], quienes mostraron que era ampliamente consistente con los resultados de fractura de ensayos de tracción y flexión, aunque a un nivel más detallado el acuerdo no era completo.

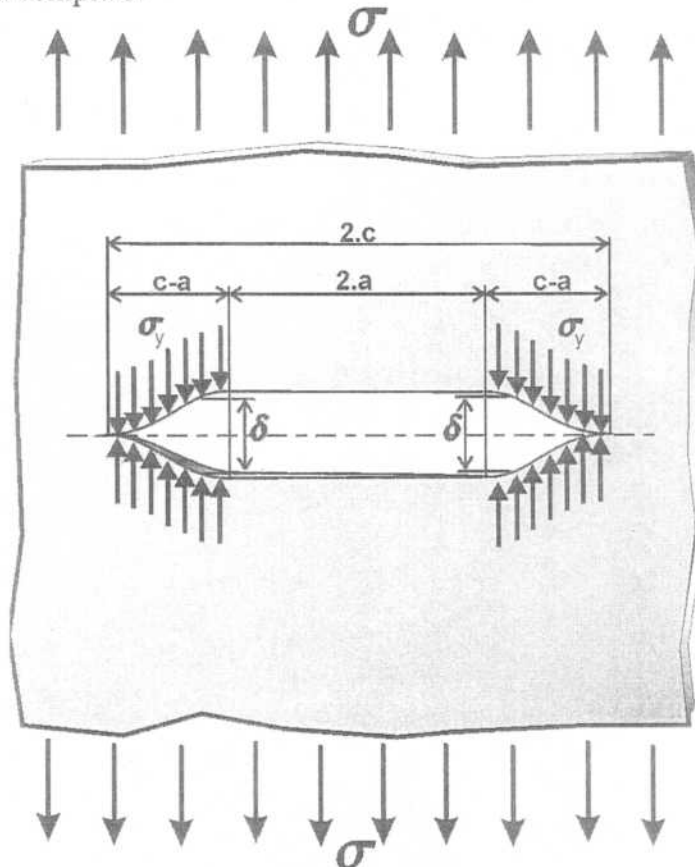


Figura 17. Modelo de Dugdale

Contemporáneamente Bilby et al[21], propusieron un modelo similar usando teoría de dislocaciones. Su modelo representaba un estado de tensiones planas y podía ser entonces más relevante para secciones delgadas.

Para secciones gruesas, el grado de restricción desarrollado en la punta de la fisura por tensiones triaxiales de tracción debería tenerse en cuenta en el modelo de Dugdale a través de una tensión $t = m\sigma_y$, con $m > 1$. De todas maneras, en las primeras aplicaciones de este modelo[20], t fue igualado a la tensión de fluencia uniaxial, σ_y , obteniéndose la siguiente relación entre el **COD**, la tensión y la longitud de fisura a :

$$\delta = \frac{8 \sigma_y a}{E \pi} \log\left(\sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_y}\right)$$

Por expansión en serie del término $\log \sec$, Burdekin y Stone llegaron a:

$$\delta = \frac{\pi \sigma^2 a}{E \sigma_y} \left[1 + \frac{\pi^2}{24} \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^2 + \dots \right]_{ec. 4}$$

En Mecánica de Fractura Lineal Elástica, para un placa infinita con fisura pasante de longitud $2a$:

$$G = \frac{K^2}{E} = \frac{\pi \sigma^2 a}{E}$$

entonces, si consideramos solamente el primer término de la expansión en serie, la ecuación (4) queda:

$$G = \sigma_y \delta$$

en cambio, si calculamos G con la corrección por plasticidad, considerando estado plano de tensiones y radio plástico igual a $(c-a)$, Figura 23:

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{\sigma_y} \right)^2$$

$$G = \frac{\pi \sigma^2 a}{E} \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^2 \right]$$

vemos que difiere levemente con el desarrollo en serie de la ecuación (4) cuando se consideran los dos primeros términos.

La relación $G = \sigma_y \delta$ es consistente con el trabajo hecho para cerrar un elemento de fisura, de tal manera que este modelo parece ser una extensión lógica de la Mecánica de Fractura Lineal Elástica para estados planos de tensiones (espesores delgados).

Para estados planos de deformaciones, la relación debería ser:

$$G = m \sigma_y \delta$$

con m mayor que 1, a fin de tener en cuenta la restricción a la deformación plástica debida al estado triaxial de tracción en la punta de la fisura. La evidencia experimental de valores de m cercanos a 2, pero la posterior aplicación ingenieril del COD se basó en la propuesta original de Burdekin y Stone con $m=1$.

Los primeros trabajos experimentales sobre COD postulaban que un material fracturaba cuando se alcanzaba un valor crítico, δ_C . En la zona de transición dúctil-frágil fue encontrada una abundante dispersión en los valores de δ_C , atribuible en parte a la ocurrencia de crecimiento estable de fisura antes de la falla. También se emplean como parámetros de fractura el valor de iniciación de crecimiento estable, δ_i , o el correspondiente a carga máxima, δ_m . Los ensayos realizados mostraron que δ_i era más independiente de la geometría que δ_m , pero sus valores numéricos eran muy pequeños, implicando probablemente un irreal grado de conservatismo en relación con el evento final de fractura. En cambio δ_C y δ_m son más relevantes del proceso de separación final, con las limitaciones ya mencionadas[22].

3.2.1 Definición Física del CTOD

Si se observa detenidamente el perfil de la punta de la fisura pueden presentarse indefiniciones para establecer un desplazamiento característico que sea considerado como un

COD natural, especialmente para casos de fisuras agudas (de fatiga), ocurrencia de crecimiento estable de fisura, y modelado por métodos numéricos. Entonces el COD es una materia de definición[23], que debe permitir su determinación por medio de técnicas experimentales confiables, así como relacionarlo con las tensiones o deformaciones aplicadas, es decir, debe ser capaz de ser expresado como una fuerza impulsora (*driving force*). Debido al redondeo de la punta de la fisura, con su consecuente crecimiento aparente, hay acuerdo en definir como COD al correspondiente a la posición original de la punta de la fisura, siendo entonces denominado *Crack Tip Opening Displacement (CTOD)*. Esta es la denominación que se está imponiendo, y será preferida de aquí en más. También, y principalmente en soluciones numéricas, se ha usado mucho el llamado δ_{45} , definido de acuerdo a la Figura 18[24]. Para el caso de redondeo en semicírculo, ambas definiciones son equivalentes.

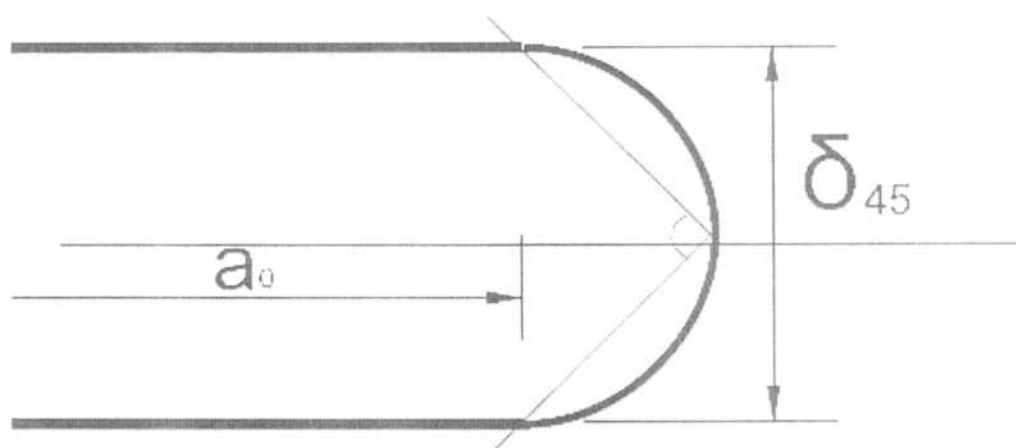


Figura 18. Definiciones de CTOD.

3.3 MODELO ELASTOPLÁSTICO - CRITERIO DE "J"

3.3.1 Campos de Hutchinson, Rice y Rosengreen

El comportamiento elastoplástico en la vecindad de la punta de una fisura es descrito con muy buena aproximación por un modelo elástico no lineal, siempre que la carga sea monótona creciente y no se realicen descargas. Este modelo está dado por la siguiente relación entre tensiones y deformaciones. (Figura 19)

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_y} = A \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^N$$

donde

ϵ : deformación específica

σ : tensión normal

$\epsilon_y; \sigma_y$: valores correspondientes a la fluencia.

A : constante

N : coeficiente de endurecimiento por deformación.

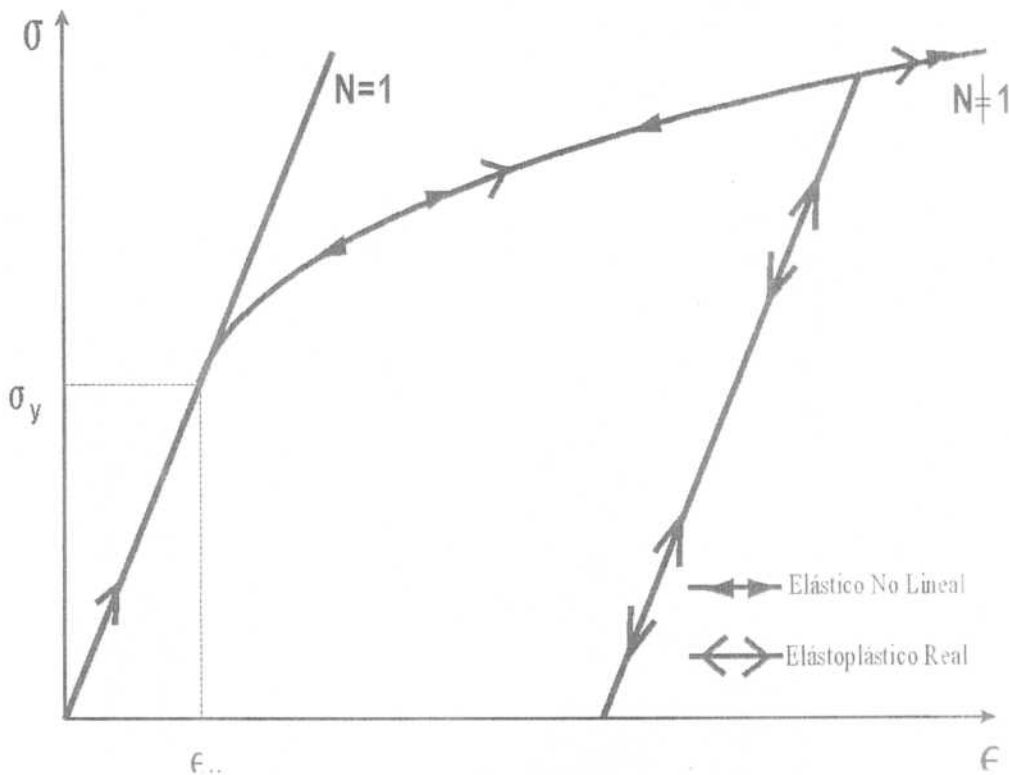


Figura 19. Modelos σ - ϵ .

Considerando el modelo elástico no lineal, con criterio de fluencia de Von Mises, estado plano de deformaciones, material incompresible y bajo condiciones de fluencia en gran escala, los estados de tensiones y deformaciones en la vecindad de una fisura cargada en MODO I están dados por[25][26]:

$$\sigma_{ij} = \sigma_y \left(\frac{J_I}{r \sigma_y \epsilon_y} \right)^{\frac{1}{N+1}} f(r, \theta, N) \quad ; \quad \epsilon_{ij} = \epsilon_y \left(\frac{J_I}{r \sigma_y \epsilon_y} \right)^{\frac{N}{N+1}} g(r, \theta, N) \quad \text{ec. 5}$$

donde r ; θ son las coordenadas polares.

Se encuentra que el campo de tensiones y deformaciones en la vecindad del vértice de una fisura está controlado por un único parámetro: **J**. Este es el denominado **campo HRR**, debido a Hutchinson, Rice y Rosengreen quienes fueron los que lo propusieron.

La Figura 20 esquematiza la validez de un campo HRR comparado con la correspondiente de la Mecánica de Fractura Lineal Elástica. Aquí las dimensiones de la zona elastoplástica son comparables con la longitud de fisura y demás dimensiones del cuerpo.

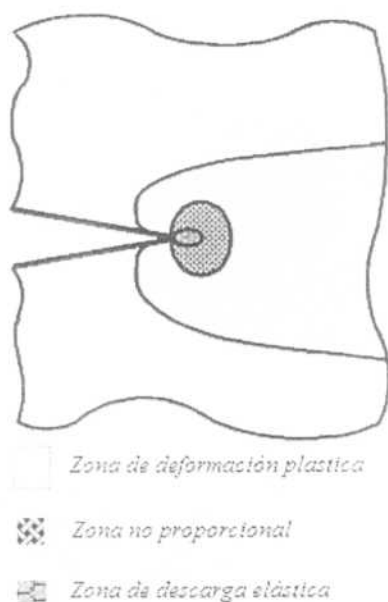


Figura 20. Plasticidad en gran escala.

Una característica de este campo es que está basado en una hipótesis de comportamiento elástico no lineal, que puede ser asimilado a uno elastoplástico siempre y cuando no haya descarga en ningún punto del material, es decir, haya carga monótona creciente y no se genere crecimiento de fisura que produciría descarga en los puntos que están entre la longitud inicial y la final de la fisura.

3.3.2 La Integral J de Rice

Por otro lado, Rice[27] propuso una integral de línea (Figura 21) independiente del camino de integración elegido:

$$J = \int_{\Gamma} (W dy - \vec{T} \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} ds)$$

donde

Γ : cualquier camino de integración que vaya en sentido antihorario del borde inferior al superior de la fisura.

$\vec{T}$: Vector tracción: $T_i = \sigma_{ij} n_j$,

$\vec{n}_j$: versor normal a la curva Γ .

$\vec{u}$: vector desplazamiento.

ds : elemento de arco de Γ .

$W = W(x,y) = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}$: densidad de energía de deformación (Figura 22).

Esta integral puede ser evaluada para cualquier geometría y estado de carga.

Rice también mostró que la integral J puede ser interpretada en términos energéticos como (Figura 23)

$$J = - \frac{dU_P}{da} \quad \text{ec. 6}$$

U_P : Energía potencial = Trabajo realizado sobre la probeta.

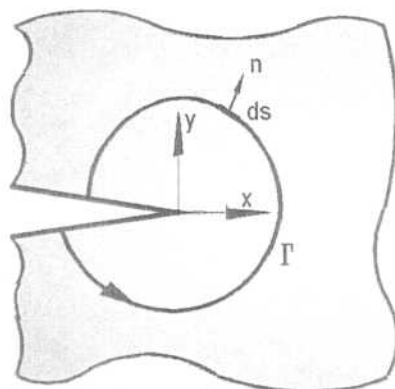


Figura 21. Sistema de convenciones para J .

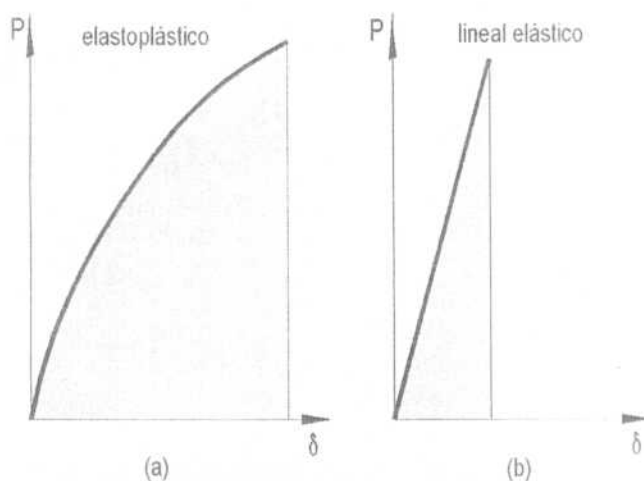


Figura 22. Densidad de energía de deformación.

U_p : Energía potencial = Trabajo realizado sobre la probeta.

De acuerdo a esta definición, J es una generalización de la fuerza impulsora G de la Mecánica de Fractura Lineal Elástica, por lo que para el caso particular de comportamiento elástico lineal ($N=1$)

$$G = J$$

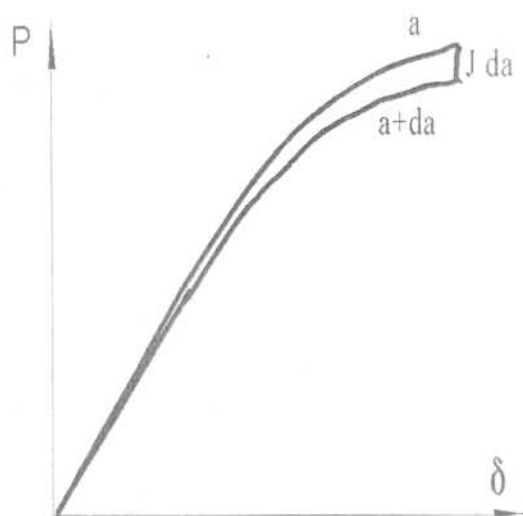


Figura 23. Interpretación energética de J

J puede ser interpretado, para cuerpos elásticos no lineales, como la energía disponible para la extensión de la fisura. En su aplicación a materiales elastoplásticos, J pierde su significado como fuerza impulsora ya que en su mayoría es energía no disponible consumida en trabajo plástico, pudiendo ser considerado una medida del campo elastoplástico en la vecindad del vértice de la fisura.

Begley y Landes[28] propusieron el parámetro J_{IC} como criterio de fractura elastoplástico. El mismo es el valor de J correspondiente al comienzo de crecimiento estable de fisura en un material elastoplástico y bajo un estado plano de deformaciones. Entonces, habrá crecimiento de fisura si:

$$J_I \geq J_{IC}$$

3.4 RELACIÓN DE J CON K Y CTOD

Para condiciones de plasticidad en pequeña escala

$$J = G = \frac{K^2}{E'}$$

con

$E' = E$ para tensión plana

$E' = E / (1 - \mu^2)$ para deformación plana

Aplicando el criterio de fractura a la ecuación anterior, o sea, tomando $K = K_C$ (inicio de propagación de fisura), el valor correspondiente debe ser J_C . Este resultado es muy interesante por cuanto permite obtener en laboratorio la tenacidad a la fractura del material aplicando técnicas elastoplásticas para medir J_{IC} , y a partir del mismo calcular K_{IC} . Ello posibilita emplear metodologías relativamente simples en el análisis de defectos de estructuras grandes, tal como la evaluación de Factores de Intensidad de Tensiones, realizando ensayos en laboratorio con probetas manejables. Recordemos que los tamaños mínimos de probeta para medir K_{IC} en los materiales que normalmente se emplean en estructuras actuales, son tremendamente grandes, impracticables en la mayoría de los laboratorios existentes. Por ejemplo, un acero de recipientes de presión con una tenacidad a la fractura de $200 \text{ MPa(m)}^{1/2}$ y $\sigma_{ys} = 200 \text{ MPa}$, requiere una probeta compacta de $B = 1700 \text{ mm}$, $W = 3400 \text{ mm}$. Landes y Begley [29] llamaron la atención que esta relación es estrictamente válida cuando en ambas situaciones se experimentan los mismos micromecanismos.

Así como existe una relación entre J y K , se puede obtener también una relación entre J y $CTOD$

$$J = m \sigma_y \delta$$

El valor de m varía entre 1 y 3 según diferentes autores [30][31] y depende, entre otros, de la geometría, del coeficiente de endurecimiento por deformación y de la tensión de fluencia del material.

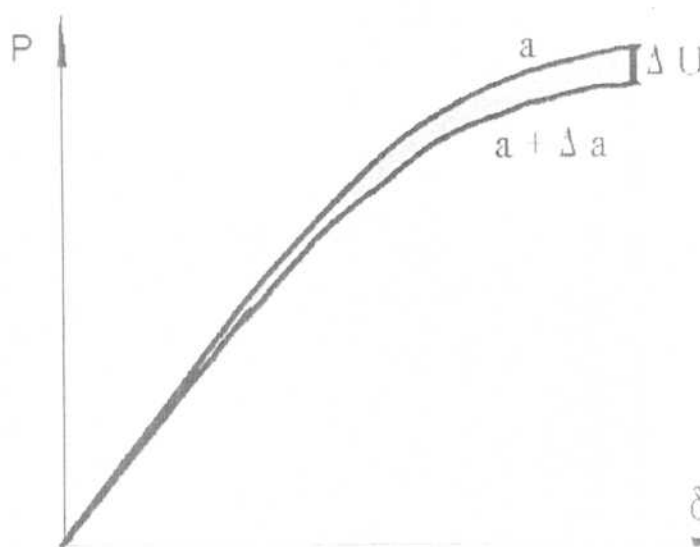


Figura 24. Determinación aproximada de J a partir de registros $P-\delta$.

Shih [32], haciendo análisis numéricos, demostró que existe una única relación entre J y $CTOD$ para un dado material, por lo que ambos parámetros serían igualmente válidos para caracterizar la punta de fisura en materiales elastoplásticos.

Debido a las limitaciones de ambos parámetros, o de sus técnicas de medición, se encuentran resultados experimentales que no validan la unicidad de la relación entre J y $CTOD$ para un dado material cuando se obtienen curvas R , especialmente con

crecimientos de fisura importantes. Para eliminar efectos no intrínsecos de los parámetros, recientemente ha sido propuesto relacionar el J_M de Ernst con el δ_5 de Schwalbe[33].

3.5 DETERMINACIÓN EXPERIMENTAL DE JIC

Originalmente Landes y Begley[34] presentaron un método de evaluación de J que consistía en la determinación aproximada de la ecuación (6) como:

$$J = \frac{1}{B} \frac{\Delta U}{\Delta a}$$

Era necesario evaluar la energía potencial (proporcional al área bajo la curva Carga versus Desplazamiento del punto de aplicación de la Carga) en probetas con longitudes de fisuras levemente diferentes, para poder calcular los incrementos ΔU y Δa , Figura 24. Además de necesitarse varias probetas para la determinación de un valor de J , no estaba claro cuál era el valor correspondiente a J_{IC} . Además se suponía que durante el ensayo no ocurría crecimiento estable de fisura antes de haberse alcanzado la carga máxima.

3.5.1 Propuesta de Rice, Paris y Merkle

Posteriormente Rice Paris y Merkle[35] presentaron un análisis que permite evaluar el valor de J_I mediante el ensayo de una sola probeta, en función del área bajo la curva Carga versus Desplazamiento del punto de aplicación de la Carga, para la condición de fisura estática. Ellos analizaron varias situaciones, entre ellas el caso de fisura profunda sometida a flexión pura y espesor B unitario, donde separaron el ángulo rotado en sus componentes correspondientes a rotación de la viga sin fisura ($\theta_{no\ crack}$) y al incremento de rotación que la presencia de la fisura produce (θ_{crack}).

En esta configuración, fisura profunda, la zona deformada plásticamente se encuentra confinada al ligamento remanente, siendo entonces el mismo, b , la única longitud característica de la geometría. En estas condiciones un análisis dimensional permite demostrar que debe ser:

$$J = \int_0^M - \frac{\partial \theta}{\partial b} \Big|_M dM \quad \text{ec. 7}$$

Donde M es el momento flector

$$\theta_{total} = \theta_{no\ crack} + \theta_{crack}$$

$$\theta_{total} = f\left(\frac{M}{b^2}\right)$$

Teniendo en cuenta que ($\theta_{no\ crack}$) es independiente de la longitud de fisura, resulta

$$-\frac{\partial \theta_{total}}{\partial b} \Big|_M = -\frac{\partial \theta_{crack}}{\partial b} \Big|_M = \frac{2M}{b^3} f' \left(\frac{M}{b^2} \right) \quad \text{ec. 8}$$

como

$$\frac{\partial \theta}{\partial M} \Big|_b = \frac{1}{b^2} f \left(\frac{M}{b^2} \right) f' \left(\frac{M}{b^2} \right)$$

despejando $f'(M/b^2)$ y reemplazando en (8):

$$-\frac{\partial \theta_{total}}{\partial b} \Big|_M = \frac{2M}{b} \left(\frac{\partial \theta_{crack}}{\partial M} \right)_b$$

entonces la (7) queda

$$J = \frac{2}{b} \int_0^{\theta_{crack}} M d\theta_{crack} \quad \text{ec. 9}$$

cuyo término integral corresponde al trabajo de las fuerzas externas. Para probetas de espesor B , la ecuación (9) puede expresarse de la siguiente manera

$$J_I = \frac{2}{Bb} \int_0^{v_f} P dv = \frac{2}{Bb} A \quad \text{ec. 10}$$

B : espesor de la probeta.

$b = W-a$: ligamento remanente.

A : área bajo la curva P versus **Desplazamiento de la Carga**.

3.5.2 Método Experimental de Landes y Begley

Tanto el método de Landes y Begley como el análisis de Rice, Paris y Merkle asocian cada punto de la curva P vs. v con un valor de J_I .

El problema consiste en definir cuál de esos puntos caracteriza la tenacidad del material. Resulta razonable considerar como J_{IC} al valor de J_I correspondiente al comienzo del crecimiento estable de fisura. Este punto no está explícito en el registro de ensayo, por lo que se hace necesario evaluar la primer parte de la curva de resistencia J_I - R . Landes y Begley[29] desarrollaron un método experimental para la determinación de la curva J_I - R y consecuentemente el valor de J_{IC} . El mismo consiste en varias probetas (cuatro a seis) con fisuras suficientemente profundas que son ensayadas de la siguiente manera:

Una primera probeta es cargada hasta un cierto desplazamiento que excede al correspondiente a carga máxima. Luego otra es llevada a la carga máxima, y el resto a diferentes niveles inferiores al primero. Figura 25.

Una vez descargadas, cada probeta es sometida a teñido térmico (*heat tinting*) consistente en calentarlas a unos 300 °C durante aproximadamente 15 minutos. Para materiales como las aleaciones de aluminio debe hacerse una fisuración por fatiga posterior al ensayo. Cualquiera de estos procesos pone en evidencia el crecimiento

estable de fisura, Δa , por posterior observación de las medias probetas terminadas de romper después del marcado.

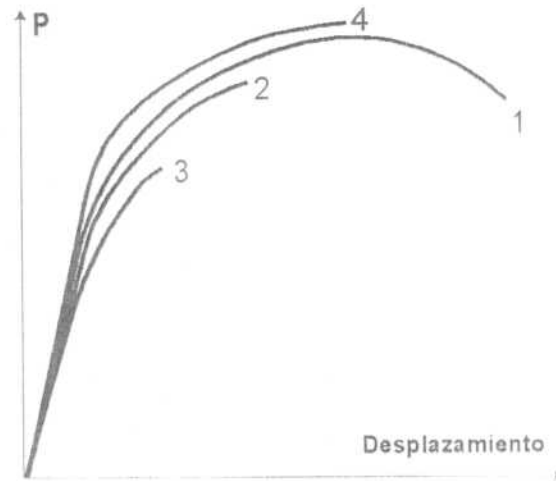


Figura 25. Registros P- δ de probetas múltiples.

De acuerdo con lo analizado por Landes y Begley, la extensión de la fisura tiene un carácter dual, Figura 26. La primer parte, adyacente al vértice original de la misma, no está asociada al crecimiento propiamente dicho, sino a la apertura plástica o redondeo del vértice. Esta es denominada zona *stretch* y los autores la consideran igual a la mitad de la apertura del vértice **COS** (*Crack Opening Stretch*), Figura 27.

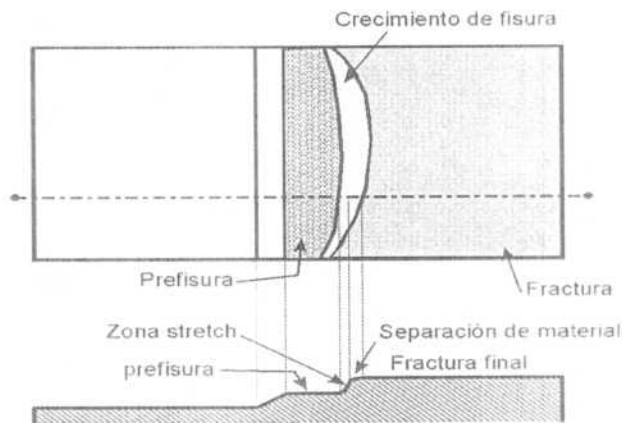


Figura 26. Superficie de fractura de una probeta.

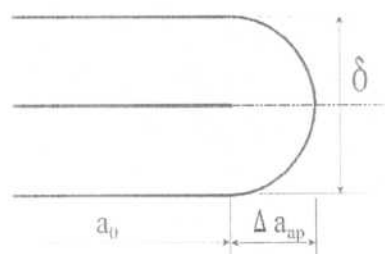


Figura 27. Crecimiento aparente por enrolamiento de punta de fisura.

Por teñido térmico no es posible diferenciar fácilmente la zona *stretch* del crecimiento real (Δa). Landes y Begley asumieron que, para distintos pares de valores J - Δa , la zona *stretch* puede ser representada por:

$$J = 2\sigma_y \Delta a$$

$$\sigma_y = \frac{\sigma_{ys} + \sigma_u}{2}$$

denominada *blunting line*.

Los valores de J de cada probeta se evalúan por el método de Rice, Paris y Merkle ya descrito.

Los pares de valores correspondientes a cada probeta son representados en un gráfico con J como ordenada y Δa como abscisa. No considerando los puntos que quedan fuera de líneas de exclusión, se obtiene una recta de regresión J - Δa por cuadrados mínimos; y la intersección de esta recta con la correspondiente a la *blunting line* es el valor de J_{IC} . Figura 28.

Este procedimiento fue la base sobre la que el Comité E-24 de ASTM normalizó en 1981 este ensayo[36], llevando la sigla **E-813-81**. Posteriormente la norma fue modificada[37] y ampliada para permitir la obtención de curvas de resistencia J - R [38]. Muchos otros países o grupos de ellos han normalizado este ensayo, debiendo destacarse la Comunidad Europea[39]. En el capítulo 5 (sección 5.4.3.1 y subsiguientes) se hará una descripción detallada en su versión más actualizada con las adaptaciones pertinentes a nuestro caso particular, incluyendo cuestiones relacionadas con los puntos que se discuten a continuación.

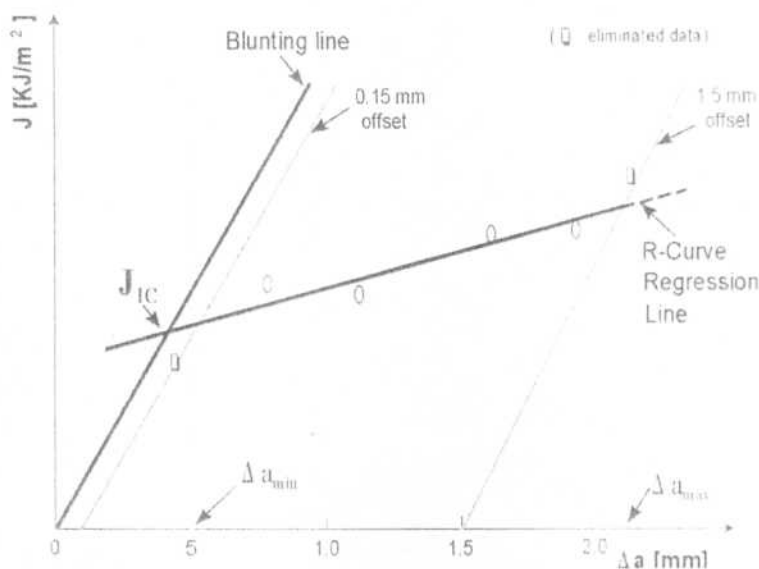


Figura 28. Determinación de J_{IC} según ASTM E-813-81.

3.5.3 Corrección de J por Tracción

La ecuación (10) dada por Rice, Paris y Merkle[35] permite estimar J con suficiente precisión en fisuras profundas sometidas a flexión pura. La probeta compacta es esencialmente una probeta de flexión pero tiene superpuesta una pequeña componente de tracción, por lo que la ecuación (10) es levemente incorrecta. Tanto Merkle y Corten[40] como Sumpter y Turner[41] propusieron correcciones del tipo

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{\eta_{el}}{bB} A_{el} + \frac{\eta_{pl}}{bB} A_{pl}$$

Clarke y Landes[42] analizaron las mismas y propusieron una versión simplificada

$$J = \eta \frac{A}{bB}$$

con

$$\eta = 2 \left(\frac{1 + \alpha}{1 + \alpha^2} \right)$$

$$\alpha = 2 \left\{ \left[\left(\frac{a}{b} \right)^2 + \frac{a}{b} + \frac{1}{2} \right]^{0.5} - 2 \left(\frac{a}{b} + \frac{1}{2} \right) \right\}$$

Además verificaron que, en el rango de aplicación, la ecuación anterior puede ser reemplazada con un alto grado de precisión por

$$\eta = 2 + 0.522 \frac{b}{W}$$

que es mucho más simple.

3.5.4 Corrección de J por Crecimiento Estable de Fisura

Durante un ensayo de tenacidad la fisura crece en forma estable, dando un registro P vs. v como el de línea llena de la Figura 29. En la misma están esquematizados los registros hipotéticos correspondientes a distintas longitudes de fisura entre la inicial y la final, pero que no varían durante el ensayo.

La ecuación (10) fue deducida para fisuras de longitud constante, por lo que se comete un cierto error al emplearla para ensayos de **Curvas J-R**. Cuanto mayor es el crecimiento de fisura, más importante es el error, por lo que Ernst y colaboradores[43] propusieron una ecuación incremental aproximada que resultó ser muy útil para ensayos de una sola probeta. Ella está dada por:

$$J_{i+1} = \left[J_i + \left(\frac{\eta}{b} \right)_i A_{i, i+1} \right] \left[1 - \left(\frac{\gamma}{b} \right)_i (a_{i+1} - a_i) \right]$$

donde:

J_i : J para la longitud de fisura a_i .

J_{i+1} : J para la longitud de fisura a_{i+1} .

$B_i = W - a_i$: ligamento remanente.

$A_{i,i+1}$: Incremento del área bajo la curva $P-v$ entre las líneas de desplazamiento constante correspondiente a las longitudes a_i y a_{i+1} .

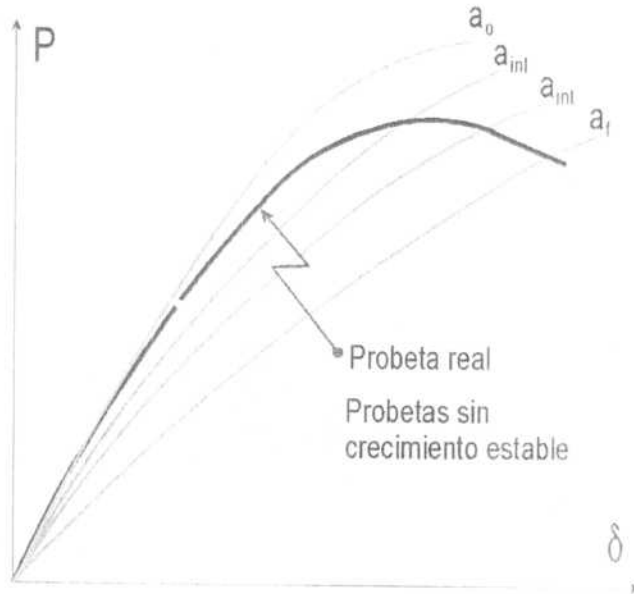


Figura 29

Para probetas compactas:

$$\eta = 2 + 0.522 \frac{b_i}{W}$$

$$\gamma_i = 1 + 0.76 \frac{b_i}{W}$$

mientras que para probetas de flexión en tres puntos

$$\eta = 2$$

$$\gamma = 1$$

Como expresión aproximada, su exactitud aumenta a medida que se reducen los intervalos $i - i+1$.

3.6 CURVAS DE RESISTENCIA J-R

Los datos experimentales muestran que una fisura sometida a carga estática puede sufrir un proceso de crecimiento estable sin que se alcancen las condiciones de

inestabilidad. En vista de ello se puede considerar a J_{IC} como un criterio de fractura sumamente conservativo.

El concepto de Curva de Resistencia brinda un marco de trabajo general para el entendimiento de la relación entre los efectos de la geometría y el comportamiento del material[44]. Tal concepto debe ser entendido de la siguiente forma: Considérese un cuerpo cargado monótonamente, caracterizándose la fuerza impulsora de la fisura por medio de J (también podrían emplearse G , K , $CTOD$ o COA), la curva R representa un contorno de condiciones de equilibrio donde la fisura permanece estable si la carga es detenida, habiendo equilibrio entre la fuerza impulsora y la resistencia del material al crecimiento de fisura. Se desarrollará crecimiento inestable si la fuerza impulsora se incrementa en mayor proporción que la resistencia al crecimiento de fisura, Figura 30.



Figura 30. Condiciones de equilibrio entre fuerza impulsora y resistencia al crecimiento de fisura.

El concepto de curva- R fue originariamente desarrollado para ser utilizado en el campo lineal-elástico y es considerado una propiedad del material, presentando solamente efectos dependientes del espesor y la temperatura. En su extensión al campo elastoplástico aún no han sido totalmente establecidos los límites de aplicabilidad de la curva R como una propiedad del material que controla el crecimiento de la fisura[45][46][47][48].

3.7 VALIDEZ DE J

3.7.1 Validez en Fluencia en Gran Escala.

Shih, deLorenzi y Andrews[49] mostraron que, bajo condiciones de fluencia generalizada, la única longitud característica en la punta de la fisura es el $CTOD$, por lo que los requerimientos de tamaño deben ser establecidos en términos de ella. Para que los parámetros de un campo HRR (J, δ) caractericen el campo cercano a la punta de una fisura, la longitud de la misma, el ligamento remanente y el espesor deben ser grandes

comparados con el desplazamiento de apertura de la punta de fisura. Por lo tanto el **CTOD** debe ser mucho menor que el ligamento remanente. Ello es cumplido por:

$$\rho = \frac{b \sigma_0}{J} > 1$$

Fue encontrado que el valor mínimo de ρ necesario para asegurar una correcta descripción de tensiones y deformaciones depende de la relación entre las componentes de tensiones de tracción y flexión:

$$\rho_{\min} = f\left(\frac{\sigma_{\text{tension}}}{\sigma_{\text{bending}}}\right)$$

Landes y Begley[29] sugirieron que la siguiente relación

$$b \geq 25 \text{ a } 50 \frac{J}{\sigma_0}$$

asegura razonablemente el dominio por parte de J de los campos de tensiones y deformaciones en la vecindad de la punta de fisura en probetas de flexión.

McMeeking y Parks[50] realizaron análisis muy detallados por el método de Elementos Finitos usando modelos con y sin endurecimiento por deformación para determinar los límites de J como dominador del campo de tensiones y deformaciones en la vecindad de la punta de fisura para situaciones que cubrían desde fluencia en pequeña escala hasta fluencia generalizada. Ellos demostraron que los valores sugeridos en[29] son adecuados. Para geometrías de tracción han sido sugeridos valores mínimos mucho mayores, $\rho \geq 200$ [51].

3.7.2 Validez para Crecimiento Estable de Fisura

Dado que el campo de deformaciones está dado por :

$$\epsilon_{ij} = \frac{k_n J^{\frac{n}{n+1}}}{r^{\frac{n}{n+1}}} \bar{\epsilon}_{ij}(\theta) \quad \text{ec. 11}$$

r, θ : coordenadas polares.

Hutchinson y Paris[52] definieron a R como el radio característico de dominio de la ecuación anterior (Figura 31). En fluencia en pequeña escala R será una fracción del tamaño de la zona plástica:

$$R = \alpha_2 r_p$$

$$\alpha_2 < 1$$

mientras que en fluencia en gran escala será una fracción del ligamento remanente

$$R = \alpha_1 b$$

$$\alpha_1 < 1$$

Dado que la estela de descarga elástica y la región de deformaciones no proporcionales son del orden de Δa , una condición para validez de J bajo crecimiento estable es que el mismo sea pequeño comparado con este valor R

$$\Delta a \ll R$$

Valores admitidos como aceptables son

$$\frac{\Delta a}{b_0} \leq 0.1$$

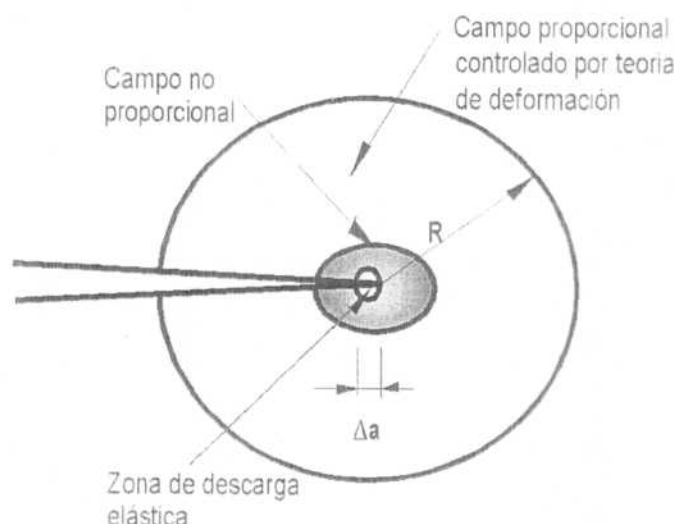


Figura 31. Campos proporcional y no proporcional en la punta de fisura.
Por otro lado, si hay un incremento de fisura da , la (11) se convierte en

$$d\epsilon_{ij} = k_n \frac{J^{\frac{n}{n+1}}}{r^{\frac{n}{n+1}}} \left[\frac{n}{n+1} \frac{dJ}{J} \bar{\epsilon}_{ij}(\theta) + \frac{da}{r} \bar{\beta}_{ij} \right]$$

con

$$\beta_{ij} = \frac{n}{n+1} \cos\theta \bar{\epsilon}_{ij} + \sin\theta \frac{\partial}{\partial\theta} \bar{\epsilon}_{ij}$$

El primer término de la llave corresponde a un incremento de carga proporcional (esto es $d\epsilon \sim \epsilon$), mientras que el segundo no es proporcional. Como ϵ_{ij} y β_{ij} son de magnitud comparable, el primer término hará despreciable al segundo cuando

$$\frac{da}{r} \ll \frac{dJ}{J} \quad \text{ec. 12}$$

Si definimos

$$\frac{1}{D} = \frac{dJ}{da} \frac{1}{J}$$

con

$$D \ll r$$

si, además

$$D \ll R$$

debe haber una región en que

$$D \ll r \ll R$$

donde las deformaciones sean predominantemente proporcional y el campo dado por las ecuaciones (5) sea dominante.

Si (12) es satisfecha, habrá muy poca diferencia entre los campos de deformaciones predichos por la teoría de plasticidad de deformación y los campos de deformaciones reales. Hutchinson y Paris[52] introdujeron el parámetro no dimensional

$$\omega = \frac{b}{J} \frac{dJ}{da}$$

por lo que, para la condición de crecimiento controlado por J , debe ser:

$$\omega \gg 1$$

Este es el requerimiento para que haya proporcionalidad de deformaciones en el campo singular.

No está claro qué valor mínimo debe tener T . Los sugeridos por diferentes autores van desde 40[52] hasta 2[53].

La Figura 31 esquematiza las diferentes zonas de control en la punta de una fisura de un material elastoplástico. En ella están marcadas una zona donde hubo descarga debido al crecimiento de fisura, hay una segunda zona con deformación plástica no proporcional que no está controlada por J y que tiene una longitud del orden de Δa . Por último está la zona con radio R controlada por J , es decir donde el comportamiento elastoplástico puede ser asimilado a un elástico no lineal.

3.8 MÉTODOS DE MEDICIÓN DE CRECIMIENTO ESTABLE DE FISURA

Como ya fue descrito anteriormente, es necesario conocer qué valor de crecimiento estable de fisura tiene asociado cada valor de J , y entonces, determinar el correspondiente al comienzo del crecimiento estable. Como la fisura no crece en forma uniforme en todo el espesor ya que se produce un efecto de "tunelado", las mediciones ópticas durante el ensayo no son precisas ni confiables.

Landes y Begley[29] propusieron el método ya descrito de probetas múltiples, que es muy confiable y exacto, pero que tiene la desventaja de requerir varias probetas para la determinación de un valor de J_{IC} . Por ello es que muchos investigadores trabajaron sobre procedimientos indirectos de medir el crecimiento estable durante el ensayo, habiendo sido realizadas muchas propuestas que hacen uso de diferentes propiedades.

Otra alternativa, solamente válida para la obtención de J_{IC} , es determinar el punto correspondiente al comienzo del crecimiento. También han sido hechas varias propuestas, aunque actualmente no son comúnmente empleadas.

Describiremos someramente unos pocos métodos alternativos para medir Δa , los que consideramos más usados actualmente.

3.8.1 Descargas Parciales (Unloading Compliance)

Clarke y colaboradores[54] propusieron una técnica alternativa a la de Landes y Begley mediante la cual se podía medir indirectamente el crecimiento estable durante el ensayo, y por lo tanto se podía determinar J_{IC} con una sola probeta.

Si se realizan pequeñas descargas y recargas durante el ensayo, éstas darán porciones de rectas (Figura 32 y 33) cuyas pendientes (*Compliances*) son función de la longitud de fisura y de la geometría de la probeta. Estas relaciones son conocidas y pueden obtenerse de la bibliografía en forma de desarrollos en serie, tablas o curvas:

$$\frac{a}{W} = f\left(EB \frac{\Delta v_{el}}{\Delta P}\right)$$

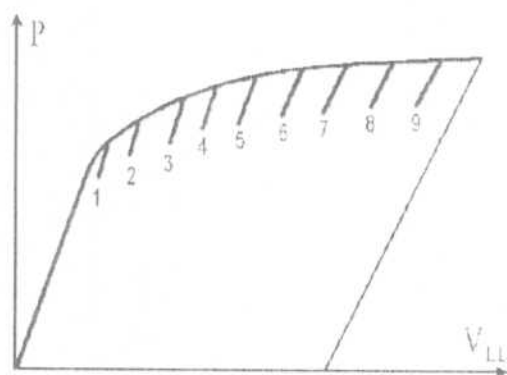


Figura 32. Método de descargas parciales.

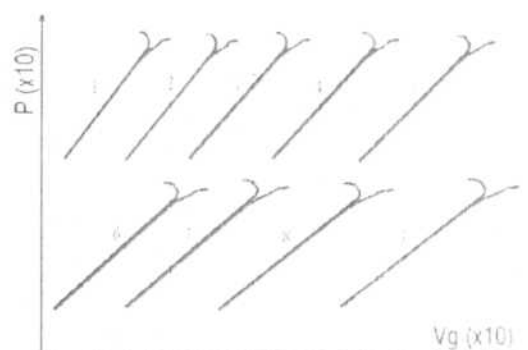


Figura 33. Descarga parciales ampliadas.

El crecimiento estable de fisura para una descarga dada corresponde a la diferencia de las longitudes actual e inicial.

El método no es simple de poner a punto ya que requiere la medición muy precisa de las pendientes de las pequeñas descargas realizadas, por lo que es usual obtener registros separados y con mayores niveles de amplificación para las descargas. Diferentes alternativas han sido propuestas[55][56].

3.8.2 Caída de Potencial Eléctrico

El fundamento de esta técnica se basa en que las discontinuidades tales como fisuras perturban el campo de potencial eléctrico cuando circula una corriente. La magnitud de la perturbación es función del tamaño y forma de la fisura.

En el caso particular de su aplicación a ensayos de tenacidad a la fractura, se suministra a la probeta una corriente fija, del orden de los 10 a 60 A, midiéndose la caída de potencial a ambos lados de la fisura (Figura 34). Por medio de curvas de calibración se puede determinar,

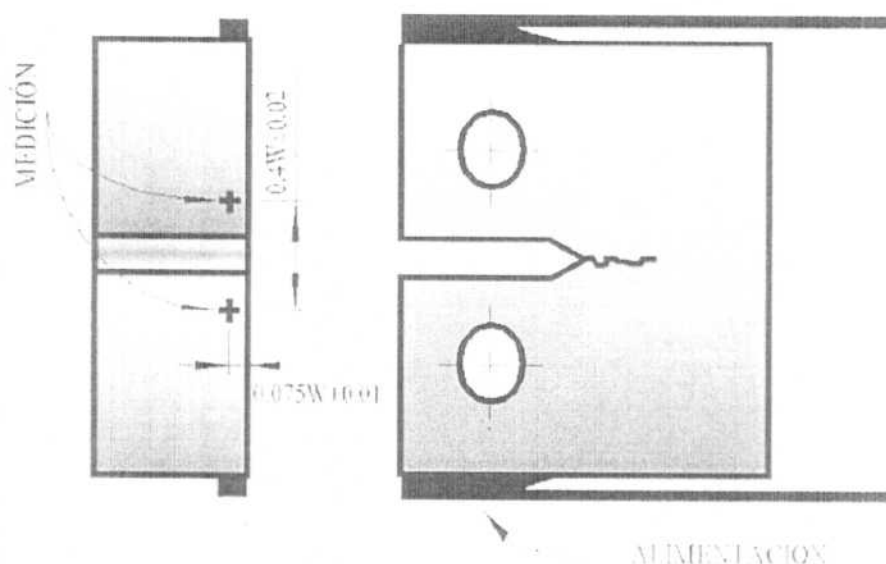


Figura 34. Método de caída de potencial eléctrico.

Para una dada variación de caída de tensión del orden de los μV , cuánto creció la fisura. Cada curva de calibración, obtenida numérica o experimentalmente, corresponde a una dada geometría y ubicación de los bornes de entrada/salida de corriente y puntos de medición de la caída de potencial[57].

Este método, que tiene la ventaja de no ser necesaria la interrupción del ensayo con descargas parciales, puede ser implementado tanto con alimentación de corriente continua como alterna[58][59], siendo el primero el más difundido.

3.8.3 Método del Doble Clip Gauge.

Está basado en el modelo *Plastic Hinge* para la determinación del CTOD y que establece que, para las componentes plásticas del desplazamiento, la probeta se comporta como dos brazos rígidos que rotan alrededor de un punto del ligamento remanente llamado Centro Aparente de Rotación (CR). El método consiste en medir la apertura de la boca de la fisura a dos distancias diferentes del CR (Figura 35)[60]

Mientras no hay crecimiento estable de fisura, ambos desplazamientos son proporcionales, dando un segmento de recta como registro:

$$\frac{dV_1}{dV_2} = \frac{Z_1 + a + r_p (W - a)}{Z_2 + a + r_p (W - a)}$$

Al comenzar el crecimiento, el CR se desplaza y, por lo tanto, el registro se curva, siendo la variación de pendiente función del Δa .

Al igual que en el Método de Caída de Potencial, el Doble *Clip* no requiere interrupciones parciales del ensayo. Su desventaja fundamental consiste en la baja sensibilidad que presenta en su arreglo tradicional, aunque han sido propuestas disposiciones de los clips que permiten incrementar enormemente la capacidad de discriminar pequeños cambios de longitud de fisura[61].

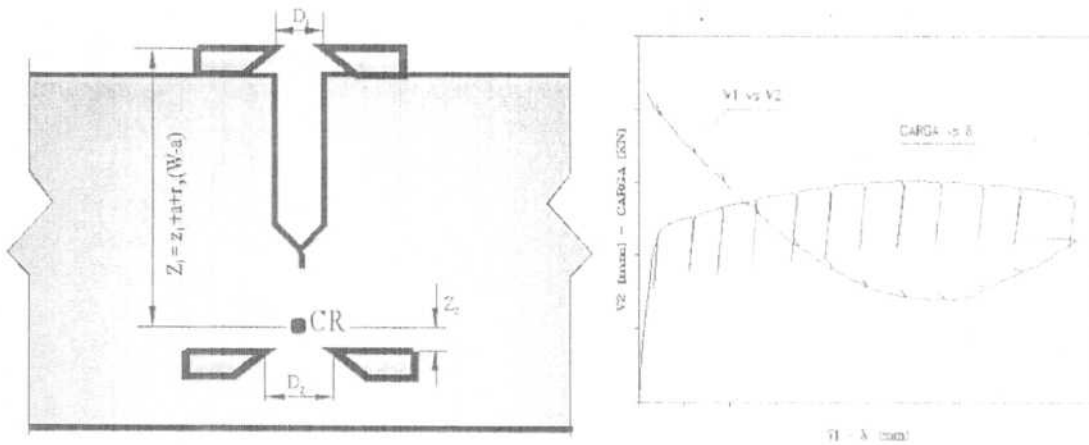


Figura 35. Método de doble clip gauge.

4 Ensayos dinámicos en péndulo de impacto instrumentado

4.1 ENSAYO DE FLEXIÓN EN TRES PUNTOS

Los ensayos de impacto convencionales tienen la gran desventaja de proveer solamente la energía total absorbida durante el proceso de fractura, sin separar las energías correspondientes a, creación de la fisura (para probetas no pre-fisuradas), de iniciación del crecimiento y de propagación. Además, al no dar registros de carga y/o energía en función del tiempo y/o el desplazamiento, no es posible calcular ningún parámetro dinámico de mecánica de fractura. La principal ventaja de instrumentar un ensayo Charpy es la posibilidad de obtener toda esta información mientras se mantiene el bajo costo, las probetas pequeñas y la operación simple.

Un sistema típico de ensayo incluye un martillo instrumentado, un amplificador de instrumentación dinámico, un sistema de registro de las señales y un sensor de velocidad. El martillo instrumentado es la celda de carga dinámica y tiene pegados *strain gauges* (galgas extensométricas) para medir la carga de compresión mientras se produce el impacto sobre la probeta. La señal puede ser registrada en un osciloscopio, o bien digitalizada y almacenada por un sistema de adquisición de datos.

El comité E24 de ASTM tiene en estudio la normalización del ensayo Charpy instrumentado sobre probetas pre-fisuradas, pero solamente en el campo de la Mecánica de Fractura Lineal Elástica. Para la obtención de J_{IC} está la limitación adicional del desconocimiento del punto de iniciación del crecimiento estable de la fisura.

El desarrollo de ensayos instrumentados fue facilitado por la aplicación de las teorías estáticas de vigas entalladas a la flexión, al caso dinámico de la probeta; aunque la verdadera distribución de tensiones, para estas velocidades o mayores, está influenciada por efectos de inercia y la propagación de las ondas de tensiones [62]. No obstante esto, para poner en práctica procedimientos de ensayos confiables, se debe tener un conocimiento general de algunas de las características inherentes de las pruebas de impacto instrumentado. Estas características incluyen la transmisión de la energía del martillo y las oscilaciones de la señal entregada por la celda instrumentada. Cada uno de estos se analizan brevemente a continuación.

4.2 ENERGÍA

La energía E_0 máxima que puede obtenerse por el martillo (antes del impacto con la probeta) se puede calcular como

$$E_0 = \frac{1}{2} I \cdot v_0^2$$

donde v_0 es la velocidad del martillo inmediatamente antes del impacto, I es el momento de inercia del conjunto dado por

$$I = \frac{\rho_w}{g}$$

donde ρ_w es el peso efectivo del martillo y g es la aceleración de la gravedad. Para el ensayo del péndulo de impacto ρ_w es equivalente a

$$\rho_w \approx W_h + \frac{1}{3}W_b$$

donde W_h es el peso del martillo y W_b es el peso del brazo. Considerado el martillo como un objeto de caída libre,

$$v_0 = \sqrt{2gh_0}$$

donde h_0 es la altura de caída.

Cuando el cabezal del martillo hace contacto con la probeta, la energía del martillo es reducida en un valor ΔE_0 dado por

$$\Delta E_0 = E_f + E_{SD} + E_B + E_{MV} + E_{ME}$$

donde

E_f : es el incremento de la energía necesaria para acelerar la probeta desde el reposo hasta la velocidad del martillo.

E_{SD} : es la energía total consumida por la flexión de la probeta

E_B : es la energía consumida por la deformación de tipo Brinell en los puntos de contactos.

E_{MV} : es la energía absorbida por la máquina de impacto a través de vibraciones después del contacto inicial.

E_{ME} : es la energía elástica almacenada absorbida por la máquina como resultado de las interacciones en los puntos de carga de la probeta.

La reducción de energía del martillo puede ser representada por el cambio en la energía cinética de tal manera que

$$\Delta E = E_0 - E_f$$

donde E_f es la energía cinética en el tiempo τ después del contacto inicial entre la probeta y el cabezal del martillo. En cuanto a E_0 y E_f se pueden representar en términos de la velocidad del martillo en el instante τ .

$$\Delta E_0 = \frac{1}{2}I(v_0^2 - v_f^2)$$

A partir de la relación básica de que la fuerza es igual al producto de la masa y la aceleración, se puede demostrar que el área bajo la curva fuerza-tiempo se puede representar como

$$\int_a^{\tau} P \cdot dt = I(v_o - v_f)$$

La ecuación anterior muestra la equivalencia entre el impulso y el cambio de momento. Donde P es la fuerza, t es el tiempo, y τ es el tiempo transcurrido después del contacto inicial entre la muestra y el cabezal del martillo.

Las dos últimas ecuaciones se pueden combinar para obtener

$$\Delta E_0 = E_a \left(1 - \frac{E_a}{E_0} \right), \text{ donde por definición, } E_a = v_o \int_0^{\tau} P \cdot dt$$

Puede demostrarse que ΔE_0 es equivalente a [63]

$$\Delta E_0 = \bar{v} \int_0^{\tau} P \cdot dt, \text{ donde por definición, } \bar{v} = \frac{1}{2}(v_o - v_f)$$

4.3 OSCILACIONES

La determinación de la respuesta en tiempo de la carga soportada por la probeta durante el ensayo de impacto es llevada a cabo a través de las galgas extensométricas. La señal generada por estos calibradores de tensión representa una compleja combinación de los siguientes componentes:

- 1- La verdadera respuesta mecánica de la probeta
- 2- La carga inercial como resultado de la aceleración de la probeta desde el reposo [64][65].
- 3- Las fluctuaciones de baja frecuencia causadas por la energía elástica almacenada [66][67] y las ondas de tensión reflejadas.
- 4- El ruido de alta frecuencia causado principalmente por el sistema de amplificación [68].

Este último componente suele ser minimizado mediante el uso de calibradores de tensión de alta ganancia (por ejemplo, semiconductores) para lograr una relación señal-ruido relativamente grande. En algunos casos, se emplea filtrado electrónico para suprimir el ruido. El primer componente es el objetivo evidente del análisis de señales, sin embargo, los componentes segundo y tercero a menudo pueden eclipsar la verdadera respuesta mecánica de la probeta.

La carga de inercia en el cabezal del martillo puede ser vista como la fuerza provocada por la aceleración de la probeta desde una posición de reposo a una velocidad cercana a la del ensamble cabezal-martillo. Este componente de oscilación domina la primer porción de la señal comprendida entre los 20 μs a 30 μs y está representado por la fluctuación (oscilación) de la carga en el perfil de la curva carga-tiempo. La magnitud de esta oscilación inercial está relacionada con las impedancias acústicas del cabezal del martillo y la muestra, y la velocidad de impacto inicial. La carga de inercia es máxima

en los primeros instantes del impacto y disminuye rápidamente a medida que la velocidad de la probeta se incrementa. Puesto que los componentes electrónicos tienen una respuesta de frecuencia limitada, las curvas reales de este evento de carga de inercia tienen una apariencia semejante a la que se muestra en la Figura 36 [62]. Los trabajos presentados por Saxton[64], han dado una comprensión racional de la oscilación inercial y un modelo para predecir la magnitud aparente (P_1) de la oscilación. Su trabajo demostró que

$$P_1 \propto \frac{Z_1 \cdot Z_2}{Z_1 + Z_2}$$

donde $Z_i = C_{Di}\rho_i$ es la impedancia acústica del material i , C_{Di} es la velocidad del sonido en el material, ρ_i es la densidad y v_0 es la velocidad de impacto del cabezal.

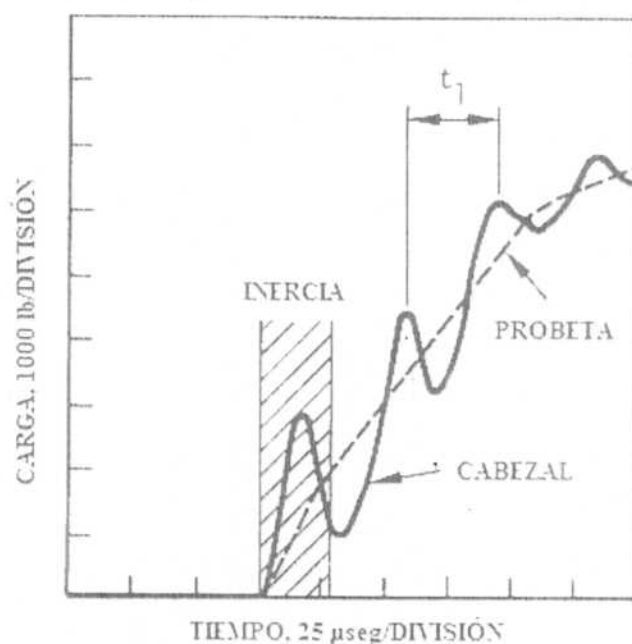


Figura 36. Oscilaciones típicas en un ensayo de Charpy Instrumentado

El periodo para el que la componente inercial enmascara el registro de la señal carga tiempo es principalmente una función de la geometría de la muestra y de la impedancia acústica del cabezal y la probeta. Para probetas de Charpy de aluminio y acero, este período es del orden de 20 μs a 30 μs [64][67]. Las variaciones en la velocidad de impacto no tienen mucho efecto en este período (ver Figura 37).

Las oscilaciones superpuestas con la energía elástica almacenada y las ondas de tensión refleja también han sido identificadas como efectos de la inercia por Venzi[66], y Turner[65][67]. De la discusión de estos artículos surge que la primera oscilación de la señal puede ser considerada principalmente como el resultado de los efectos de inercia (como se explica más arriba) y que las oscilaciones posteriores pueden ser tratadas como el resultado de la energía elástica almacenada y las ondas de tensión reflejadas.

El trabajo de Saxton[64] reveló una comprensión racional de la magnitud de la oscilación de la primera señal del cabezal. Los esfuerzos de Venzi[66] y Turner[65][67] produjeron una comprensión racional de la frecuencia de las oscilaciones posteriores.

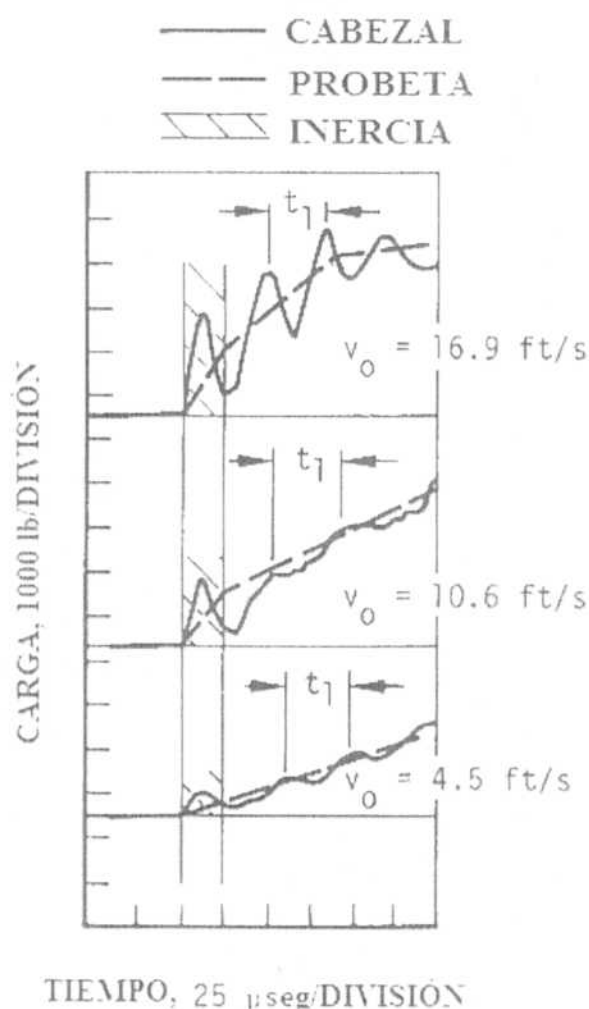


Figura 37. Efecto de la velocidad de Impacto

Esta última obra modela la prueba de impacto como una masa vibrante en un sistema de resortes. El resultado de la fuerza de interacción entre el cabezal del martillo y la probeta se almacena como energía elástica en la máquina. Sin embargo, cuando la carga cambia drásticamente (por ejemplo, en el impacto inicial, el límite elástico y la rotura frágil) se produce un cambio repentino de la correspondiente energía almacenada. Este cambio se transfiere de forma sinusoidal amortiguada, lo que lleva a una oscilación en la fuerza de interacción entre la probeta y el cabezal del martillo. El modo de vibración de la probeta es una combinación de los modos 1 y 3 que se muestran en la Figura 38.

El cambio repentino en la fuerza de interacción también genera ondas de tensión reflejadas en el cabezal y la probeta. La frecuencia de una onda de tensión reflejada es la relación entre la velocidad del sonido en el material (C_D) y el camino total recorrido por la onda.

El efecto neto de las ondas de tensión reflejada y la amortiguación de la energía elástica liberada súbitamente es una señal que oscila en una frecuencia de aproximadamente 30 kHz. Como se indica en la Figura 37, el período, t_1 , de estas oscilaciones no cambia sensiblemente para las velocidades de impacto entre 4.5 y 16.9 m/s (5,15 m/seg). Sin embargo, la amplitud de las oscilaciones se reduce de manera significativa por la disminución de la velocidad relativamente pequeña de 16.9 a 10,6 ft/s

(3,23 m / seg). La frecuencia y la amplitud de estas oscilaciones no están aparentemente afectadas por los cambios en la compliancia de la probeta.

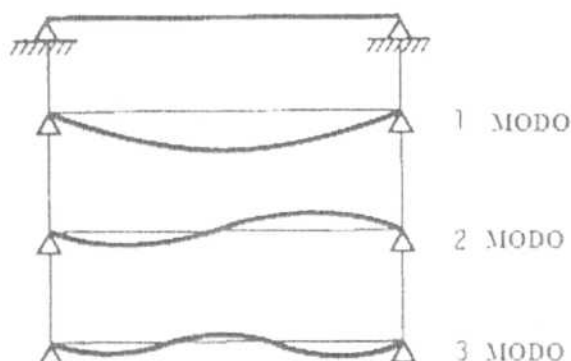


Figura 38. Modos de vibración libre de una barra.

Para la rotura frágil, la reacción de la probeta puede ser bastante diferente que la de los soportes (cabezal y yunque). Varios investigadores han documentado estas diferencias a través de pruebas con galgas extensométricas situadas convenientemente en el cabezal, el yunque y diversos lugares de la probeta. La relación entre la reacción de probeta y las reacciones del cabezal y yunque se muestran esquemáticamente en la Figura 39. Como se ha indicado, la reacción de la probeta está en fase con la del yunque y aproximadamente 180 grados fuera de fase con la reacción del cabezal del martillo. Las amplitudes de las oscilaciones del cabezal y yunque son más grandes que la de la probeta. Sin embargo se manifiesta una amortiguación de las oscilaciones por tiempos cercanos a $70\mu s$ o mayores y la disparidad entre la reacción de la probeta y el cabezal decrece considerablemente.

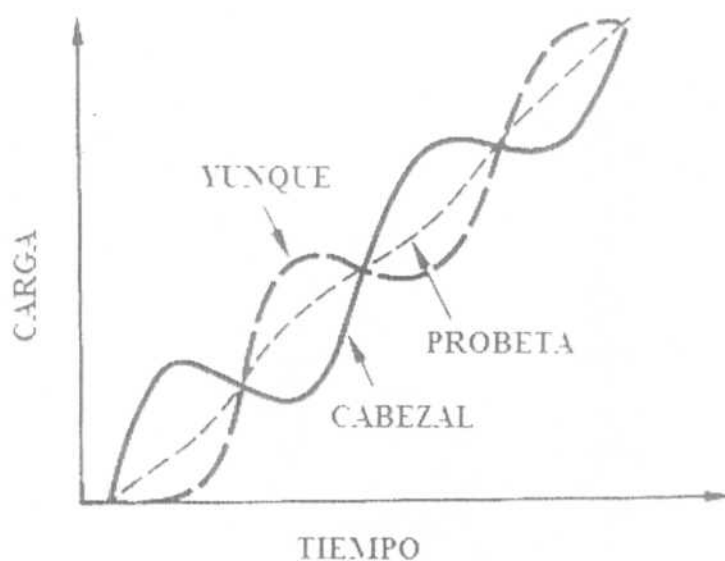


Figura 39. Relación entre la reacción de la probeta, yunque y cabezal del martillo

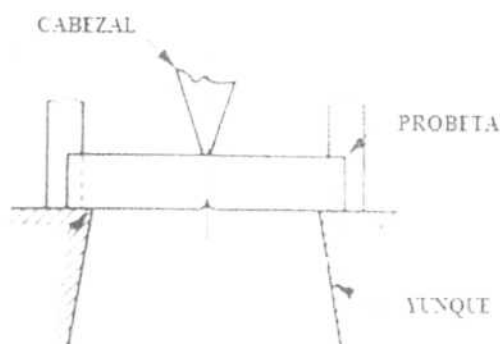


Figura 40. Esquema de trabajo de Péndulo.

4.4 CALIBRACIÓN DE LA CELDA DE CARGA

Es esencial que la señal del cabezal del martillo instrumentado brinde una buena analogía de la fuerza de interacción en función del tiempo entre el cabezal del péndulo y la probeta. El cabezal del péndulo instrumentado es una celda de carga dinámica, y por lo tanto el procedimiento de calibración más aplicable debe ser uno que utilicen técnicas dinámicas de carga. Se puede argumentar, despreciando los efectos anelásticos, que debido a que las galgas extensométricas (calibradores de tensión) están siendo solicitadas en el campo elástico y las propiedades elásticas son relativamente independientes de la velocidad de deformación, las cargas en este campo (estáticas y dinámicas) producirán en las galgas extensométricas la misma señal de carga[62]. Sin embargo, no es raro tener calibradores de tensión que a condiciones dinámicas o estáticas responden de manera diferente, debido a las variaciones en las propiedades de los materiales con los que son pegados. Si se emplea una técnica de calibración estática, se debe tener cuidado en asegurar que la geometría de carga sea exactamente la misma que para la prueba de impacto [62].

La calibración dinámica del cabezal del martillo instrumentado se puede hacer con un ensayo en el cual la probeta actúe en el campo elástico (golpe-bajo de choque elástico)[69]. Pero si bien esta técnica es la que se emplea comúnmente para las máquinas de impacto de Charpy, tiene la dificultad de requerir el conocimiento de la compliancia efectiva de la máquina y probeta, además de la necesidad de que el impacto sea totalmente elástico.

El péndulo de impacto tiene la ventaja (en comparación con una máquina de torre de caída, por ejemplo) de ser capaz de suministrar una determinación secundaria de la energía consumida por la fractura de la probeta. Esta energía es la energía del dial registrada por la máquina de impacto convencional.

Algunos sistemas de instrumentación emplean una integración simultánea de la señal del cabezal para el que la curva energía-tiempo, definida como $\Delta E_0 = \bar{v}_0 \int F \cdot dt$, se puede registrar como una segunda señal. El valor máximo de la señal de energía-tiempo (ver Figura 41) es el valor de E_a utilizado para calcular el valor ΔE_0 de la fórmula

$$\Delta E_0 = E_a \left(1 - \frac{E_a}{E_0} \right)$$

si la capacidad de la máquina es lo suficientemente grande $E_0 \gg E_a$ la ecuación anterior se reduce a

$$\Delta E_0 = E_a$$

Siendo posible efectuar la calibración dinámica equiparando la energía calculada a la medida por el dial del péndulo.

$$\Delta E_0(\text{calculado}) = \Delta E_0(\text{medido})$$

Cuando la energía absorbida por la probeta es superior a $0.5 E_0$ esta igualdad ya no se cumple[62].

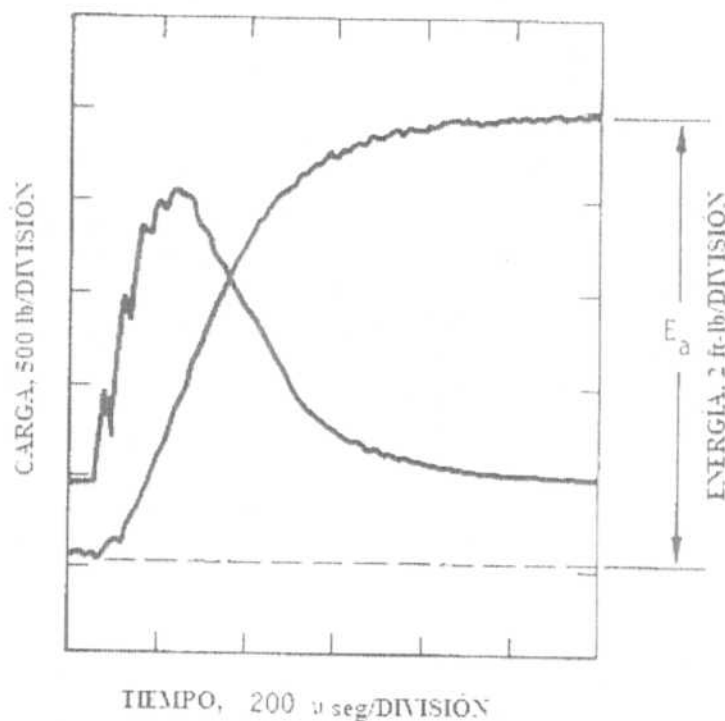


Figura 41. Curva Tensión y Energía vs. Tiempo para una probeta de Charpy con entalla

5 Desarrollo del trabajo

5.1 MATERIAL DE ENSAYO

El material seleccionado para la medición de las propiedades dinámicas es proveniente de los Tubos de Presión de Centrales Tipo CANDU (Zr 2.5%Nb)

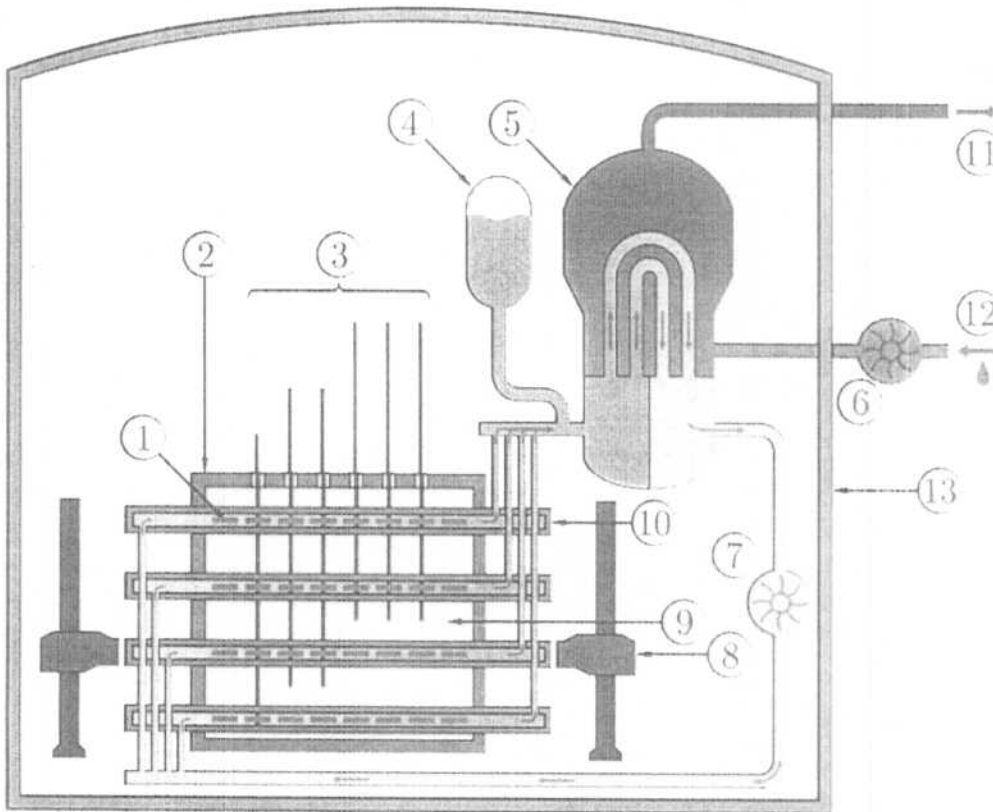


Figura 42. Esquema de Reactor Tipo CANDU.

- 1- Barra de combustible nuclear.
- 2- Calandria.
- 3- Barras de control.
- 4- Presurizador.
- 5- Generador de vapor.
- 6- Bomba de agua liviana condensada (circuito de refrigeración secundario).
- 7- Bomba de agua pesada (circuito de refrigeración primario).
- 8- Máquina de carga de combustible nuclear.
- 9- Agua pesada (moderador).
- 10- Tubos de presión.
- 11- Vapor..
- 12- Agua de condensación.
- 13- Edificio de contención del Reactor.

El reactor CANDU (Figura 42) es un reactor de agua pesada presurizada (PHWR sus siglas en inglés). Este tipo de reactores utiliza como combustible óxido de uranio natural no enriquecido (0,7% de U-235); en consecuencia, necesita un moderador de neutrones más eficiente que la mayoría de otros reactores – en este caso el agua pesada (D_2O), óxido de deuterio. Dicho moderador se encuentra contenido en un gran depósito, llamado calandria, atravesado por varios cientos de tubos de presión horizontales, que constituyen los canales para el combustible, refrigerados por un flujo de agua pesada a gran presión en el circuito de refrigeración primario, alcanzando los 290 °C. La alta presión dentro del depósito evita la ebullición del agua pesada. En el reactor de agua presurizada el refrigerante primario genera vapor en el circuito secundario, el cual mueve las turbinas. El diseño del reactor CANDU tiene tubos de presión que contienen el combustible y constituyen el circuito de refrigeración primario. De tubos como estos se extrajeron las probetas ensayadas en este trabajo.

5.2 PROBETAS

Las probetas compactas curvas, de 17 mm de ancho, con orientación de plano de fisura axial al eje del tubo (Figura 43) y de tracción cilíndricas, de 2 mm de diámetro y orientación transversal al eje del tubo (Figura 44) se mecanizaron cumpliendo los requisitos establecidos según las normas COG-89-110-1/ASTM E-1820 y ASTM E'8 respectivamente, ambos tipos se muestran en la figuras 43 y 44. Las probetas compactas se prefisuraron por fatiga siguiendo las recomendaciones fijadas en la norma ASTM E-399. El proceso de fatiga se llevó a cabo en una máquina de ensayo MTS servo hidráulica.

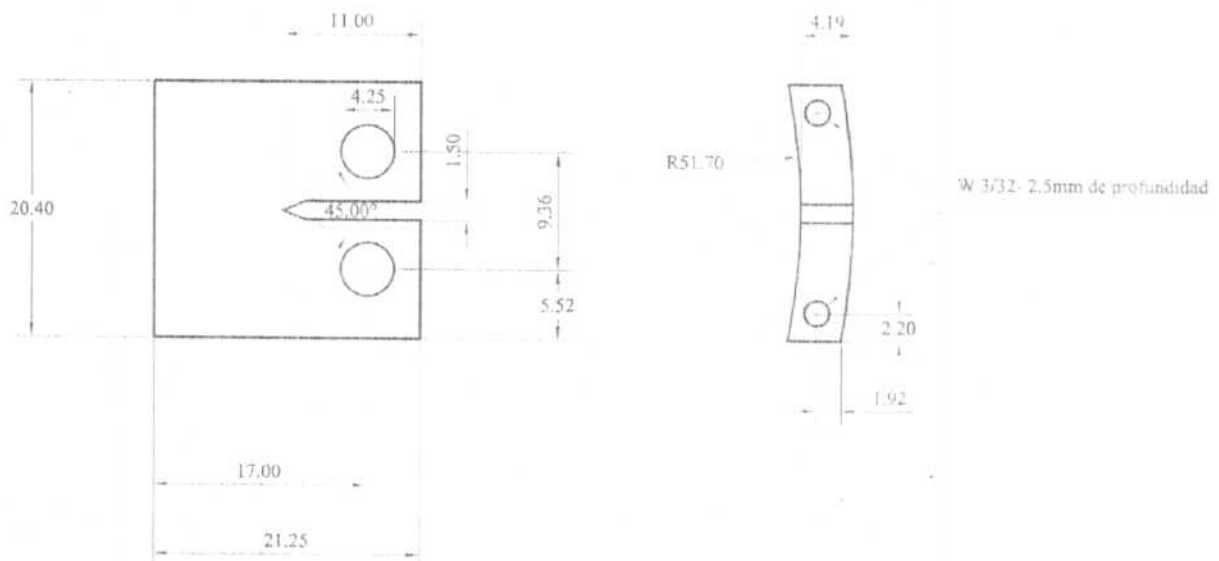


Figura 43. Probeta compacta

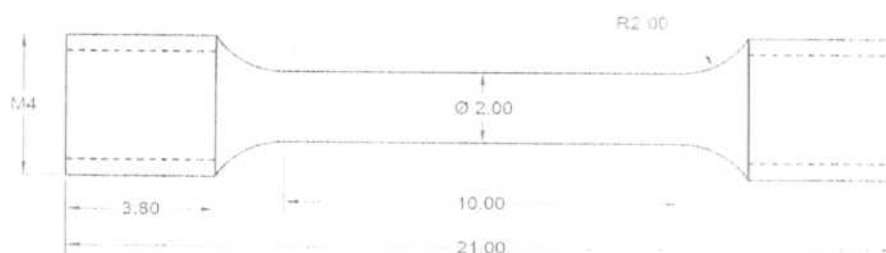


Figura 44. Probeta de tracción

Las probetas ensayadas en este trabajo fueron todas extraídas de la misma porción del tubo de presión siendo mecanizadas y pre-refisuradas (para el caso de las probetas compactas) en un mismo lote.

5.3 MÁQUINAS DE ENSAYO

Los ensayos fueron conducidos utilizando dos equipos diferentes.

Una maquina de ensayo servo hidráulica MTS de 100KN de capacidad. La misma se empleó para la realización de los ensayos estáticos, el pre-fisurado por fatiga y la calibración de las distintas celdas de carga.

Un péndulo de impacto marca RIEHLE(Figura 45). El que se instrumentó con el fin de medir la carga soportada por la probeta durante el impacto y obtener así, un registro carga-desplazamiento.

Es oportuno destacar en este punto que el péndulo de impacto utilizado cuenta con un *“Ensayo de aptitud por comparaciones interlaboratorios de impacto en probetas del tipo Charpy normalizada, con entallas en V”*. El mismo fue realizado por el Comité de Gestión Interlaboratorios (INTERLAB), perteneciente a la Comisión Nacional de Energía Atómica (CNEA), en el marco de la asistencia a los laboratorios que tienen acreditado su sistema de gestión de calidad según la norma ISO/IEC 9001. El informe de este ensayo concluye que el péndulo realiza sus mediciones de impacto correctamente en sus tres rangos: probetas de baja, media y alta energía.

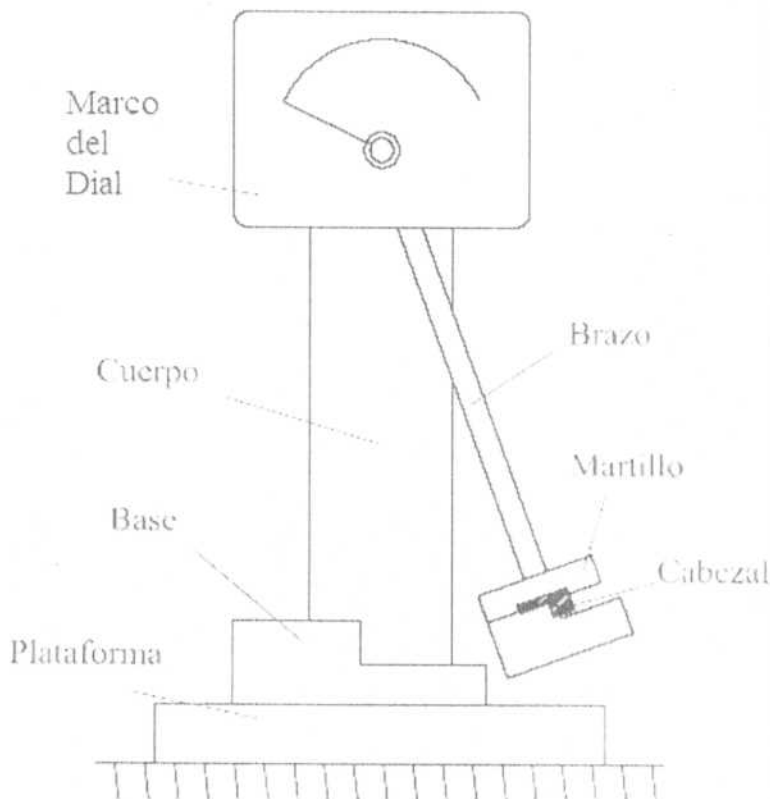


Figura 45. Esquema de Péndulo de Impacto.

Los cambios implementados sobre el péndulo de impacto fueron básicamente la adaptación, de una base de sujeción (montada a la base del péndulo -Figura 46-) y del cabezal del martillo (Figura 47).

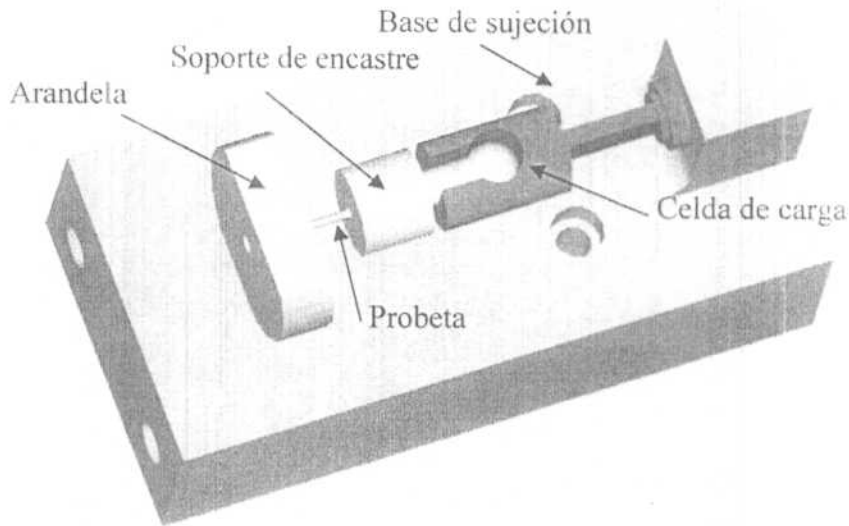


Figura 46. Ensamble de Dispositivo para Probeta de Tracción.

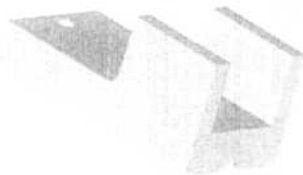


Figura 47. Cabezal del Martillo.

El funcionamiento es el siguiente: se deja caer el martillo y el cabezal solidario al mismo impacta la arandela traccionando la probeta.

5.3.1 Componentes de la instrumentación

La instrumentación de un ensayo de impacto involucra una serie de diversos componentes; sin embargo se puede decir que la instrumentación básica consiste en un sensor de carga, un amplificador dinámico y el sistema de adquisición de datos. En nuestro caso particular partimos de un péndulo de impacto con que contaba el laboratorio.

La carga fue medida a través de tres celdas de cargas. Dos diseñadas para este trabajo, y una tercera comercial. Todas las celdas fueron ubicadas sobre el tren de carga, sujetando la probeta en un extremo y soportadas, a través de un dispositivo de sujeción, por la base del péndulo de impacto en el otro extremo. Para medir la carga las celdas cuentan con *strain gauges* (galgas extensométricas).

En el caso de las celdas instrumentadas en CNEA se utilizaron *strain gauges* del tipo AE-03-050AR-120 de la marca Micro-Measurements. En cada celda las galgas extensométricas se encuentran conectadas en una configuración de Puente de Wheatstone completo. Para construir tal configuración dos de las galgas (R1 y R3) trabajan en forma activa ubicadas en ramas opuestas y pegadas simétricamente con respecto al eje de carga para compensar efectos de excentricidad de la carga, estas galgas están en condiciones de medir la fuerza de tracción debida a la interacción entre la probeta y el sistema de sujeción fijo a la base del péndulo. Mientras que las galgas restantes (R2 y R4), llamadas pasivas, actúan como compensadoras, a los efectos de contrarrestar las indicaciones por variaciones de temperatura. La Figura 48, obtenida del amplificador dinámico utilizado, muestra un esquema de esta conexión

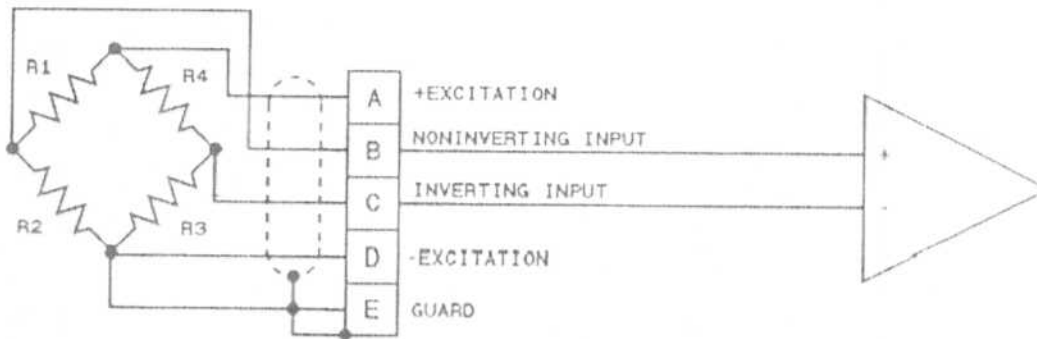


Figura 48. Esquema de Puente de Wheatstone.

Los esquemas siguientes muestran la ubicación de los *strain gauges* sobre las celdas de carga, los mismos fueron provistos y pegados por el laboratorio de ESTUDIO Y ENSAYO DE COMPONENTES ESTRUCTURALES. En la celda de carga para la probeta de tracción (Figura 49) las galgas pasivas están pegadas sobre un cilindro independiente pero del mismo material de la celda de carga, a diferencia de la celda de carga para la probeta compacta (Figura 50); donde el depósito en el que se pegan las galgas, forma parte de la celda. Otra diferencia entre ambas es la mayor sección transversal, del fragmento sobre el que se pegan las galgas activas, de la celda de carga para la probeta compacta con respecto a la celda de carga para la probeta de tracción. Esto es para que los *strain gauges* trabajen en el campo elástico en ambos casos.

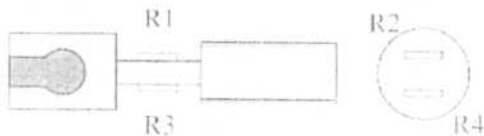


Figura 49. Celda de carga para probeta de tracción

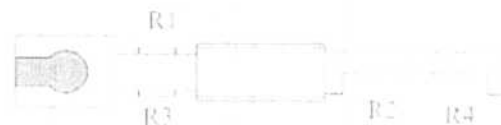


Figura 50. Celda de carga para probeta CT

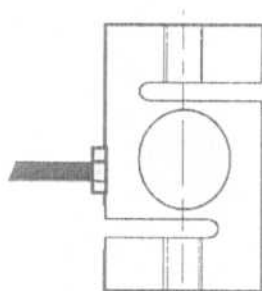


Figura 51. Esquema de celda de carga comercial

Para operar con éxito como un sensor de carga, la celda de carga requiere de una fuente de alimentación de precisión con una contribución de ruido a la señal de salida de menos de 0,5 por ciento de la salida a tope de escala. Estos requisitos son ampliamente cumplidos por el amplificador/acondicionador de señal dinámico utilizado, un Ektron 778, el cual fue utilizado con un filtro de frecuencia con un valor de 300 KHz y una velocidad de amplificación de datos de 3MHz. Esta ultima de fundamental importancia para evitar los efectos de limite de respuesta a la frecuencia.

A continuación se muestran los esquemas de los dispositivos para los ensayos dinámicos de tracción (Figura 52) y fractura (Figura 53 y 54).

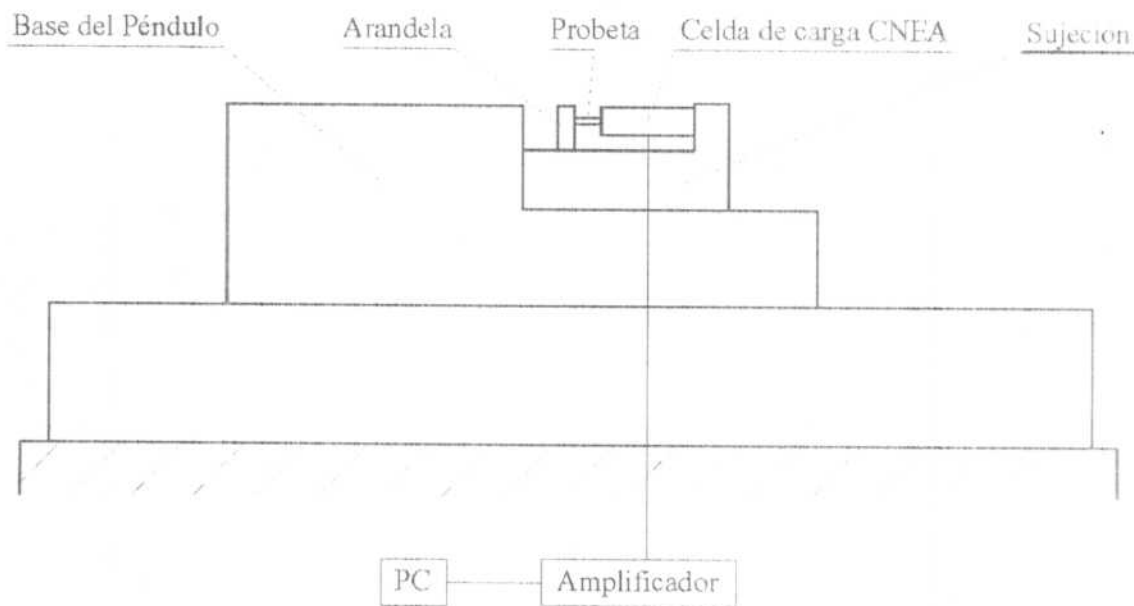


Figura 52. Esquema de dispositivo para ensayo de tracción dinámico.

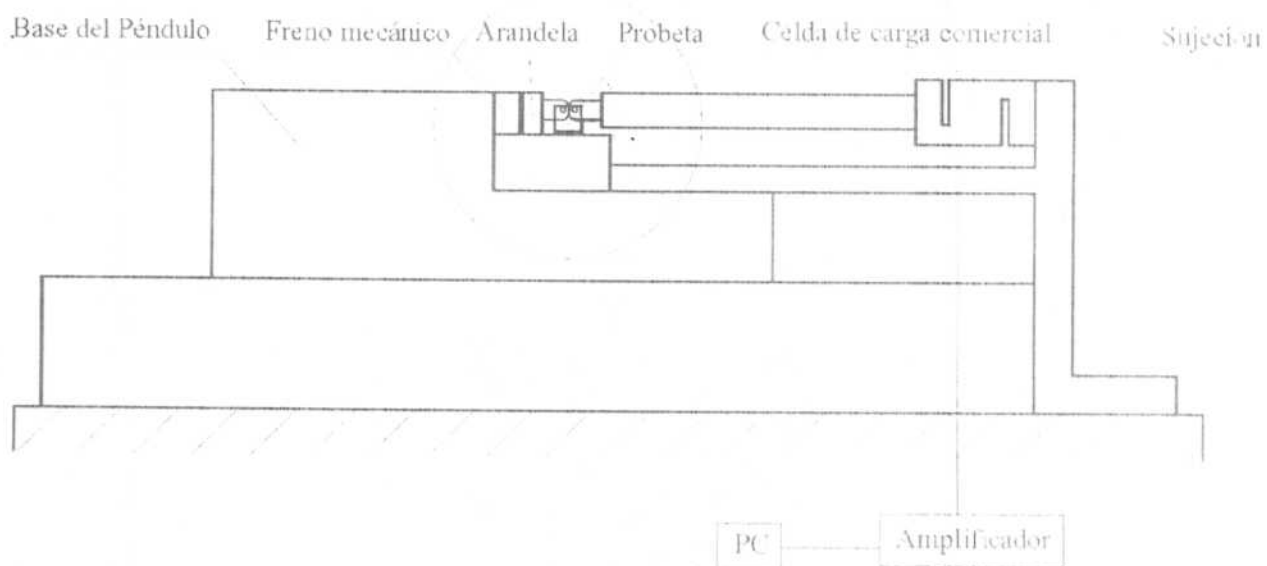


Figura 53. Esquema de dispositivo para ensayo de fractura dinámico.

Freno Arandela Probeta

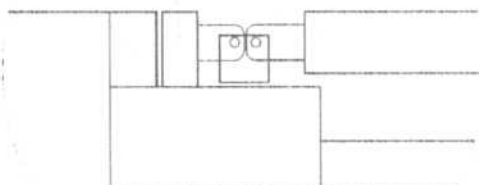


Figura 54. Detalle de figura 53

El huelgo existente entre el freno mecánico y la arandela, determina el valor del desplazamiento permitido para los ensayos de fractura a rotura parcial (Figura 54).

5.4 PROCEDIMIENTO Y METODOLOGÍA

5.4.1 Objetivo y descripción

El objetivo general de este trabajo es obtener una curva carga-desplazamiento, lograda en condiciones dinámicas, que puedan ser usadas para evaluar los valores del límite convencional elástico $\sigma_{0.2}$ (ó tensión 0.2) y la tensión máxima $\sigma_{m\max}$, para el caso de tracción dinámica, los valores de K_C ó J_C para el caso de fractura dinámica (según sea el comportamiento del material - frágil ó dúctil, respectivamente-). Y posteriormente compararlos con los valores de los parámetros obtenidos en condiciones estáticas.

A continuación se detalla la metodología empleada en la obtención de las curvas necesarias para evaluar, en condiciones dinámicas, los parámetros mencionados anteriormente.

5.4.2 Ensayos de tracción

5.4.2.1 Obtención de curva carga-desplazamiento

Lo que se busca en primera instancia es medir la carga de impacto P actuante sobre la probeta en relación con el desplazamiento S producido en la misma.

A tal efecto la carga actuante sobre la probeta durante el ensayo es medida, como se explico anteriormente, por medio de un puente de wheatstone, consistente en *strain gauges* pegados en la celda de carga, luego de convertir la magnitud de voltaje en función del tiempo a fuerza en función del tiempo, mediante una recta de calibración.

El desplazamiento, por otra parte, se obtiene en forma indirecta, teniendo en cuenta que la relación fuerza-tiempo transmitida al martillo del péndulo es proporcional a su desaceleración.

Según la segunda ley de movimiento de Newton y tomando en cuenta que fuerza y aceleración tienen sentido opuesto:

$$P(t) = -m \frac{dv}{dt} ;$$

donde m es la masa efectiva del péndulo y v su velocidad.

Despejando dv obtenemos:

$$dv = -\frac{1}{m} \cdot P(t) \cdot dt$$

Integrando entre la condición inicial y la final queda,

$$\int_{V_0}^{V(t)} dv = -\frac{1}{m} \cdot \int_{t_0}^t P(t) \cdot dt$$

Resolviendo y operando resulta,

$$V(t) = V_0 - \frac{1}{m} \int_{t_0}^t P(t) \cdot dt$$

Donde V_0 es la velocidad tangencial máxima que alcanza el péndulo un instante antes del impacto. Esta misma puede obtenerse teniendo en cuenta el principio de conservación de la energía, sumado al hecho que la energía potencial máxima E_{ph} en la posición de reposo, a la altura de caída del péndulo h , se convierte íntegramente en energía cinética E_{K_0} un instante antes del golpe.

De acuerdo con el principio de conservación de la energía:

$$E = E_K + E_P = const.$$

y según lo mencionado anteriormente y despreciando los efectos de rozamiento:

$$E_{K_0} = E_{P_0}$$

Por lo tanto:

$$\frac{1}{2} \cdot m \cdot V_0^2 = m \cdot g \cdot h$$

despejando resulta,

$$V_0 = \sqrt{2 \cdot g \cdot h}$$

donde g es la aceleración de la gravedad.

Si expresamos la velocidad en cada instante $V(t)$ en función del desplazamiento S tenemos:

$$V(t) = \frac{dS(t)}{dt}$$

despejando nos queda,

$$dS(t) = V(t) \cdot dt$$

Integrando desde un instante inicial t_0 hasta un instante genérico t

$$\int_0^{t_0} dS(t) = \int_{t_0}^t V(t) \cdot dt$$

resolviendo resulta

$$S(t) = \int_{t_0}^t V(t) \cdot dt$$

Una vez obtenidas, la carga en función del tiempo $P(t)$ y el desplazamiento en función del tiempo $S(t)$ se esta en condiciones de obtener la carga en función del desplazamiento $P(s)$, que era lo buscado.

Por otra parte el área bajo la curva carga-desplazamiento representa la energía absorbida por la probeta durante el impacto, puede calcularse como

$$E = \int_0^s P(s) \cdot dS$$

Finalmente para el ensayo de tracción dinámico a partir de la curva carga-desplazamiento se obtiene, mediante los cálculos pertinentes, la curva tensión-deformación correspondiente y en ella se calculan los valores buscados $\sigma_{0.2}$ y σ_{max} .

En el caso de los ensayos de fractura dinámica, una vez lograda la curva carga-desplazamiento (de igual manera que en el caso de tracción) se procede a la determinación de los valores K ó J . En nuestro caso, como el comportamiento de las probetas compactas fue dúctil, se efectuó el cálculo del parámetro J_C (o $J_{0.2}$) como se explica a continuación.

5.4.3 Ensayos de fractura

5.4.3.1 Método de cálculo de la curva J-R

Para la determinación del parámetro J_C se utilizó el procedimiento establecido por las normas, ASTM E 1820-01 [71] y COG-89-110-1[72] para la obtención de la tenacidad a la fractura de materiales metálicos utilizando el parámetro J .

A partir del área bajo la curva carga-desplazamiento (P vs. s) y considerando una probeta compacta que experimenta crecimiento estable de fisuras, se obtiene la curva J-R y en ella se determina el valor de J_{IC} (ó $J_{0.2}$). Para esto se utiliza el análisis propuesto por Sumpter y Turner[41] basado en la existencia de factores η que nos permite extender, el método presentado por Rice, Paris y Merkle[35] para probetas con fisura profunda, a la configuración particular del espécimen ensayado. Se implementa,

además, la ecuación incremental aproximada propuesta por Ernst[43], que nos permite caracterizar el crecimiento estable de la fisura bajo el parámetro J .

Entonces el método de cálculo de la curva de resistencia J - R para una probeta compacta en el punto correspondiente a $a_{(i)}$, $s_{(i)}$, y $P_{(i)}$ sobre la curva carga desplazamiento se obtiene como sigue:

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

donde

E : módulo elástico

ν : relación de Poisson

$$K_{(i)} = \frac{P_i}{(B^2 \cdot W)^{1/2}} \cdot f(a_i / W)$$

con:

$$f(a_i / W) = \frac{(2 + a_i / W) \cdot [0.886 + 4.64(a_i / W) - 13.32(a_i / W)^2 + 14.72(a_i / W)^3 - 5.6(a_i / W)^4]}{(1 - a_i / W)^{3/2}}$$

La cantidad $J_{pl(i)}$ representa la componente total plástica en el punto i . Que se obtiene a partir de la curva carga-desplazamiento en dos pasos. primero considerando un incremento del valor previo $J_{pl(i-1)}$ a fisura constante ($a_{(i-1)} = cte.$). Y luego agregando la modificación debida al incremento de fisura ($\Delta a = a_{(i)} - a_{(i-1)}$). Una evaluación precisa de $J_{pl(i)}$ requiere un crecimiento pequeño y uniforme de la fisura.

$$J_{pl(i)} = \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \cdot \frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B} \right] \cdot \left[1 - \gamma_{(i-1)} \cdot \frac{a_{(i)} - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right]$$

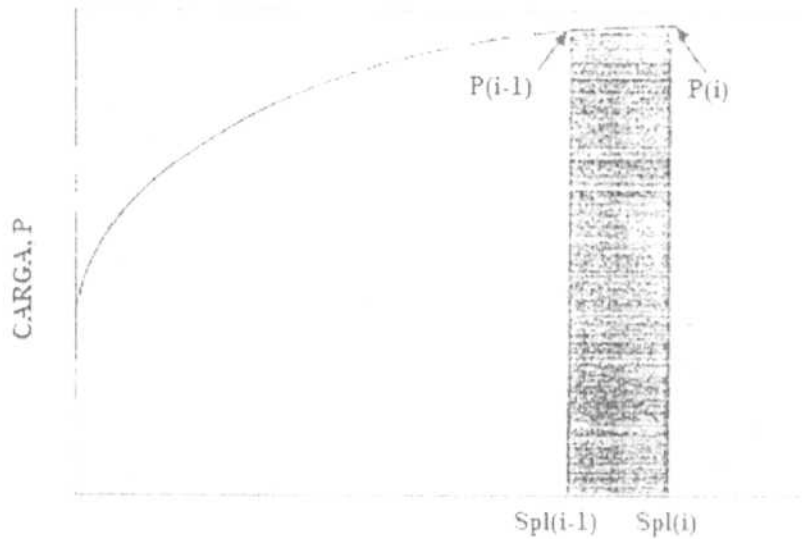
donde:

$$\eta_{(i-1)} = 2.0 + 0.522 \cdot (b_{(i-1)} / W)$$

$$\gamma_{(i-1)} = 1.0 + 0.76 \cdot (b_{(i-1)} / W)$$

b : ligamento remanente

La cantidad $A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}$ es el incremento de área plástica calculada bajo la curva de carga versus la componente plástica del desplazamiento de la línea de carga s_{pl} entre los puntos $(i-1)$ e (i) , como se muestra en la Figura 55:



DESPLAZAMIENTO PLÁSTICO DE LA LÍNEA DE CARGA, Spl

Figura 55. Definición del Área Plástica.

La cantidad $A_{pl(i)}$ se puede calcular de la siguiente ecuación:

$$A_{pl(i)} = A_{pl(i-1)} + \frac{(P_{(i)} + P_{(i-1)}) \cdot (s_{pl(i)} - s_{pl(i-1)})}{2}$$

donde:

$s_{pl(i)} = s_{(i)} - P_{(i)} C_{LI}$: es la parte plástica del desplazamiento

$C_{LI} (= \Delta s / \Delta P)$: es la compliancia dada por la longitud de fisura inicial a_0

Como se aclara en la sección 5.6.3, para la estimación de la evolución del tamaño de fisura durante el ensayo, dada la imposibilidad de usar en ensayos dinámicos el método de las descargas parciales, se utilizó un método desarrollado en CNEA[73], el cual está basado solamente en la curva Carga-desplazamiento.

5.4.3.2 Estimación de los valores de tamaño de fisura por Método CNEA

El método consiste en utilizar el registro de carga vs. desplazamiento (actuante en el plano de la carga). En el mismo se extrapola una línea tangente a la parte inicial elástica, y se traza otra recta tangente al valor de carga máxima con valor de carga constante. El punto de intersección entre ambas rectas se considera el inicio de la extensión estable de la fisura, ($\Delta a = 0$, sin considerar enroscamiento). El valor de tenacidad (J_I) que correspondiente a este punto, está dado por las fórmulas usuales que dan las normas, sin necesidad de realizar correcciones por extensión de fisura. El área en unidades de energía es la determinada por los puntos OAB como se muestra en la Figura 56[73]

Una vez realizado el ensayo y luego de haber medido físicamente en la probeta el valor de extensión estable de fisura, se lleva dicho valor sobre la recta tangente a la carga máxima en el punto de desplazamiento correspondiente (punto C en la figura). El triángulo así definido permite estimar para cada valor de desplazamiento intermedio, su

valor de crecimiento de fisura $\Delta a_{(i)}$ (altura del triángulo para dicho valor de desplazamiento).

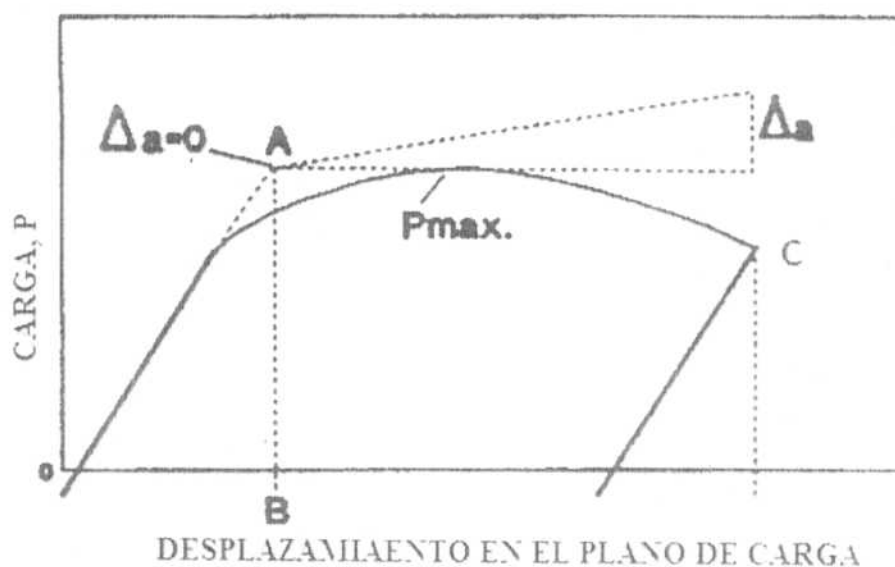


Figura 56. Estimación de Δa .

5.4.3.3 Medición de tamaño de fisura

Para demarcar las distintas zonas de fisura (en el caso de rotura parcial), se procede a efectuar un teñido térmico a 300°C durante media hora, y luego se completa la rotura de la probeta por fatiga para minimizar deformaciones durante la rotura final y diferenciar por contraste visual las zonas de crecimiento de fisura.

Una vez lograda la exposición de la superficie de fractura, se midió la longitud inicial a_0 y final a_f de fisura a través del método de los nueve puntos: se mide en nueve puntos igualmente espaciados la longitud inicial (ó final) de fisura. Luego se promedia el valor de los dos puntos cercanos a la superficie, se suma el valor de los siete puntos restantes y finalmente se calcula el promedio total.

$$a_0 = \frac{[(a_{01} + a_{09})/2] + \sum_{i=2}^8 a_{0i}}{8}, \text{ de igual forma se calcula } a_f.$$

Una vez calculados los valores de longitud inicial a_0 y final a_f de fisura se esta en condiciones de obtener el incremento estable de fisura como la diferencia entre ambos.

5.4.3.4 Evaluación de J_{IC}

Con los resultados obtenidos hasta el momento se esta en condiciones de graficar la curva J vs. Δa . Para poder calcular, a partir de esta, el valor $J_{0.2}$ se deben definir previamente las líneas de construcción exclusión para la calificación de datos.

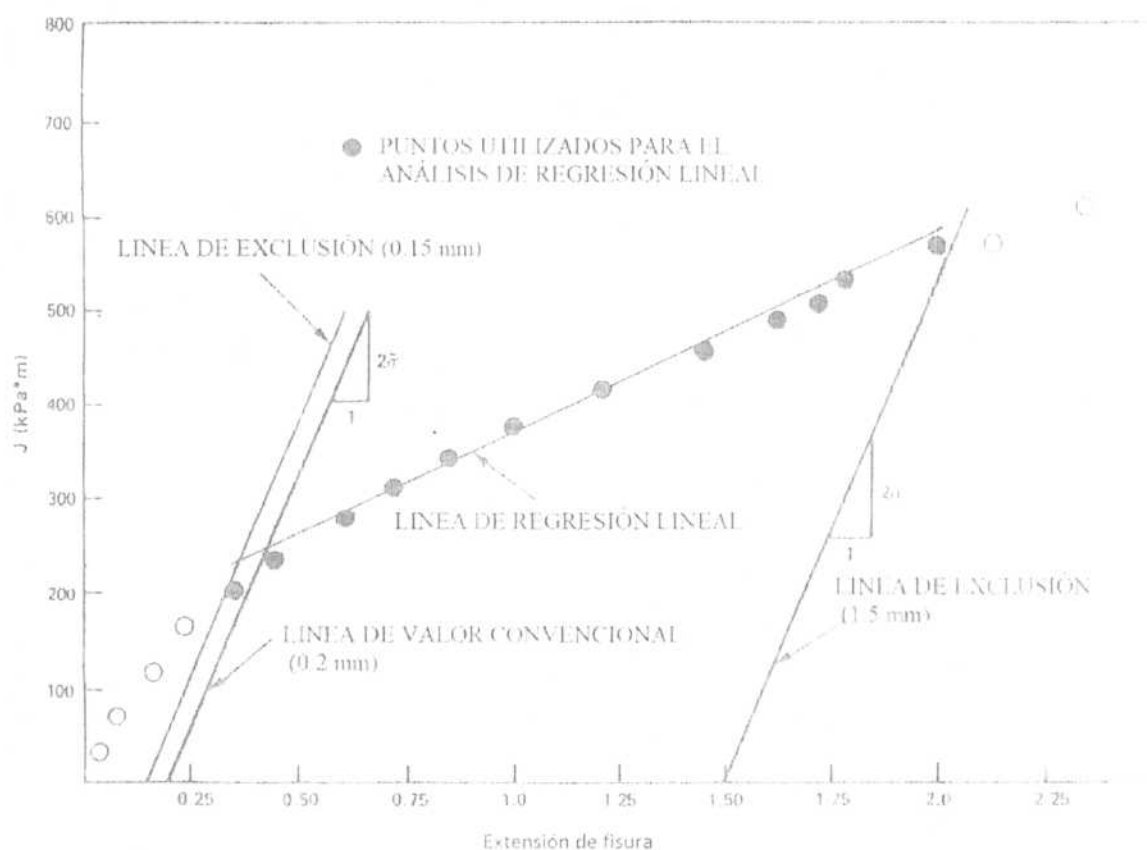


Figura 57. Tratamiento de datos de la curva J-R

Se comienza determinando la línea de construcción denominada *Blunting line* (Línea de enromamiento) definida por la siguiente ecuación:

$$J = M\sigma_Y \Delta a$$

con $\sigma_Y = \frac{\sigma_{0.2} + \sigma_{max}}{2}$ y $M \geq 2$

La línea de construcción *Blunting line* se traza desde el origen de coordenadas (con pendiente $m = 2 \cdot \sigma_Y$). A partir de esta se dibujan rectas paralelas a 0.15, 0.2, y 1.5 mm del origen del eje de coordenadas Δa . Las líneas que pasan por 0.15 y 1.5 se denominan de exclusión, en cambio la que pasa por 0.2 es la llamada *Offset line* (línea de valor convencional), sobre la que se encontrará el valor J_C o, en caso de que se cumplan los requerimientos necesarios, la propiedad del material J_{IC} .

Mediante el método de los cuadrados mínimos, se determina una recta de regresión lineal de J en función de Δa , para esto se utilizan sólo los datos que caen dentro de la zona delimitada por las líneas de exclusión. Se traza la línea de regresión, como se ilustra en la Figura 57.

La intersección de la curva J-resistencia con la línea de 0.2 mm define la resistencia $J_{0.2}$.

El valor $J_{0.2}$ (J_q) será J_{IC} si se cumple que:

- La medida física de la fisura está dentro de los valores normalizados.
- El espesor de la probeta B y el ligamento inicial b_0 son mayores a $10 J_q/\sigma_Y$.
- La pendiente de la ley de variación de la línea de regresión lineal, evaluada en Δa_q es menor que σ_Y .

Estas tres condiciones garantizan el estado de deformación plana en la punta de la fisura durante su crecimiento y el valor de J_{IC} así determinado puede ser considerado propiedad del material. Este valor J_{IC} caracteriza el inicio de propagación estable de la fisura, independientemente de la forma geométrica de la probeta.

Si bien por lo general, estas restricciones no son cumplidas por las probetas extraídas de los tubos de presión, se ha establecido [70] que los valores J_C determinados utilizando los procedimientos descritos en este trabajo son conservativos. Estos valores J_C (o $J_{0.2}$) caracterizan la resistencia a la fractura, al inicio del desgarramiento estable, para probetas compactas curvas de 17 mm de ancho.

5.5 TRACCIÓN

5.5.1 Condiciones de ensayo

Todos los ensayos fueron realizados en las instalaciones del laboratorio de Fractura y Fatiga a temperatura ambiente.

5.5.1.1 Condiciones de los ensayos Estáticos

Los ensayos estáticos fueron realizados en el laboratorio de Fractura y Fatiga conforme a los requerimientos establecidos por norma (ASTM E-8), utilizando la máquina servo hidráulica disponible en el laboratorio.

5.5.1.2 Condiciones de los ensayos de Tracción Dinámicos

Los ensayos de tracción dinámicos se llevaron a cabo utilizando el péndulo de impacto equipado con la celda de carga instrumentada en CNEA. Para estos ensayos se lanzó el péndulo desde una altura h de 1216 mm (4.86 m/seg de velocidad de impacto v_0) y con una masa m efectiva de 27.21 Kg.

5.5.2 Gráficos

En esta sección se muestran los gráficos obtenidos para cada una de las probetas con los parámetros correspondientes.

5.5.2.1 Ensayo de tracción estática

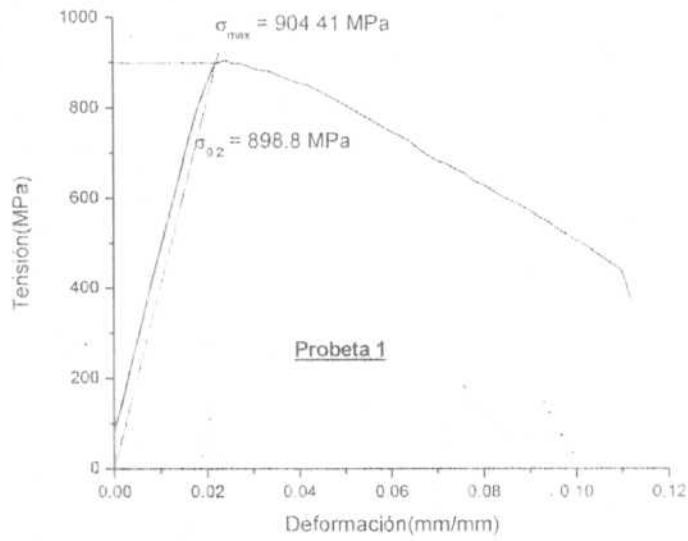


Figura 58. Probeta de Tracción número 1, ensayo estático.

5.5.2.2 Ensayos de tracción dinámica

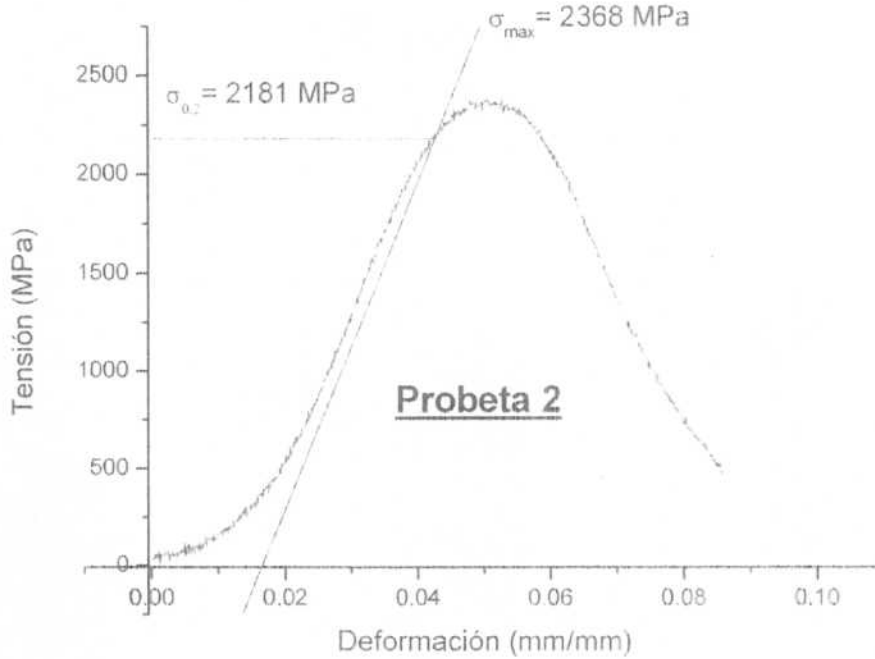


Figura 59. Probeta de Tracción número 2, ensayo dinámico.

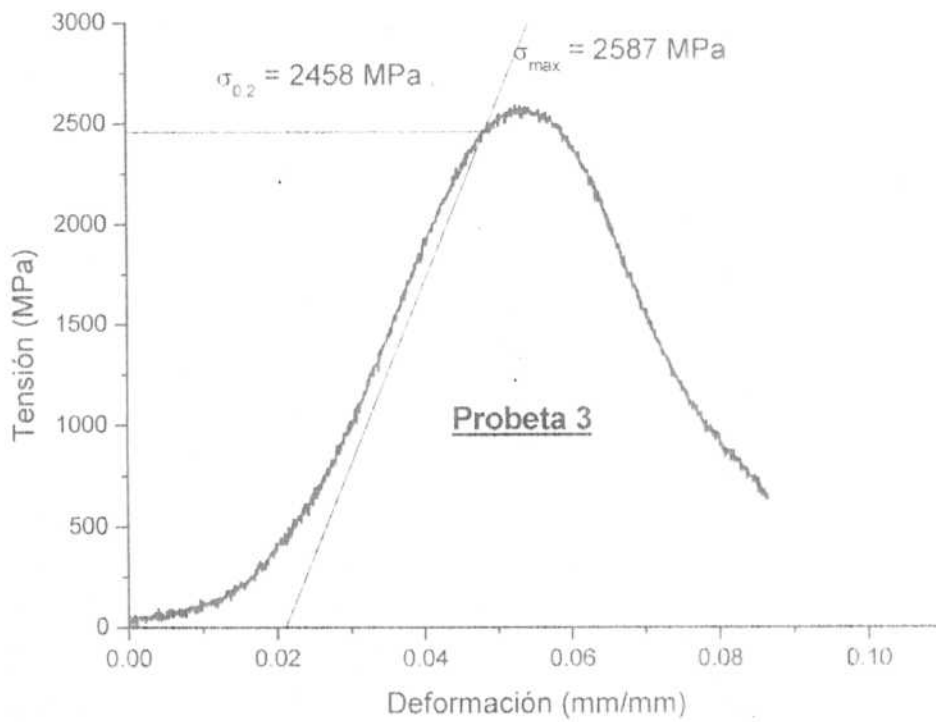


Figura 60. Probeta de Tracción número 3, ensayo dinámico.

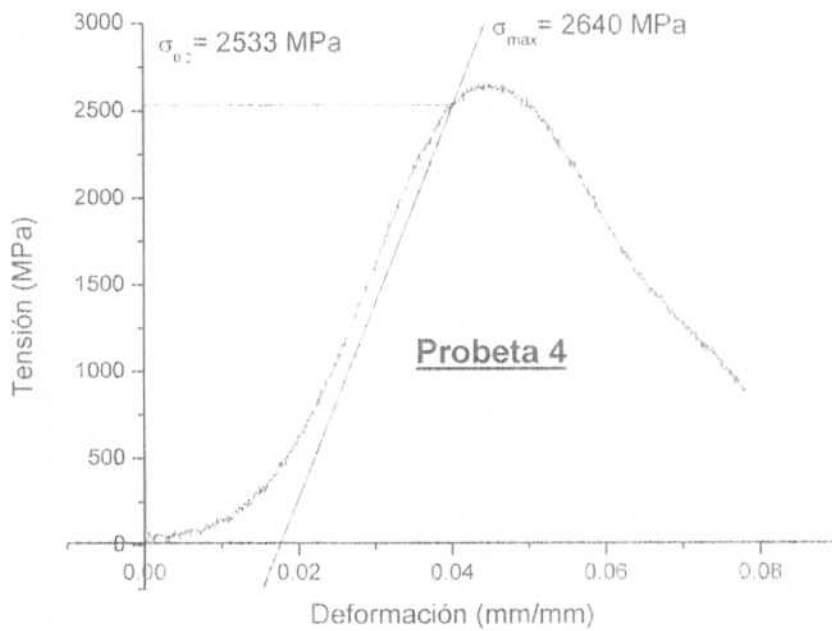


Figura 61. Probeta de Tracción número 4, ensayo dinámico.

5.5.3 *Discusión y resultados*

Comparando los resultados del ensayo de tracción estático con los resultados de los ensayos dinámicos se observa que el valor de reducción de área se mantiene en mismo orden de magnitud para ambos tipo de ensayos. En cambio donde se observa una importante diferencia es en la comparación directa de los valores de $\sigma_{0.2}$ y σ_{max} , viéndose los valores dinámicos incrementados respecto de los estáticos. No se comparan los valores de elongación debido a que no se pudo tomar esta medida en la probeta ensayada estáticamente (ver informe de ensayo de tracción).

Probeta de Tracción (n°)	Tipo de Ensayo	Aparato Empleado	Elong. (%)	RA (%)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_{max} (MPa)	$\sigma_{max}-\sigma_{0.2}$ (MPa)
T(1)	Estático	Máq. Servo hidráulica	ND	68.29	899	904	5
T(2)	Dinámico	Péndulo de Impacto	9.5	70.10	2181	2368	167
T(3)	Dinámico	Péndulo de Impacto	10.4	56.44	2458	2587	129
T(4)	Dinámico	Péndulo de Impacto	8.2	63.27	2533	2640	107

Tabla I. Resultados de ensayos de tracción

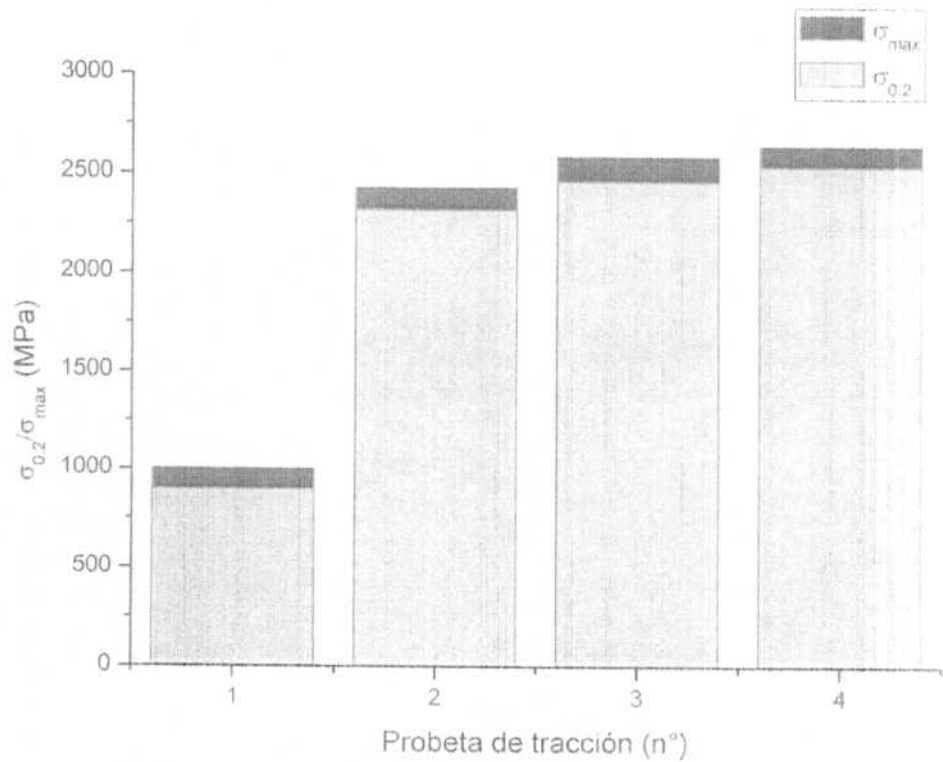


Gráfico de barras I. Ensayos de tracción, estático vs. dinámicos.

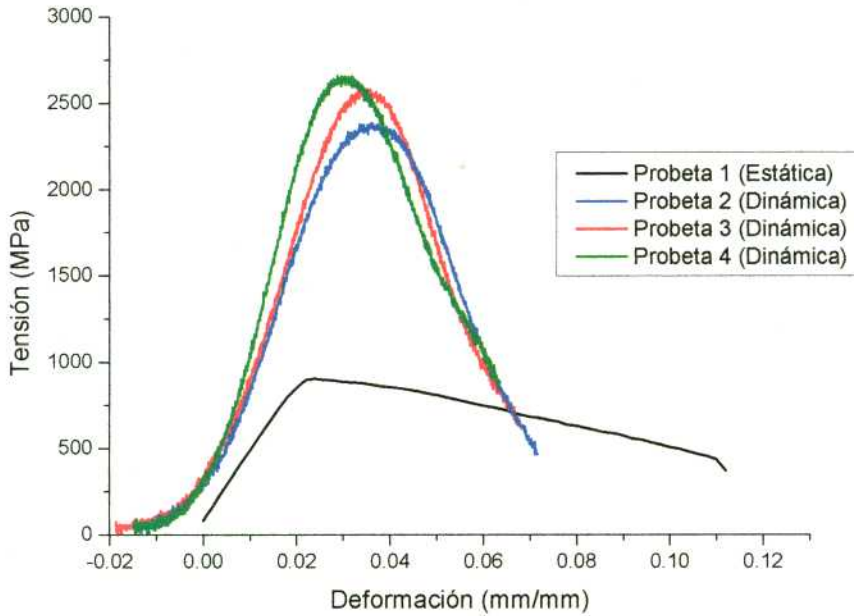


Figura 62. Comparación de ensayos de tracción

5.6 FRACTURA

5.6.1 Condiciones de ensayo

Todos los ensayos fueron realizados en las instalaciones del laboratorio de propiedades mecánicas a temperatura ambiente.

5.6.1.1 Condiciones de los ensayos Estáticos

Los ensayos estáticos de mecánica de la fractura fueron realizados en el laboratorio de Fractura y Fatiga conforme a los requerimientos establecidos por norma (COG-89-110-1/ASTM 1820) utilizando la maquina servo hidráulica disponible en el laboratorio.

5.6.1.2 Condiciones de los ensayos de Fractura Dinámicos

Para los ensayos de mecánica a la fractura dinámicos, si bien se realizaron con el mismo péndulo de impacto, se utilizó para la instrumentación una celda de carga comercial. De estos ensayos el primero se realizó a fractura completa, a partir de este se pudo determinar que el modo de fractura de la probeta es dúctil y se midió la energía absorbida marcada por el dial del péndulo (de 16.93 J). Luego se realizaron tres ensayos con desplazamiento limitado (2.8, 2.0 y 1.0 milímetros), a partir de los cuales se determinó la curva de resistencia J-R y los respectivos valores $J_{0.2}$. Debido a la complejidad que representaba medir la longitud de fisura a través del método de caída de potencial y la limitación del espacio disponible se decidió reemplazar este método por el método CNEA descrito en este trabajo. La altura de caída fue de 1216 mm (4.86 m/seg de velocidad de impacto) y la masa efectiva de 13.60 Kg.

5.6.2 Gráficos

5.6.2.1 Ensayo de fractura estática, rotura parcial.

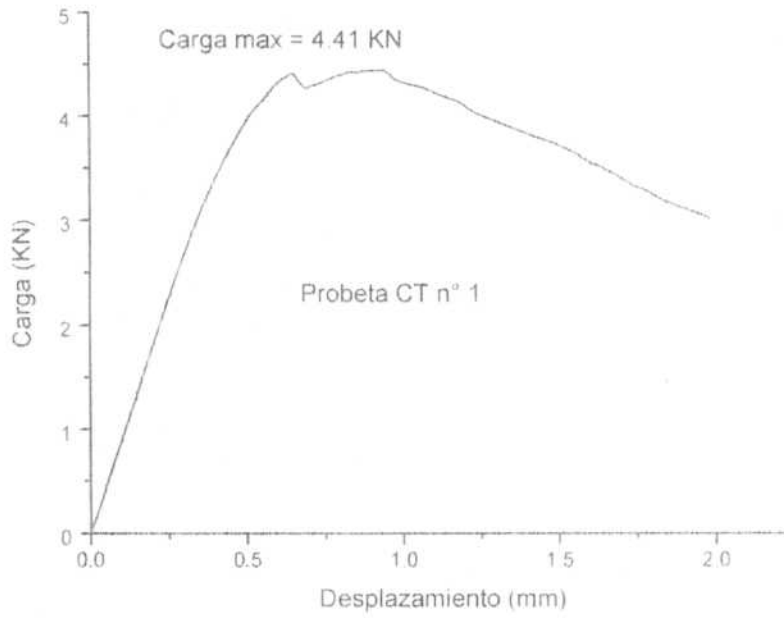


Figura 63 Curva Carga-desplazamiento, probeta CT nº 1

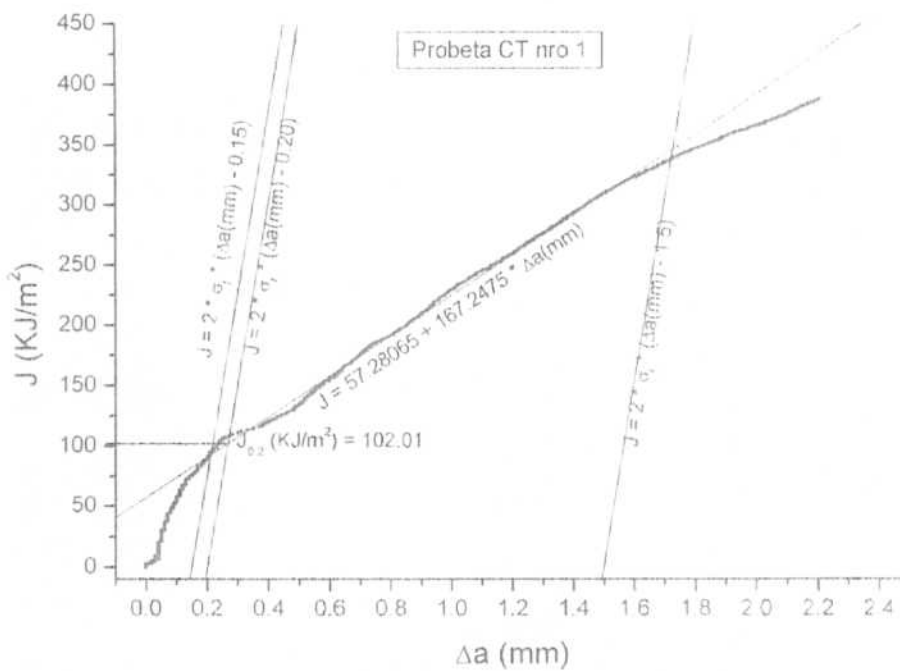


Figura 64. Probeta Compacta número 1, ensayo estático - rotura parcial.

5.6.2.2 Ensayos de fractura dinámica, rotura completa

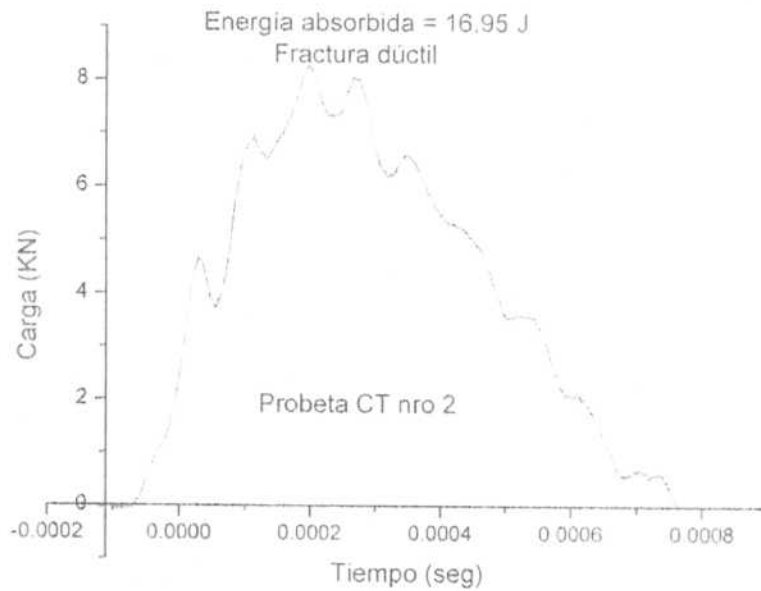


Figura 65. Probeta Compacta número 2, ensayo dinámico - rotura completa.

5.6.2.3 Ensayos de fractura dinámica, rotura parcial

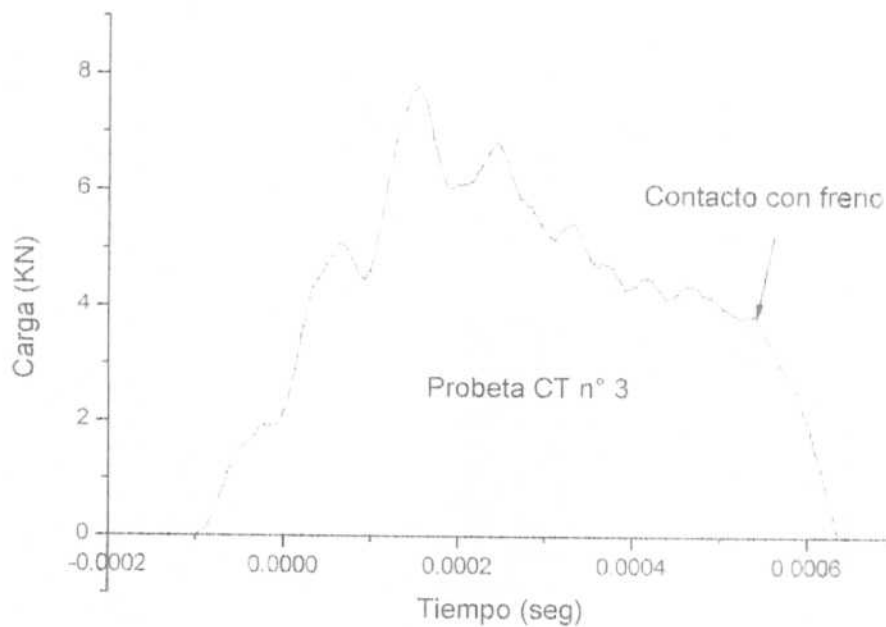


Figura 66. Curva Carga-tiempo, probeta CT n° 3

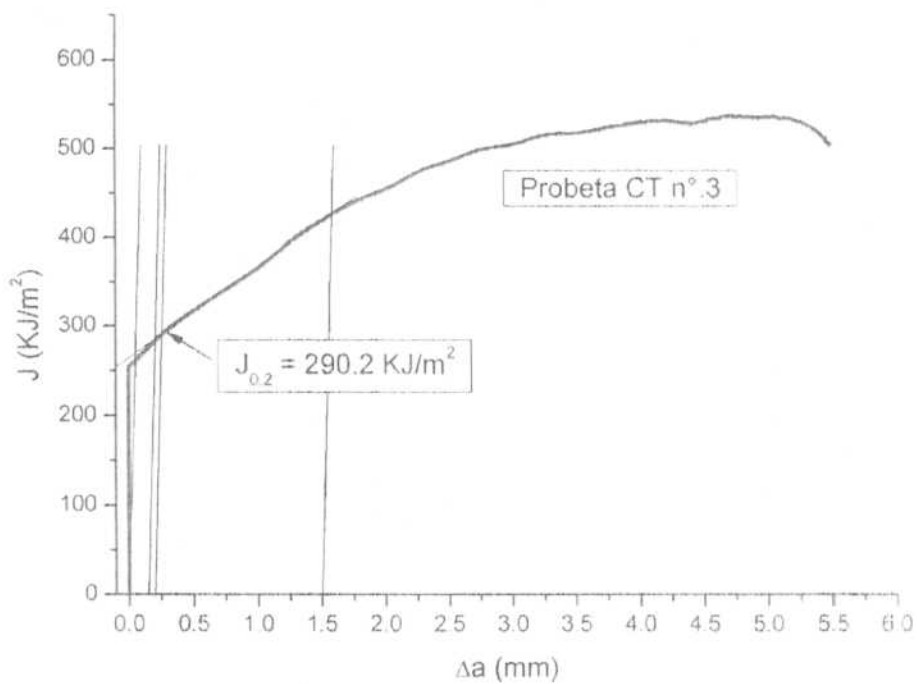


Figura 67. Probeta Compacta número 3, ensayo dinámico – rotura parcial.

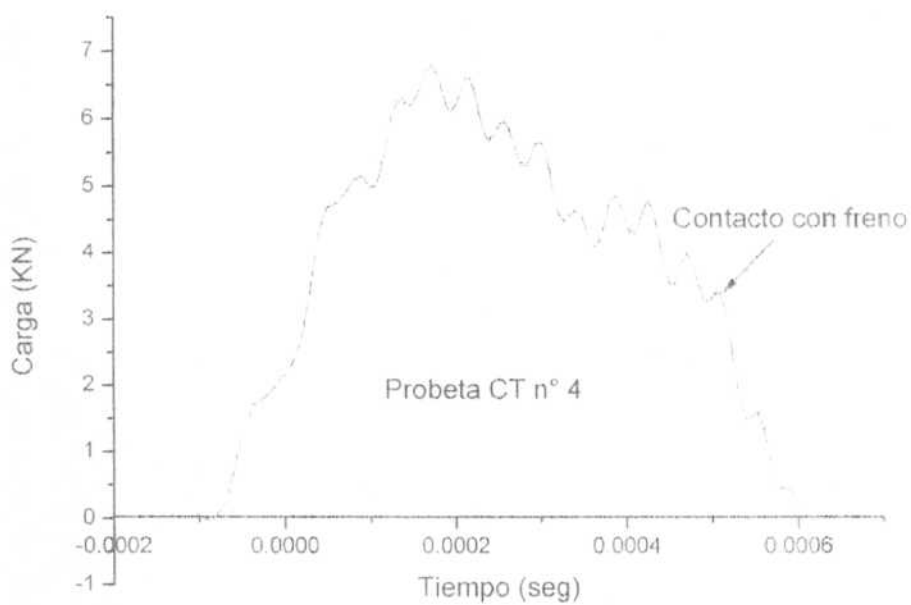


Figura 68. Curva Carga-tiempo, probeta CT n° 4

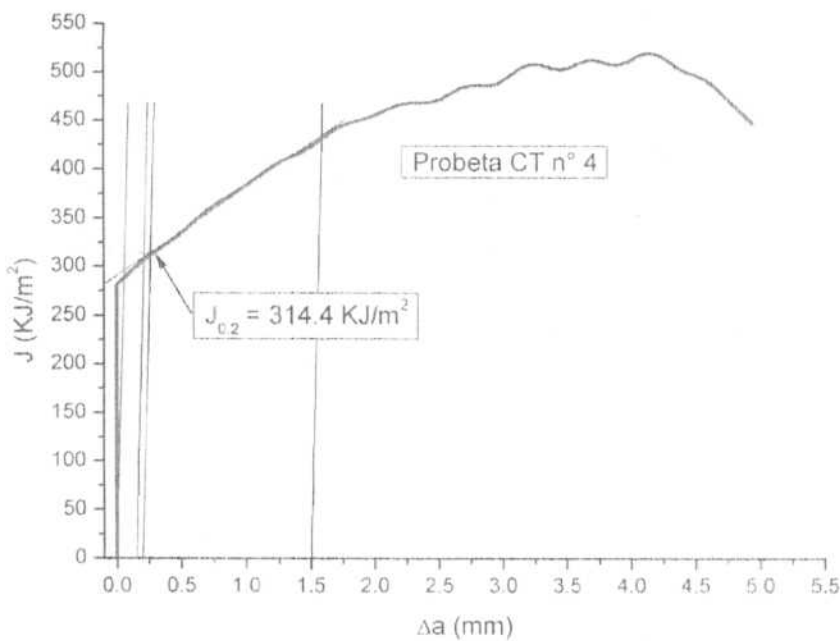


Figura 69. Probeta de Compacta número 4, ensayo dinámico – rotura parcial.

5.6.3 Discusión y resultados

Los valores $J_{0.2}$ muestran un aumento de la tenacidad a la fractura para las probetas ensayadas en forma dinámica, su valor de $J_{0.2}$ se incrementan en un factor 3 aproximadamente con respecto al valor de $J_{0.2}$ obtenido para la probeta ensayada en forma estática. En cambio el valor dJ/da muestra en las probetas CT(3) y CT(4) un aumento en la propagación de la fisura con respecto a J , al compararla con la probeta CT(1) ensayada en forma estática.

Probeta Compacta (n°)	Tipo de Ensayo	Aparato empleado	Desp. Permitido (mm)	Δa (mm)	$J_{0.2}$ (KJ/m ²)	dJ/da (MPa)
CT(1)	Estático	Máq. Servo hidráulica	1.67 (*)	2.21	102.01	167.2
CT(2)	Dinámico	Péndulo de Impacto	(fractura completa)	-----	-----	-----
CT(3)	Dinámico	Péndulo de Impacto	2.8	5.48	290.2	102.7
CT(4)	Dinámico	Péndulo de Impacto	2	4.94	314.4	90.7
CT(5)	Dinámico	Péndulo de Impacto	1	1.06	N.D.	N.D.

Tabla 2. Resultados de ensayos de fractura.

(*) Valor máximo de desplazamiento medido

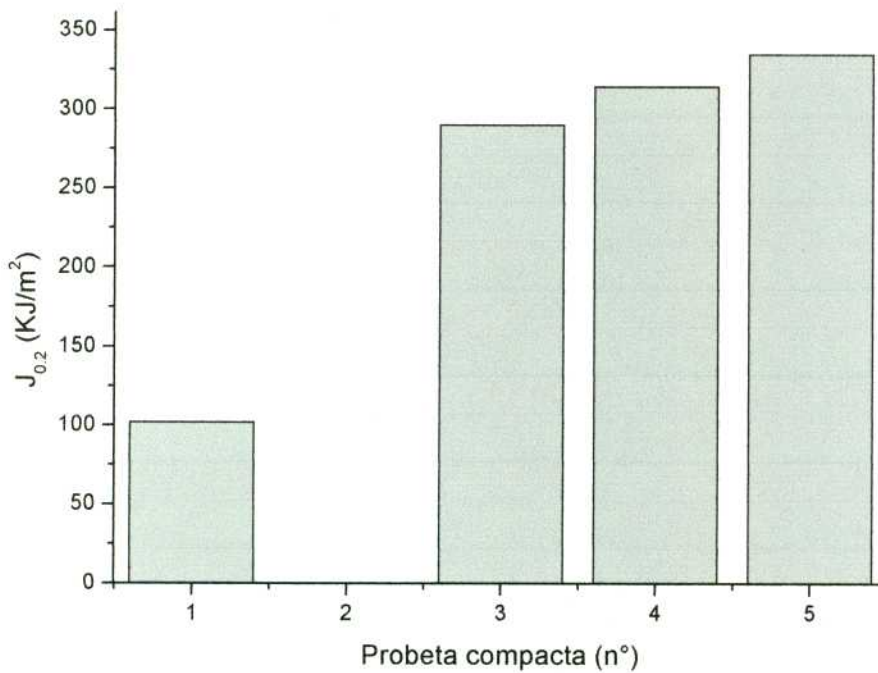


Gráfico de barras 2. Ensayos de fractura, estáticos vs. dinámicos.

Además de las probetas mencionadas se ensayó una quinta probeta compacta. Para ensayar esta probeta se determinó 1mm de desplazamiento permitido, esto se hizo con el fin de lograr que las mediciones obtenidas estuvieran dentro de la zona establecida por las líneas de exclusión. Sin embargo el perfil de la curva carga-desplazamiento lograda en estas condiciones mostró, a diferencia de las anteriores, la superposición de efectos producidos posiblemente por el rebote.

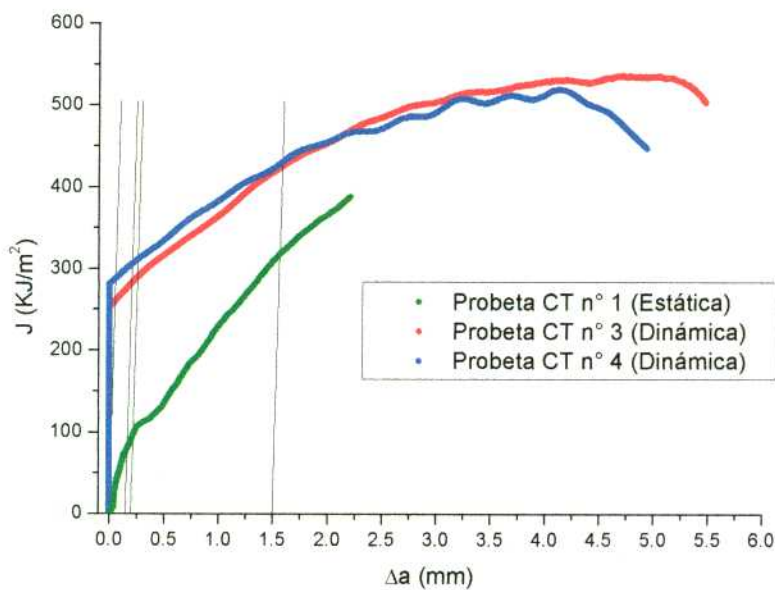


Figura 70. Comparación de ensayos de fractura

Las curvas J-R se utilizan para el cálculo de la longitud de fisura crítica de los tubos de presión de las centrales de energía tipo CANDU. Esta longitud fisura crítica será menor (más conservativa) para el caso dinámico respecto a los cálculos realizados con valores estáticos, como se muestra en la Figura 71. Tamaño de fisura crítica para las probetas, CT N° 1 (estática) y CT N° 4 (dinámica). Si bien por claridad gráfica solo se muestra una única probeta dinámica los resultados son consistentes, también, para la probeta CT N° 3. La *crack driving force* para el tubo de presión se calculó según la norma canadiense COG-89-110-1[72]

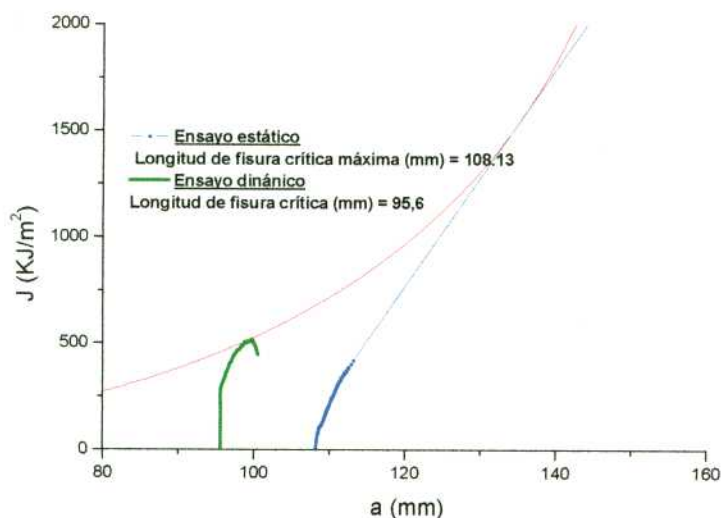


Figura 71. Tamaño de fisura crítica

5.7 COMENTARIOS Y OBSERVACIONES

En cuanto al diseño de los componentes adosados el Péndulo de Impacto cabe destacar que: en un primer momento se desarrolló un dispositivo de sujeción adaptable para las probetas compactas y de tracción con la posibilidad de intercambiar las celdas de cargas, desarrolladas íntegramente en CNEA, correspondiente a cada tipo de probeta. Por diversos inconvenientes en la celda de carga pensada para la probeta compacta se decidió prescindir de esta, haciéndose necesario desarrollar un nuevo dispositivo para alojar una celda de carga comercial.

La obtención de los valores de la recta de carga para la calibración dinámica se realizó a partir de los valores de la recta de carga obtenidos en la calibración estática multiplicados por un coeficiente de conversión, de forma tal que el valor de energía consumida para la rotura obtenida a partir del dial del péndulo coincidiera con el valor de energía absorbida calculada a partir de la celda de carga. Para las probetas de tracción el coeficiente de conversión fue muy cercano a uno, evidenciando que el comportamiento de la celda de carga utilizada en este caso es similar en condiciones dinámicas y estáticas. En tanto que en el ensayo realizado a fractura completa para la probeta compacta CT(2) fue necesario un factor de conversión de 1.14. Como el coeficiente de conversión estático-dinámico que se obtuvo en los distintos ensayos oscilaba alrededor de 1, en mas y en menos, y no lográndose un único valor del mismo que sirviera para ajustar la calibración estática a la dinámica de todos los ensayos, se optó por utilizar un coeficiente de 1 para la determinación de la recta de calibración

dinámica en los casos de rotura parcial, donde no era posible obtener un valor de energía absorbida a partir del dial del péndulo.

Las curvas carga-desplazamiento obtenidas con la celda de carga comercial (Figura 73) evidenciaron los efectos de inercia típicos de los ensayos de Charpy dinámicos (4.3), cosa que no ocurrió con las curvas obtenidas con la celda de carga instrumentada en CNEA (Figura 72). Las razones de esta diferencia podrían estar relacionadas con el comportamiento dinámico de los *strain gauges*, la rigidez del sistema de sujeción, el valor de masa que se acelera, etc., y sería un interesante tema de estudio para trabajos posteriores.

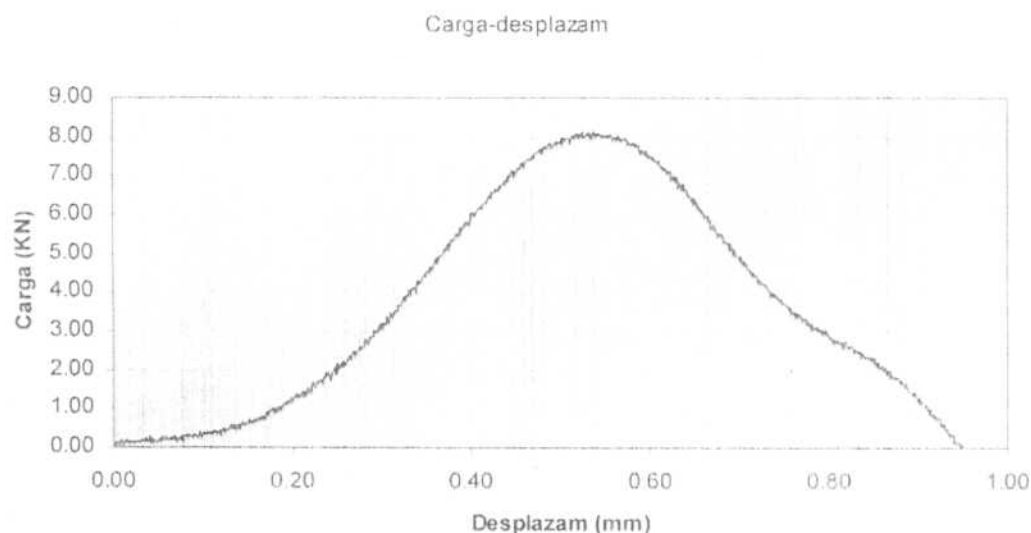


Figura 72. Curva carga-desplazamiento probeta de tracción número 2

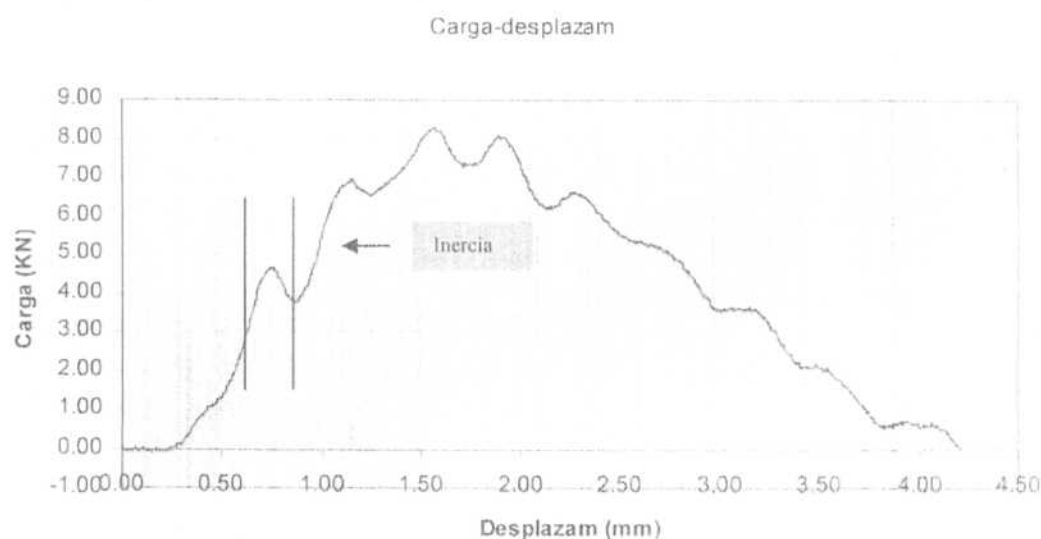


Figura 73. Curva carga-desplazamiento, probeta compacta número 2 (fractura completa)

6 Conclusiones

Se recogen a continuación los principales resultados y conclusiones que se derivan de esta tesis:

Se implementó con éxito una alternativa de instrumentación distinta a la comúnmente utilizada, que es instrumentar la sujeción de la probeta en la línea de carga en lugar de instrumentar el cabezal del martillo.

Se comprobó que el comportamiento del material se encuentra sensiblemente afectado cuando es sometido a condiciones de carga dinámicas logradas con un péndulo de impacto, evidenciándose en que:

Se observó un importante incremento en los valores de $\sigma_{0.2}$, σ_{max} y $J_{0.2}$, medidos en condiciones dinámicas que alcanzan valores del orden de 3 veces mayores respecto de los medidos en condiciones estáticas.

Una vez iniciada la fisura esta se propaga con mayor facilidad en condiciones de carga dinámica. Notándose este comportamiento en la disminución del valor dJ/da

La longitud de fisura crítica será menor (más conservativa) para el caso dinámico respecto a los cálculos realizados con valores estáticos, suponiendo que la *crack driving force* es válida en condiciones dinámicas.

Si bien la diferencia entre el comportamiento dinámico y estático evidenciadas por las probetas ensayadas es marcada, no puede considerarse una tendencia exacta. Ya que se observó la necesidad de contar con *strain gauges* con un mejor comportamiento dinámico. Esto nos permitiría mayor precisión en la obtención del perfil de las curvas y determinación del punto de finalización del ensayo.

Teniendo conciencia de las diferencias que puedan existir entre las pruebas de laboratorio y de campo, y la necesidad de seguir avanzando y profundizando en el estudio realizado; podemos considerar los valores de resistencia obtenidos como una contribución a los primeros aportes experimentales, tan necesarios para lograr un entendimiento futuro más acabado y profundo del comportamiento del material en condiciones dinámicas y lograr así, los avances para incluir estas condiciones en la evaluación de tolerancia a fallas estructurales.

7 Apéndice A (Ensayos preliminares)

Además de las probetas ya mencionadas, se ensayaron 7 probetas de tracción de 4mm ϕ de SAE1010 a los efectos de poner a punto el método, el sistema de adquisición y la metodología utilizada(Figura 75).

Las mismas fueron utilizadas para la calibración del funcionamiento y puesta a punto de los dispositivos diseñados. Una de las observaciones más destacables obtenidas a partir de los ensayos realizados con estas probetas fue que la resolución de las curvas para los ensayos instrumentados con la celda de carga comercial mejoraba notablemente con la masa efectiva del péndulo de 13.6 Kg en comparación con las curvas obtenidas con la masa de 27.2 Kg. Debido a esto y a la necesidad de frenar el péndulo para la obtención de la longitud final de fisura a_f , se decidió ensayar las probetas compactas con la menor de las masas. A continuación se muestran gráficos de ensayos de tracción estática y dinámica realizados con este tipo de probetas.

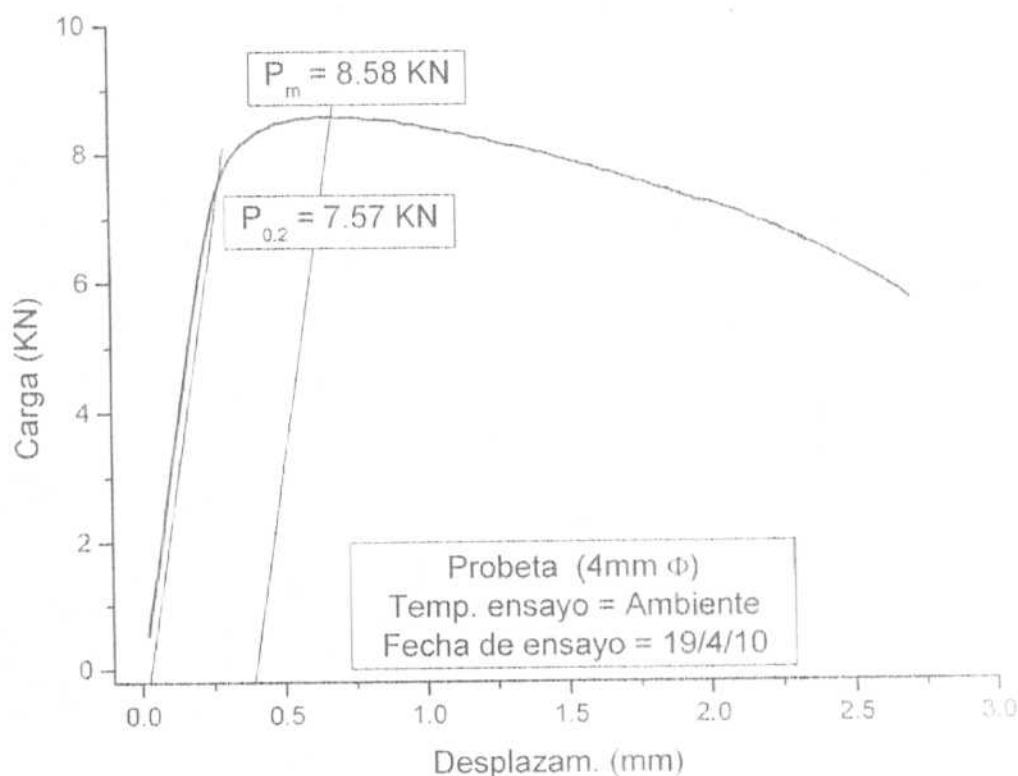


Figura 74. Ensayo de tracción estática, probeta (4 mm ϕ)

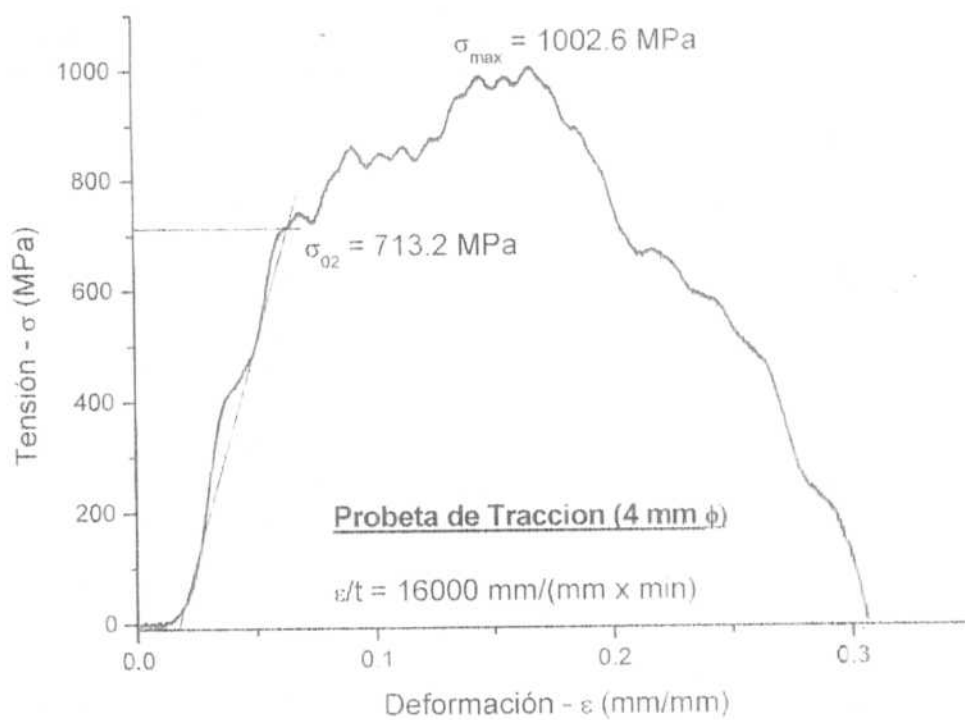
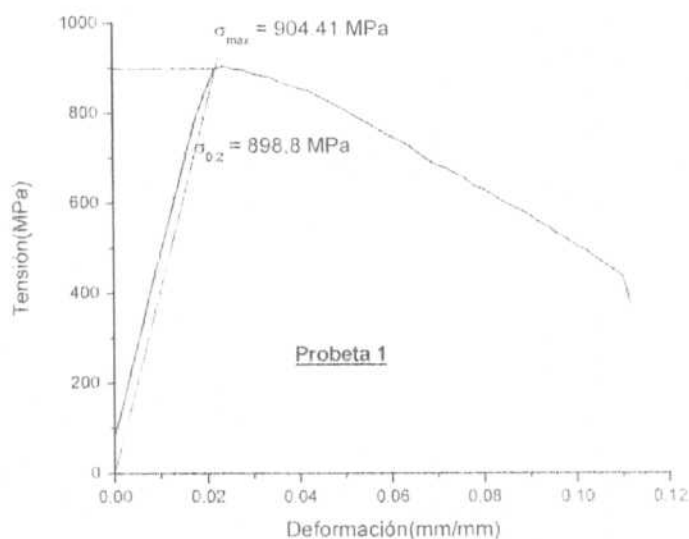
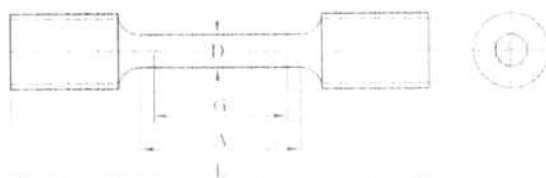


Figura 75. Ensayo de tracción dinámico, probeta (4 mm ϕ)

8 Apéndice B (Informes de ensayos y medición de tamaño de fisura)

Informe de ensayo de tracción estática para probeta de tracción número 1 (2 mm ϕ)

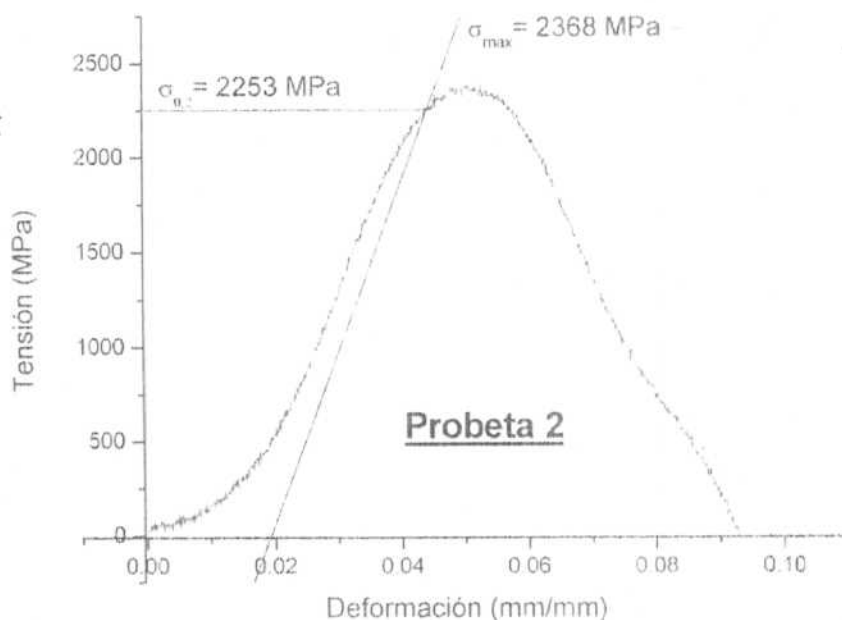
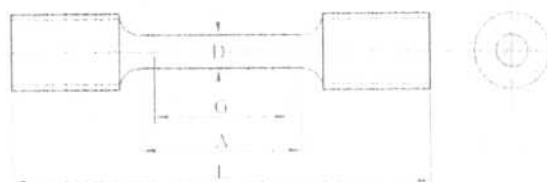


Parámetros de la probeta	Parámetros de ensayo
Plan de ensayo:	Máquina de ensayo: MTS – servohidráulica 100 kN
Nº de ensayo: 1	Instrucción de trabajo: IT-CNEAMAT-EFF-002
Norma técnica:	Procedimiento utilizado en máquina de ensayo: TRAC-CNA
Identificación de probeta: 1	Rangos seleccionados en máquina de ensayos
Material: Zr, 2.5%Nb	Carga: 10 kN LVDT: 10 mm Extens: -----
Tipo de probeta: Cilíndrica	Temperatura de ensayo: Ambiente
Orientación: Transversal	Velocidad de ensayo (mm/min): 0.2
	Fecha de ensayo: 19/4/10
Observaciones: (*) Por borrado accidental de una de las marcas, no se pudo obtener G_f	

Dimensiones de la probeta (mm)				
	Antes del ensayo		Después del ensayo	
Longitud calibrada - G	G_0	7.00	G_f	N.D. (*)
Diámetro - D	D_0	2.06	D_f	1.16
S (mm^2)	S_0 (mm^2)	3.33	S_f (mm^2)	1.06

Resultados de ensayo				
	Carga (kN)		Tensión (MPa)	
Tensión de fluencia 0.2%	$P_{0.2}$	2.994	$\sigma_{0.2}$	898.9
Tensión máxima	P_m	3.014	σ_m	904.41
Reducción de área (%): 68.29		Elongación (%) - ϵ_t : N.D. (*)		

Informe de ensayo de tracción dinámica para probeta de tracción número 2 (2 mm ϕ)

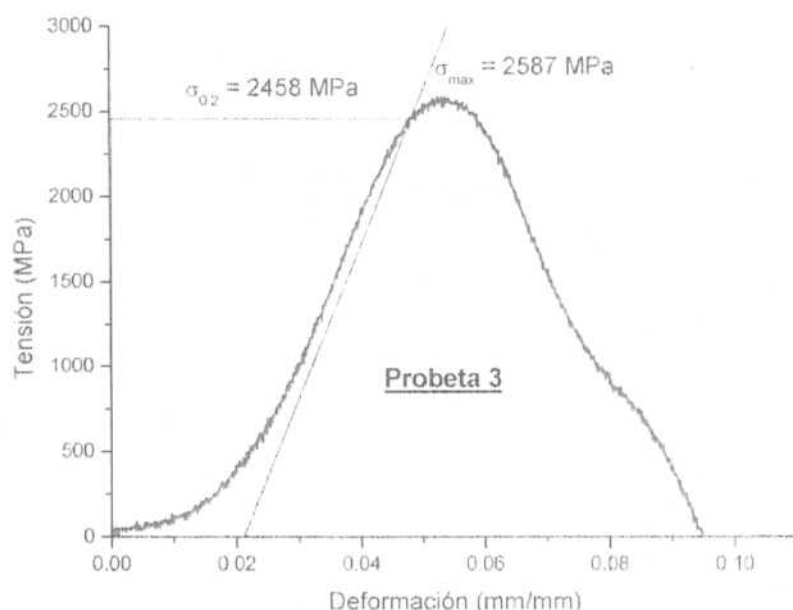
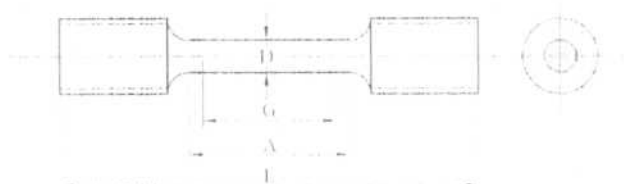


Parámetros de la probeta		Parámetros de ensayo	
Plan de ensayo:		Máquina de ensayo: Péndulo de impacto	
Nº de ensayo:		Velocidad de ensayo, V_0 (m/seg): 4.882	
Norma técnica:		Masa efectiva, m (Kg): 27.216	
Identificación de probeta: 2		Recta de calibración estática, $P = m_e \cdot V + b_e$ $m_e = -1.01793202$ $b_e = 0.054791155$	
Material: Zr, 2.5%Nb		Recta de calibración dinámica, $P = m_d \cdot V + b_d$ $m_d = -1.08154947$ $b_d = 0.054803154$	
Tipo de probeta: Cilíndrica		Energía absorbida (según display) (J): 3.5	
Orientación: Transversal		Temperatura de ensayo: Ambiente	

Dimensiones de la probeta (mm)				
Antes del ensayo			Después del ensayo	
Longitud calibrada - G	G_0	10.06	G_f	11.01
Diámetro - D	D_0	2.03	D_f	1.11
S (mm^2)	S_0 (mm^2)	3.24	S_f (mm^2)	0.97

Resultados de ensayo				
Carga (KN)			Tensión (MPa)	
Tensión de fluencia 0.2%	$P_{0.2}$	7.299	$\sigma_{0.2}$	2253
Tensión máxima	P_m	7.672	σ_m	2368
Reducción de área (%) : 70.10			Elongación (%) - ϵ_f : 9.5	

Informe de ensayo de tracción dinámica para probeta de tracción número 3 (2 mm ϕ)

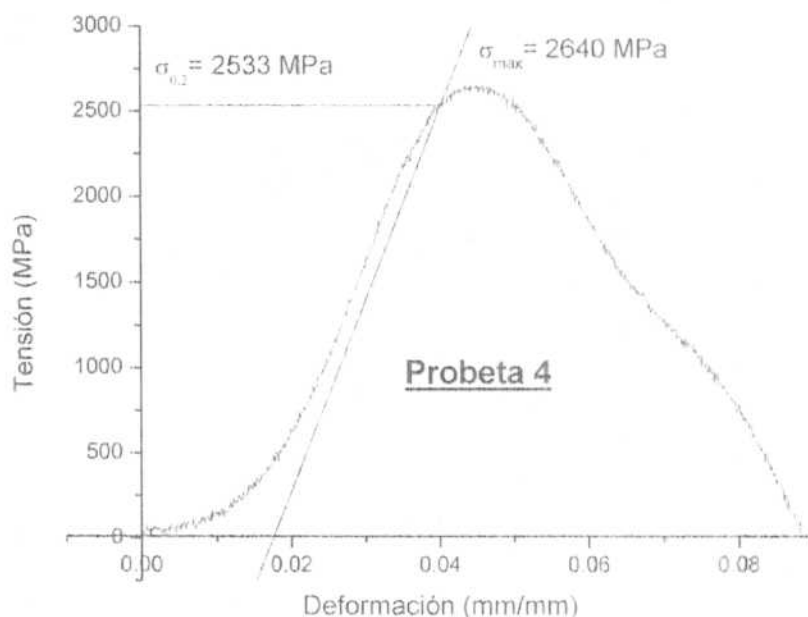
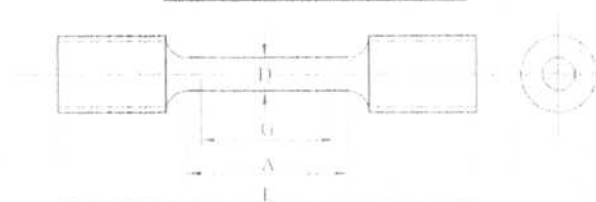


Parámetros de la probeta		Parámetros de ensayo	
Identificación de probeta: 3		Máquina de ensayo: Péndulo de impacto	
Material: Zr, 2.5%Nb		Velocidad de ensayo, V_0 (m/seg): 4.882	
Tipo de probeta: Cilíndrica		Masa efectiva, m (Kg): 27.216	
Orientación: Transversal		Recta de calibración estática, $P = m_e \cdot V + b_e$	
Temperatura de ensayo: Ambiente		$m_e = -1.017932023$ $b_e = 0.054791155$	
		Energía absorbida (según display) (J): 3.5	

Dimensiones de la probeta (mm)				
Antes del ensayo			Después del ensayo	
Longitud calibrada - G	G_0	9.98	G_f	11.02
Diámetro - D	D_0	2.00	D_f	1.32
S (mm^2)	S_0 (mm^2)	3.14	S_f (mm^2)	1.37

Resultados de ensayo				
Carga (KN)			Tensión (MPa)	
Tensión de fluencia 0.2%	$P_{0.2}$	7.828	$\sigma_{0.2}$	2458
Tensión máxima	P_m	8.239	σ_m	2587
Reducción de área (%) : 56.44			Elongación (%) - ϵ_e : 10.4	

Informe de ensayo de tracción dinámica para probeta de tracción número 4 (2 mm ϕ)

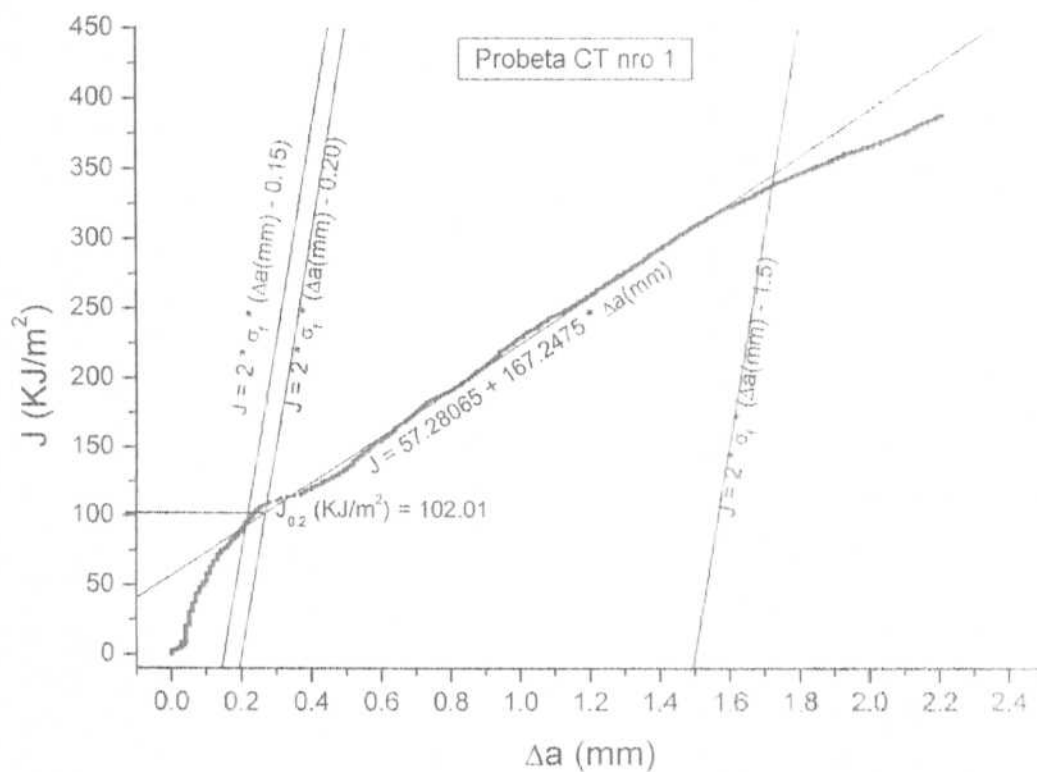
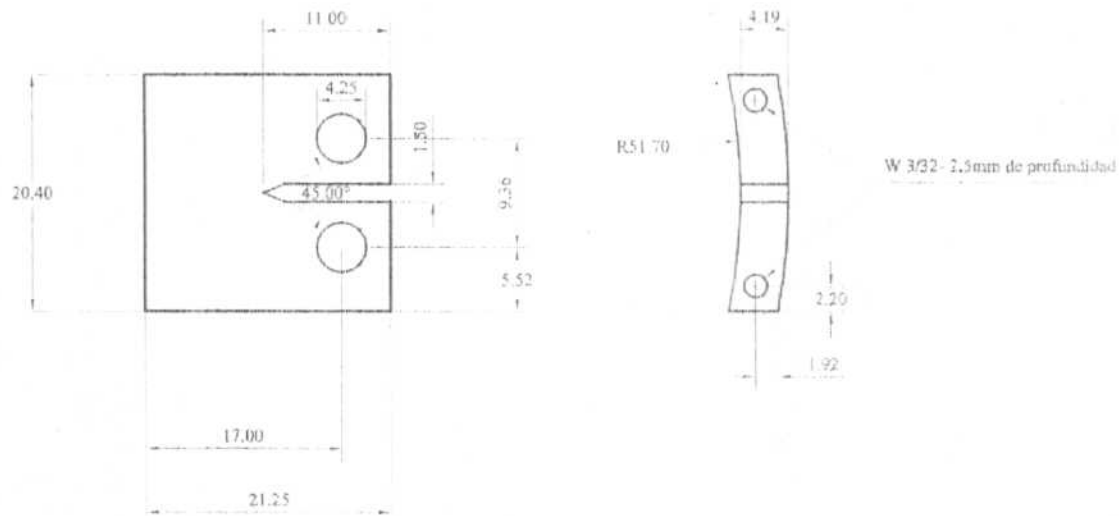


Parámetros de la probeta		Parámetros de ensayo	
Plan de ensayo:		Máquina de ensayo: Péndulo de impacto	
Nº de ensayo:		Velocidad de ensayo, V_0 (m/seg): 4.867	
Norma técnica:		Masa efectiva, m (Kg): 27.216	
Identificación de probeta: 4		Recta de calibración estática, $P = m_e \cdot V + b_e$ $m_e = -1.01793202$ $b_e = 0.054791155$	
Material: Zr, 2.5%Nb		Recta de calibración dinámica, $P = m_d \cdot V + b_d$ $m_d = -1.00775288$ $b_d = 0.054243243$	
Tipo de probeta: Cilíndrica		Energía absorbida (según display) (J): 3.5	
Orientación: Transversal		Temperatura de ensayo: Ambiente	

Dimensiones de la probeta (mm)				
	Antes del ensayo		Después del ensayo	
Longitud calibrada - G	G_0	10.00	G_f	10.82
Diámetro - D	D_0	1.98	D_f	1.2
S (mm^2)	S_0 (mm^2)	3.08	S_f (mm^2)	1.13

Resultados de ensayo				
	Carga (KN)		Tensión (MPa)	
Tensión de fluencia 0.2%	$P_{0.2}$	7.801	$\sigma_{0.2}$	2533
Tensión máxima	P_m	8.131	σ_m	2640
Reducción de área (%): 63.27		Elongación (%): ϵ_f : 8.2		

Informe de ensayo de fractura estática para probeta compacta número 1 - Curva JR



Parámetros de la probeta		
Plan de ensayo: -----	Nº de ensayo:	
Identificación de la probeta: número 1	B (mm) = 4.2	B _N (mm) = 4.2
Tipo de probeta: CT	W (mm) = 17.1	
Orientación del plano de fisura: Axial al eje del tubo	S (mm) = N.A.	
	a _{entalla} (mm) = 11	

Datos del Material	
Material: Zr, 2.5% Nb	Tensión de fluencia $\sigma_{0.2}$ (MPa) = 2458.00
Tratamiento térmico: -----	Tensión máxima σ_m (Mpa) = 2587.00

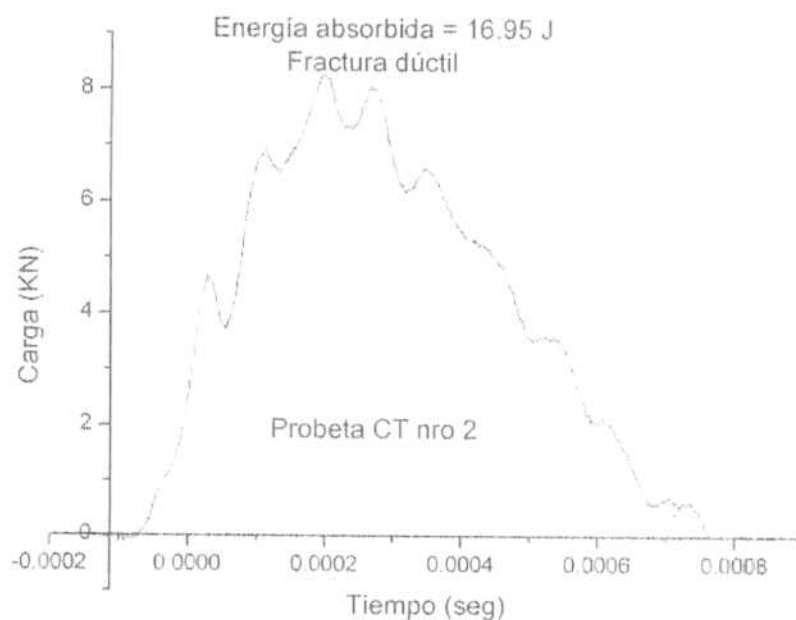
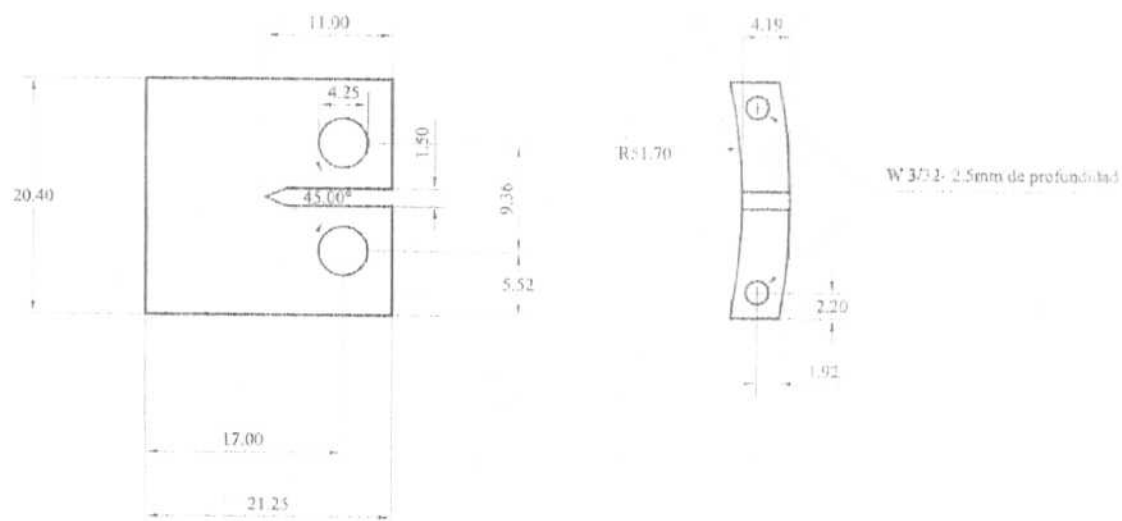
Parámetros de prefisurado	
Máquina utilizada: MTS servohidráulica 100 KN de capacidad	Valor final de ΔK en la prefisura ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$) = 11 Longitud último paso de la prefisura (mm) = 8.55
Frecuencia (Hz) = 20	Valor de R (K_{min}/K_{max}) utilizado = 0.26
Forma de onda: Sinusoidal	Temperatura de prefisurado: Ambiente

Parámetros de ensayo	
Máquina utilizada: MTS servohidráulica 100 KN de capacidad	Norma técnica: COG-89-110-1/ASTM 1820
Temperatura de ensayo: Ambiente	Tamaño inicial de fisura a_0 (mm) = 8.69
Operador: E. Chomik	Aprobó: A. F. Iorio

Identificación de instrumentos de medición	
Calibre: INS-MAT EFF-004	
Extensómetro: N.A.	
Observaciones:	

Resultados de ensayo		
Coeficientes recta de regresión $J = a + b \cdot \Delta a$		$J_{IC}^{(1)}$ u $J_{IC}^{(2)}$
a	b	(KJ/m^2)
57.28065	167.2475	102.01⁽²⁾

Informe de ensayo de fractura dinámica para probeta compacta número 2



Parámetros de la probeta		
Plan de ensayo: ---	Nº de ensayo:	
Identificación de la probeta: número 2	B (mm) = 4.24	B _N (mm) = 4.24
Tipo de probeta: CT	W (mm) = 17.12	
Orientación del plano de fisura: Axial al eje del tubo	S (mm) = N.A.	
	a _{entalla} (mm) = 11	

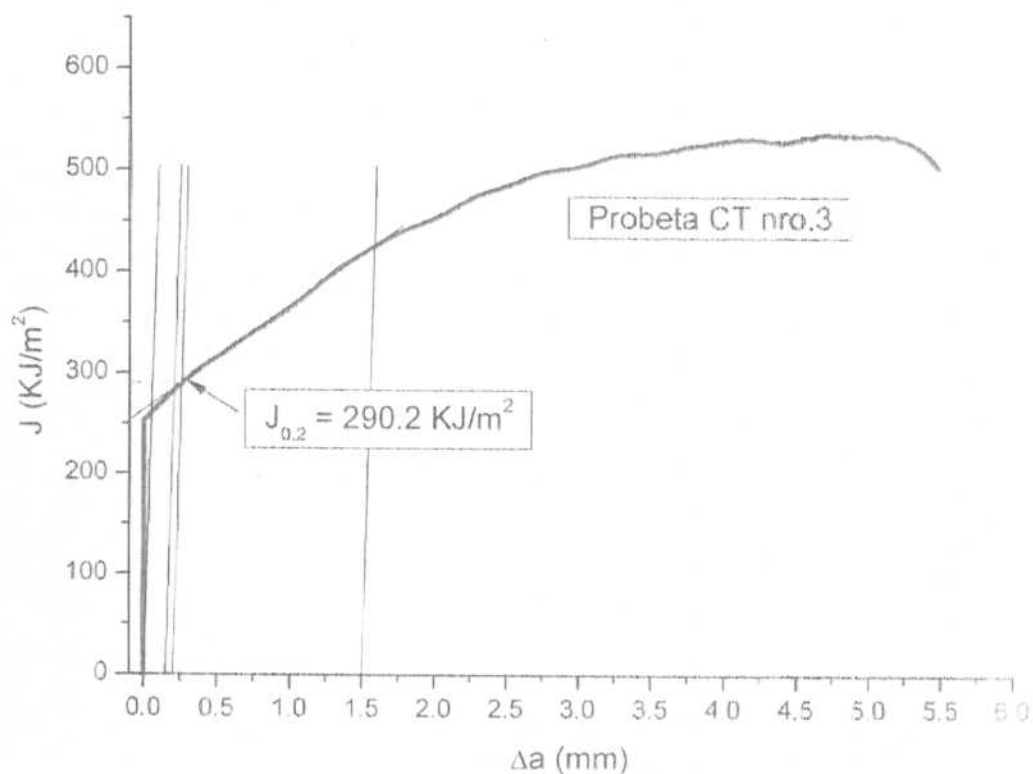
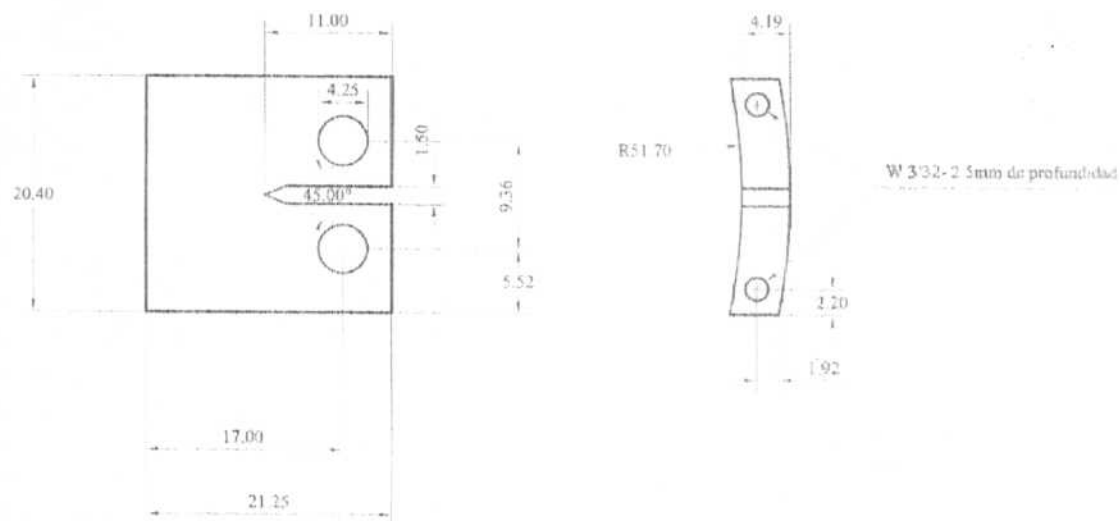
Datos del Material	
Material: Zr, 2.5% Nb	Tensión de fluencia σ_0 (MPa) = 2458.00
Tratamiento térmico: -----	Tensión máxima σ_m (Mpa) = 2587.00

Parámetros de prefisurado	
Máquina utilizada: MTS servohidráulica 100 KN de capacidad	Valor final de ΔK en la prefisura ($MPa\sqrt{m}$) = 11 Longitud último paso de la prefisura (mm) = 8.56
Frecuencia (Hz) = 20	Valor de R (K_{min}/K_{max}) utilizado = 0.26
Forma de onda: Sinusoidal	Temperatura de prefisurado: Ambiente

Parámetros de ensayo	
Máquina utilizada: Péndulo de impacto	Norma técnica: COG-89-110-1/ASTM 1820
Instrucción de trabajo: -----	Procedimiento utilizado en máquina de ensayo: -----
Velocidad de ensayo, V_0 (mm/min) = 4.888	Recta de calibración dinámica ($P = m_d \cdot V + b_d$) $m_d = 6.773235277$ $b_d = 0.006117759$
Masa efectiva m (Kg) = 13.608	Tamaño inicial de fisura a_0 (mm) = -----
Temperatura de ensayo: Ambiente	Fecha de realización: 5/10/10

Identificación de instrumentos de medición	
Calibre: INS-MAT EFF-004	
Extensómetro: N.A.	
Observaciones: Ensayo a rotura completa	

Informe de ensayo de fractura dinámica para probeta compacta número 3 - Curva JR



Parámetros de la probeta		
Plan de ensayo: -----	N° de ensayo:	
Identificación de la probeta: número 3	B (mm) = 4.32	B _N (mm) = 4.32
Tipo de probeta: CT	W (mm) = 17.12	
Orientación del plano de fisura: Axial al eje del tubo	S (mm) = N.A.	
	a _{entalla} (mm) = 11	

Medición de propiedades mecánicas dinámicas. Ensayo de Tracción,
Ensayo de Fractura, K_{IC} y/o J_{IC}

Datos del Material	
Material: Zr, 2.5% Nb	Tensión de fluencia $\sigma_{0.2}$ (MPa) = 2458.00
Tratamiento térmico: -----	Tensión máxima σ_m (Mpa) = 2587.00

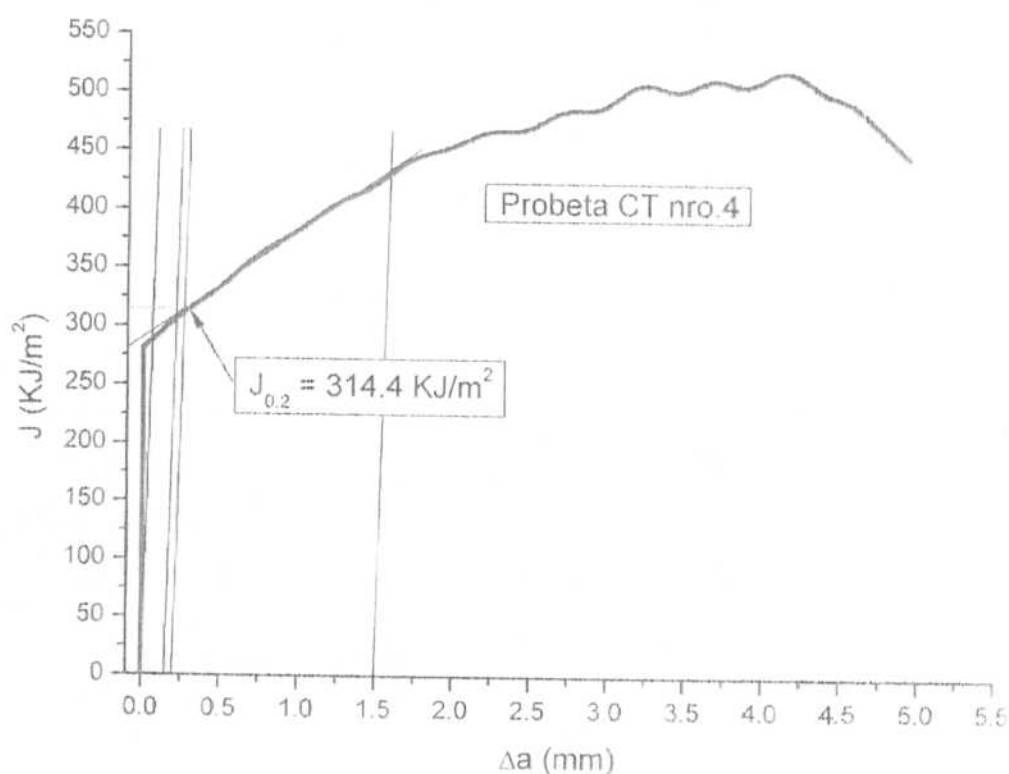
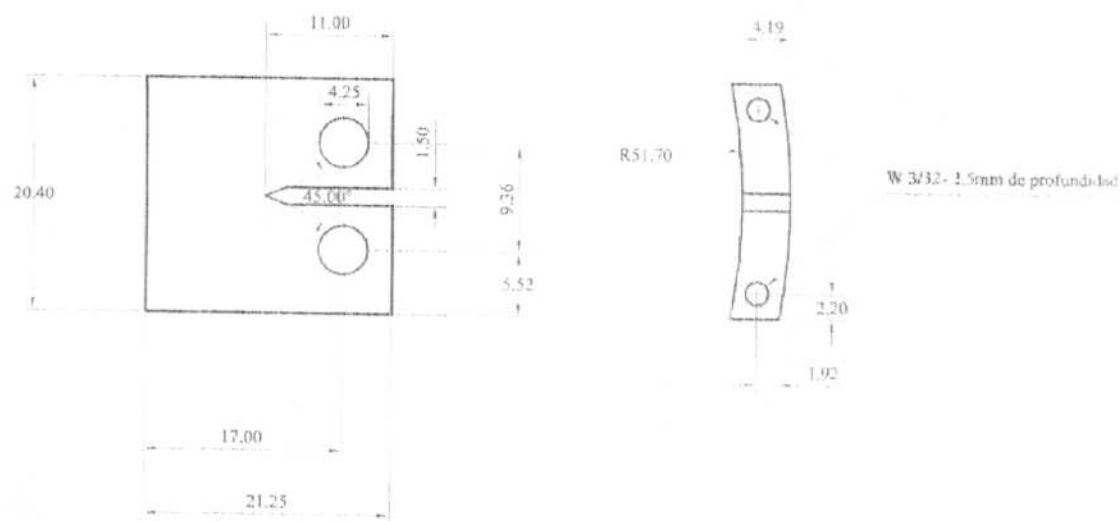
Parámetros de prefisurado	
Máquina utilizada: MTS servohidráulica 100 KN de capacidad	Valor final de ΔK en la prefisura (MPa $\sqrt{m}$) = 11
	Longitud último paso de la prefisura (mm) = 8.56
Frecuencia (Hz) = 20	Valor de R (K_{min}/K_{max}) utilizado = 0.26
Forma de onda: Sinusoidal	Temperatura de prefisurado: Ambiente

Parámetros de ensayo	
Máquina utilizada: Péndulo de impacto	Norma técnica: COG-89-110-1/ASTM 1820
Instrucción de trabajo: -----	Procedimiento utilizado en máquina de ensayo: -----
Velocidad de ensayo, V_0 (mm/min) = 4.888	Recta de calibración ($P = m \cdot V + b$) $m = 6.773235277$ $b = 0.006117759$
Masa efectiva m (Kg) = 13.608	Tamaño inicial de fisura a_0 (mm) = 3.51
Temperatura de ensayo: Ambiente	Fecha de realización: 13/10/10

Identificación de instrumentos de medición	
Calibre: INS-MAT EFF-004	
Extensómetro: N.A.	
Observaciones:	

Resultados de ensayo		
Coeficientes recta de regresión $J = a + b \cdot \Delta a$		$J_{IC}^{(1)}$ o $J_C^{(2)}$
a	b	(KJ/m ²)
263.7395554	102.6769766	290.2

Informe de ensayo de fractura dinámica para probeta compacta número 4 - Curva JR



Parámetros de la probeta		
Plan de ensayo: -----	Nº de ensayo: -----	
Identificación de la probeta: número 4	B (mm) = 4.32	B _N (mm) = 4.32
Tipo de probeta: CT	W (mm) = 17.08	
Orientación del plano de fisura: Axial al eje del tubo	S (mm) = N.A.	
	a _{inicial} (mm) = 11	

Medición de propiedades mecánicas dinámicas. Ensayo de Tracción.
Ensayo de Fractura, K_{IC} y/o J_{IC}

Datos del Material	
Material: Zr, 2.5%Nb	Tensión de fluencia $\sigma_{0.2}$ (MPa) = 2458.00
Tratamiento térmico: -----	Tensión máxima σ_m (Mpa) = 2587.00

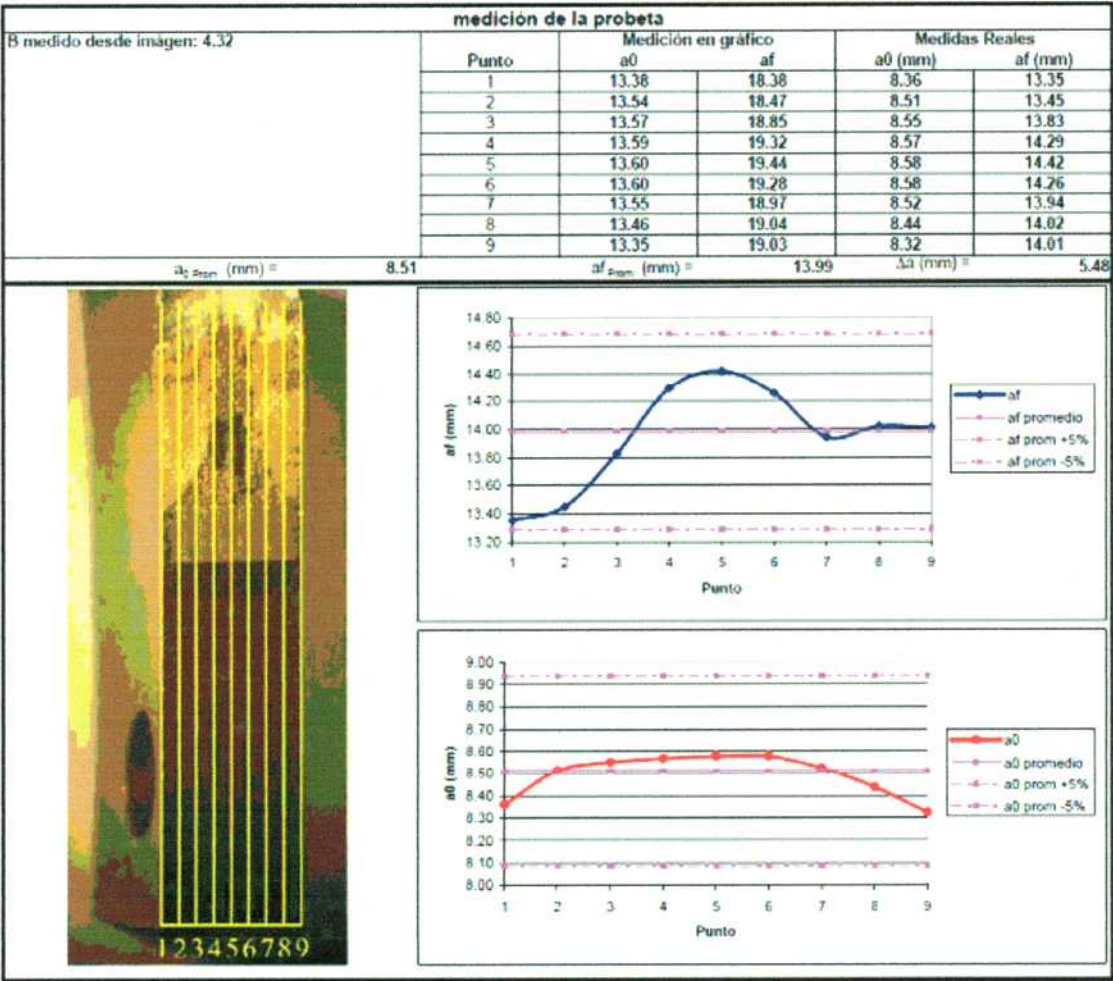
Parámetros de prefisurado	
Máquina utilizada: MTS servohidráulica 100 kN de capacidad	Valor final de ΔK en la prefisura ($MPa\sqrt{m}$) = 11
	Longitud último paso de la prefisura (mm) = 8.54
Frecuencia (Hz) = 20	Valor de R (K_{min}/K_{max}) utilizado = 0.26
Forma de onda: Sinusoidal	Temperatura de prefisurado: Ambiente

Parámetros de ensayo	
Máquina utilizada: Péndulo de impacto	Norma técnica: COG-89-110-1/ASTM 1820
Instrucción de trabajo: -----	Procedimiento utilizado en máquina de ensayo: -----
Velocidad de ensayo, V_0 (mm/min) = 4.888	Recta de calibración ($P = m \cdot V + b$) $m = 6.773235277$ $b = 0.006117759$
Masa efectiva m (Kg) = 13.608	Tamaño inicial de fisura a_0 (mm) = 8.79
Temperatura de ensayo: Ambiente	Fecha de realización: 14/10/10

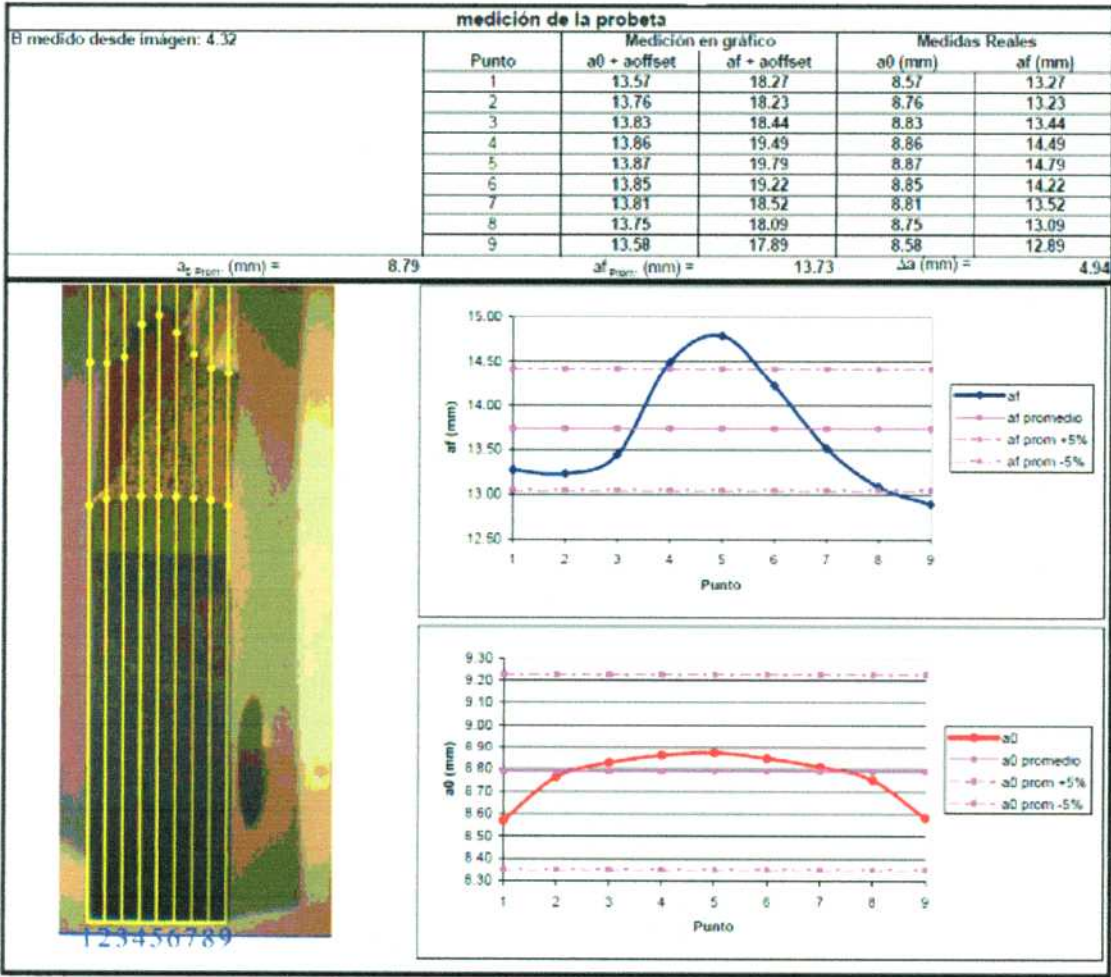
Identificación de instrumentos de medición	
Calibre: INS-MAT EFF-004	
Extensómetro: N.A.	
Observaciones:	

Resultados de ensayo		
Coeficientes recta de regresión: $J = a + b \cdot \Delta a$		$J_{IC}^{(1)}$ o $J_C^{(2)}$
a	b	(KJ/m ²)
290.6185258	90.70915825	314.4 ⁽²⁾

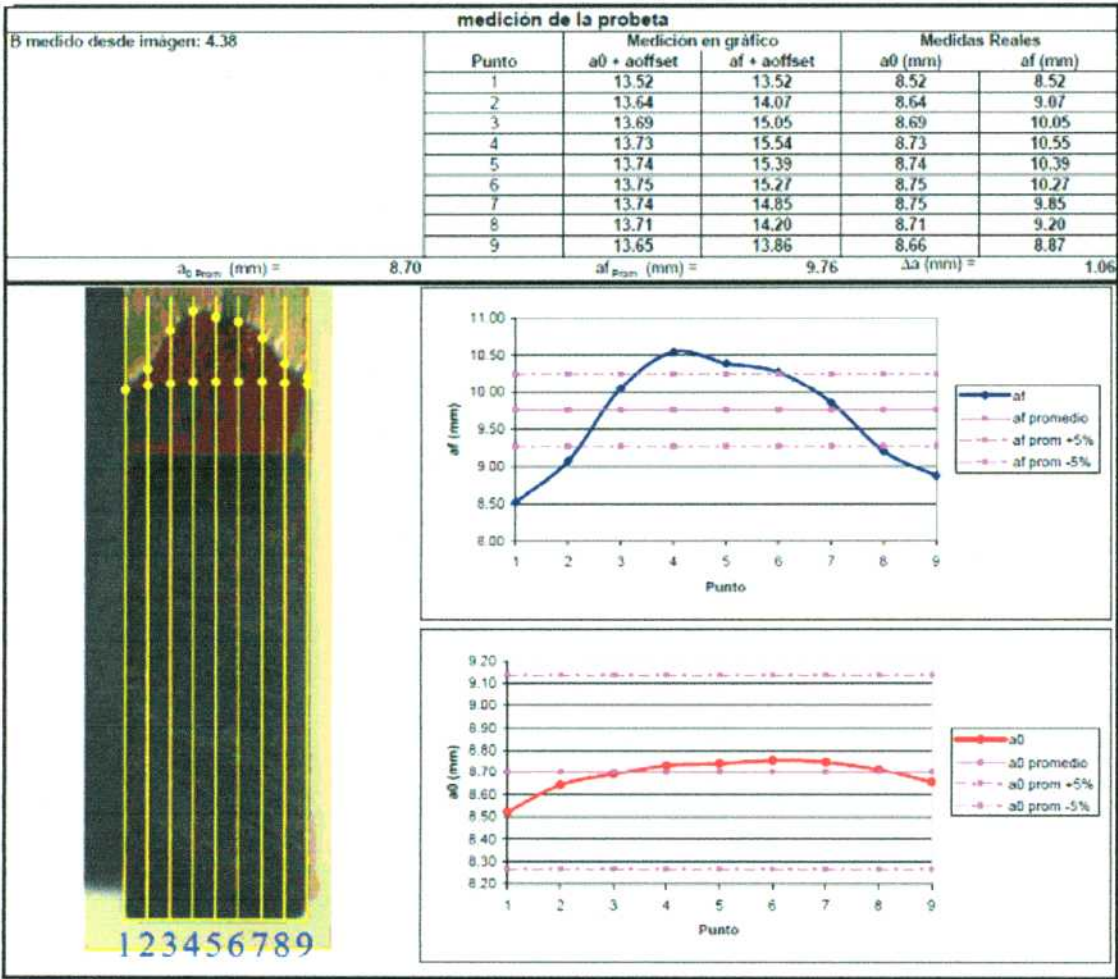
Medición de tamaño de fisura para la probeta compacta
número 3



Medición de tamaño de fisura para la probeta compacta
número 4



**Medición de tamaño de fisura para la
número 5**



9 Referencias

1. NUREG/CR-6765, *Development of Technical Basis for Leak-Before-Break Evaluation Procedures*. Prepared for Division of Engineering Technology Office of Nuclear Regulatory Research U.S. Nuclear Regulatory Commission Washington, DC 20555-001 NRC Job Code W6854.
2. Paris P. and Erdogan F. A., *Critical Analyses of Crack Propagation Laws* Transactin of the ASME. Series D **85** (1963) 528-34.
3. Milne I., *Failure Analysis in the Presence of Ductile Crack Growth*. Material Science and Engineering, **39**(1) (1979), pp. 65-79.
4. Westergaard H. M. *Bearing Pressures and Cracks*, J. Appld Mech. **61** A49(1939).
5. Irwin G.R. *Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate*, J. Appld. Mech. **24**:361(1957).
6. Irwin G.R. *Relation of Stresses Near a Crack to the Crack Extension Force*, 9th Int. Congr. Appld. Mech. Bruselas, (1957).
7. Tada H., París P. C. and Irwin G. R. *The Stress Analysis of Cracks Handbook 3rd Ed.*, ASME/ASM (2000).
8. ASTM E-399 *Standard Test Method for Plane- Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*, Annual Book of ASTM Standards, Vol 03.01:506-536(1992)
9. BS 5447:1977 *Methods of Test for Plane Strain Fracture Toughnees (K_{IC}) of Metallic Materials*, British Standard Institution, (1977).
10. Vázquez J.A. *Fundamentos de Fractomecánica*, PMM- A/263 Gerencia de Desarrollo, CNEA, Bs. As. (1978).
11. Larsson L. H. Ed. *Advances in Elastic-Plastic Fracture Mechanics*, Appld Science Publishers Ltd. Essex, England, (1980).
12. Kraft J. H., Irwin G. R., *Crack-Velocity Considerations*. ASTM STP 381:114-129(1965).
13. Irwin G. R., Wells A. A., *A Continuum-Mechanics View of Crack Propagation* Metallurgical Reviews **10**(38):223-270(1965).
14. Corten H. T., Shoemaker A. K., *Fracture Toughness of Structural Steels as a Function of The Rate Parameter $T \ln(A/\dot{\epsilon})$* . Trans. ASME, Serie D, **89**(1):86-92(1967).

15. Commision **X IIW**, UK Briefing Group on Dynamic Testing, *Some Proposal for Dynamic Toughness Measurement*. Dynamic Fracture Toughness Vol. **1**, The Papers, The Welding Institute: 127-145(1976).
16. Radon J. C., *Fracture Properties of a High Strength Aluminium Alloy* Materialprüfung, **11**(12):401-408(1969).
17. Dugdale D. S., *Yielding of Sheets Containing Slits*. J. Mech. Phys. Solids **8**:100-104(1960).
18. Barenblatt G. I., *The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture*. Advances in Applied Mechanics **7**:55.(1962).
19. Wells A. A., *Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture* Symposium on Crack Propagation, Granfield U. K., (1):210.(1961).
20. Burdekin F. M., Stone D. E. W., *The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials*. J. Strain Analysis **1**(2):145-153(1966).
21. Bilby B. A., Cottrell A. H., Swinden K. H., *The Spread of Plastic Yield From a Notch*. Proc. Royal Soc. A, **272**:304-314(1963).
22. Turner C. E., *Yielding Fracture Mechanics*. In *A General Introduction to Fracture Mechanics*, MEP Ltd., London:39-41(1979).
23. Schwalbe K. -H., Heerens J., Hellmann D., Cornec A., *Relationships between Definitions of The Crack tip Opening Displacement*. The Crack tip Opening displacement in Elastic-Plastic Fracture Mechanics, 133-153(1986).
24. Rice J. R., *A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*. J. Appld Mech, **35**(E2):379-386(1968).
25. Hutchinson J. W., *Singular Behavior at The End of Tensile Crack in a Hardening Material*. J. Mech. & Physics of Solids, **16**(1):13-31 (1968).
26. Rice J. R., Rosengren C. F., *Plane Strain Deformation Near a Crack tip in a Power Law Hardening Material*. J. Mech. & Physics of Solids, **16**(1):1-12(1968).
27. Rice J. R., *A Path Independent Integral and The Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*. J. Appld. Mech., **55**(E2):379-386(1968).
28. Begley J. A., Landes J. D., *The J Integral as a Fracture Criterion*. ASTM STP **514**:2- 23(1972).
29. Landes J. D., Begley J. A., 'Test Results from J-Integral Studies. An Attempt to Establish a J_{IC} Testing Procedure', ASTM STP **560**:170-186(1974).
30. Pisarski H. G., *Influence of Thickness on Critical Crack Opening Displacement (COD) and J Values*. Int. J. Fracture**10**:427-440(1974).

31. Perez Ipiña J. E., Toloy H. L., *Effect of Several Physical and Mechanical Variables on The Relation Between COD and J*. Engng. Fracture Mech. **24**(1):1-9(1986).
32. Shih C. F., *Relationships between The J-Integral and Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks*. General Electric Report No. 79CRD075,(1979).
33. McCabe D. E., *COD Concepts in R-Curve Testing. The Crack Tip Opening Displacement in Elastic-Plastic Fracture Mechanics*, pp81-113 (1986).
34. Landes J. D., Begley J. A., *The Effect of Specimen Geometry on J_{IC}* . ASTM STP 514:24- 39(1972).
35. Rice J. R., Paris P. C., Merkle J. G., *Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates*. ASTM STP 536:170-186(1974).
36. Committee E-24 ASTM. *ASTM E-813-81. Standard Test for J_{IC} . A Measure of Fracture Toughness*. Annual Book of ASTM Standards:Part 10. (1981).
37. Committee E-24 ASTM. *ASTM E-813-87. Standard Test for J_{IC} . A Measure of Fracture Toughness*. Annual Book of ASTM Standards:Section 3, V. 03.01:968-990(1987).
38. Committee E-24 ASTM. *ASTM E-1152-87. Standard Test for Determining J-R Curves*. Annual Book of ASTM Standards: Section 3. V. 03.01:1129-1145(1987).
39. European Structural Integrity Society, *ESIS Recommendations for Determining The Fracture Resistance of Ductile Materials*. Documento ESIS PI-92 (1992).
40. Merkle J., Corten H., *A J-Integral Analysis for The Compact Specimen Considering Axial Force as Well as Bending*. J. Pressure Vessel Tech. 96:286-292(1974).
41. (51) Sumpter J. D. G., Turner C. E., *'Method for Laboratory Determination of J_C '*. ASTM STP 601:3-18(1976).
42. Clarke G. A., Landes J. D., *Evaluation of The J Integral for The Compact Specimen*. JTEVA 7(5):264-269(1979).
43. Ernst H. A., Paris P. C., Landes J. D., *Estimation on J-Integral and Tearing Modulus T from a Single Specimen Test Record*. ASTM STP 803 Vol II:476-502(1981).
44. Wang D. Y., Mc Cabe D. E., *Investigation of R-Curve Using Comparative Tests with Center-Cracked-Tension and Crack-Line Wedge-Loaded Specimens*. ASTM STP 590:5- 36(1976).
45. Mc Cabe D. E., Landes J. D., Ernst H., *An Evaluation of The J-R Curve Method for Fracture Toughness Characterization*. ASTM STP 803 Vol II:562-581(1983).

46. Rousselier G., *Interrupted Test Method: The Effect of Specimen Geometry*. Proc. CSNI Ductile Fracture Test methods Workshop. Paris:123-126(1983).
47. Joyce J. A., Davis D. A., Hackett E. M., Hays R. A., *Application of J-Integral and Modified J-Integral to Cases of Large Crack Extension*. ASTM STP 1074:85-105(1990). 114 *Modelo Elastoplástico. Criterio J y sus Derivados*
48. Ernst H. A., *Recent Developments in Elastic-Plastic Crack Growth Characterization*. ASTM STP 1131:136-157(1992).
49. Shih C. F., deLorenzi H. G., Andrews W. R., *Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth*. ASTM STP 668:65-120(1979).
50. Mc Meeking R. M., Parks D. M., *On Criteria for J-Dominance of Crack-Tip Fields in Large-Scale Yielding*. ASTM STP 668:175-194(1979).
51. Shih C. F., German M. D., *Requirements for a One Parameter Characterization of Crack Tip Fields by The HRR Singularity*. Int. J. of Fracture:17(1981), pp27-43.
52. Hutchinson J. W., Paris P. C., *Stability Analysis of J-Controlled Crack Growth*. ASTM STP 668:37-64(1979).
53. Davies D. A., Vassilaros M. G., Gudas J. P., *Specimen Geometry and Extended Crack Growth Effects on JI-R Curve Characteristics for HY 130 and ASTM A-533 B Steels*. ASTM STP 803 Vol II,(1983), pp582-610.
54. Clarke G. A., Andrews W. R., Paris P. C., Schmidt D. W., *Single Specimen Tests for J_{IC} Determination*. ASTM STP 590:17-42(1976).
55. Clarke G. A., Landes J. D., *Toughness Testing of Materials by J-Integral Techniques*. Proc. 106th AIME Annual Meeting:79-111(1979).
56. Perez Ipiña J. E., *Unloading Compliance Method with Normal Instrumentation. Rotation Corrections*. Engng. Fracture Mech.:36(5):797-804(1990).
57. McIntyre P., Elliot D., *A Technique for Monitoring Crack extension During C. O. D. Measurement*. British Steel Corporation, report MG/15/72(1972).
58. Schwalbe K. H., Hellmann D., Heerens J., Knaak J., Müller-Roos J., *Measurement of Stable Crack Growth Including Detection of Initiation of Growth Using The DC Potential Drop and The Partial Unloading Methods*. Proc. CSNI Ductile Fracture Test methods Workshop. Paris:18-53(1983).
59. Wallin K., Saario T., Averkari P., Törrönen K., *Simultaneous Measurement of Crack Extension by Unloading Compliance and Potential Drop Methods*. Proc. CSNI Ductile Fracture Test methods Workshop. Paris:61-62(1983).
60. Mc Cabe D. E., Heyer R. H., *R-Curve Determination Using Crack-Line-Wedge Loaded (CLWL) Specimen*. ASTM STP 527:17-35(1971).

61. Manzione P., Perez Ipiña J. E., *Sensitivity Analysis of The Double Clip Gauge Method*. Fatigue & Fracture of Engng. Mat. Structures, **14**(9):887-896(1991).
62. Ireland D. R., *Procedure and Problems Associated With Reliabl Control of the Instrumented Impact Test*, presented at the Instrumented Impact Testing Symposium, ASTM Anual Meeting, Philadelphia, June 1974.
63. Ireland B., and Server, W. L., *Utilization of the DYNATAP Velocimeter*, Efects Tecnology, Inc., Tecnical Report 72-16, Santa Barbara, Calif.
64. Saxon, H., J., Irelan D. R., and Server W. L., *Análisis and Control of Inertial Effects During Instrumented Impact Testing*, Instrumented Ipaact Testing, ASTM STP 563, American Society for Testing and Mareials, 1974, pp. 50-73.
65. Turner C. E. in Impact Testing of Metals, American Society for Testing and Mareials, 1970, p.93.
66. Venzi S., Priest A. H., and May, M. J. in Impact Testing of Metals, American Society for Testing and Mareials, 1970, p.165.
67. Turner C.E., Keinnish P., Culver L. E., and Radon, J. C., *A Study of Mechanics of Notcht-Bar Impact Tests*,
68. Buys E. C. J. and Cowan A., *Interpretation of Instrumental Impact Test*, Document X-458-68, International Institute of Welding, July 1968.
69. Server W. L., Ireland D. R. in Impact Testing of Metals, American Society for Testing and Mareials, 1970, pp. 74-91.
70. Simpsom L. A. , *Effects of Specimen Geometry on Elastic-Plastic R-Curves for Zr-2.5%Nb*, IN Advances Fracture Research, D. Fracois, Ed. , Vol. 2, Pergamon Press, Oxfor, 1982, pp. 833-841.
71. ASTM 1820-01 *Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*. Annual Book of ASTM Standards, Vol 03.01
72. COG-89-110-1 *Standard Test Method for Fracture Toughness of CANDU Presure Tubes*, by Simpson L. A., Chow C. K. and Davies P. H.
73. Iorio A. F., presentado en COTEQ 96, CONFERENCIA DE TECNOLOGÍA DE EQUIPAMIENTO, Río de Janeiro, Brasil, Noviembre 1996, pag. 21-24