



INSTITUTO
MEXICANO DEL
TRANSPORTE



Certificación ISO 9001:2008 Ú

ANÁLISIS DE INTEGRIDAD ESTRUCTURAL DE UN ANCLAJE DE TIRANTES PARA PUENTES CARRETEROS

Jorge Terán Guillén
Sergio Cicero González
Tiberio Pablo García Pemán
Estela Ruiz Martínez
Angélica del Valle Moreno
Mario Alberto Montes Zea

**Publicación Técnica No. 443
Sanfandila, Qro, 2015**

SECRETARÍA DE COMUNICACIONES Y TRANSPORTES
INSTITUTO MEXICANO DEL TRANSPORTE

**Análisis de integridad estructural de un anclaje de
tirantes para puentes carreteros**

Publicación Técnica No. 443
Sanfandila, Qro, 2015

Esta investigación fue realizada en colaboración entre el Laboratorio de la División de Ciencia e Ingeniería de los Materiales de la Universidad de Cantabria por el Dr. Sergio Cicero González, Dr. Tiberio Pablo García Pemán, Ing. Estela Ruiz Martínez y la Coordinación de Ingeniería Vehicular e Integridad Estructural del Instituto Mexicano del Transporte por el Dr. Jorge Terán Guillén, Dra. Angélica del Valle Moreno y Tec. Mario Alberto Montes Zea.

Se agradece la colaboración del Dr. Federico Gutiérrez-Solana Salcedo y del Dr. José Alberto Álvarez Laso, por parte de la Universidad de Cantabria, así como del Dr. Andrés Torres Acosta y el Dr. Miguel Martínez Madrid, por parte del Instituto Mexicano del Transporte.

Contenido

Resumen		iii
Abstract		iv
Resumen	Ejecutivo	v
Capítulo 1.	Introducción	1
Capítulo 2.	Antecedentes	3
Capítulo 3.	Desarrollo del Estudio	35
Capítulo 4.	Resultados y Discusión	41
Capítulo 5.	Conclusiones	55
Bibliografía		57

Resumen

Este trabajo presenta la evaluación de la integridad estructural, mediante diagramas de falla, de 112 anclajes fabricados con acero colado y utilizados en un puente atirantado. Uno de los anclajes había sufrido una falla y en multitud de ellos se detectaron defectos no planos. Para el desarrollo de los diagramas de evaluación se consideró el efecto de los esfuerzos residuales y una fisura elíptica superficial con tres parámetros geométricos distintos. Además, una fisura elíptica embebida y una fisura elíptica superficial, estas dos últimas de acuerdo a los defectos encontrados en el material. Se utilizaron dos condiciones de carga: incremento de flujo vehicular simulado a treinta años con un incremento anualizado del 6% y las cargas que se producen por el peso de cuatro tractocamiones que están a la mitad del puente. Se determinaron las propiedades en tracción del acero de acuerdo a la norma ASTM E- 8 y la tenacidad a la fractura se obtuvo según el procedimiento de la norma ASTM E-1820. Cuando la carga de servicio simulado a treinta años es aplicada, los diagramas de falla muestran que las diferentes tipos de grieta estudiados caen en la zona segura del diagrama y en una condición insegura con las cargas de los cuatro tractocamiones (T3S2R4). Se concluye que para la predicción del incremento de flujo vehicular con cargas aplicadas de 337 toneladas, el componente operará de una manera segura sin esfuerzos residuales, y con esfuerzos residuales operará de forma insegura. Por otro lado, cuando la carga aplicada alcance las 974 toneladas debido al peso de los cuatro tractocamiones, el componente trabajará de una manera insegura en cualquier caso que se presenten o no los esfuerzos residuales.

Abstract

This paper presents the structural integrity assessment of a cast steel upper anchorage element of a cable stayed bridge by using Failure Assessment Diagrams (FAD). The FAD analysis is performed by assuming residual stress effect and a surface elliptical crack with three different aspect ratios; elliptical embedded crack and an elliptical surface crack are also considered, which represent the actual defect found in the material. Moreover, two loading conditions are considered as well. One caused by a 30 year forecast traffic conditions with a 6% per year increment, and secondly, loads produced by the total weight of four heavy trucks (T3S2R4) crossing in the middle of the cable stayed bridge. Material properties were obtained by using ASTM E-8 (tensile) and ASTM 1820 (fracture) standards for both cracked and notched conditions, It can be concluded that the structural integrity conditions provided by regular traffic are safe for the 30 year forecast loading assumptions when the residual stresses are null, whereas working conditions are unsafe under the 974 ton load applied by all four heavy vehicles regardless of the level of residual stresses.

Resumen ejecutivo

Como un elemento constitutivo de la infraestructura del transporte se encuentran los puentes atirantados, los cuales por las dimensiones en su construcción requieren de elementos de anclajes que son manufacturados mediante los procesos de fundición. Si durante la fabricación de los anclajes el proceso no se realiza de forma adecuada, el material tendrá defectos como poros, inclusiones y cavidades. Éstos pueden jugar un papel importante en el comportamiento estructural del puente durante su vida útil, ya que la combinación de material, tipo y geometría del defecto (grietas o entallas) con las cargas debidas al tránsito vehicular determinan la integridad estructural y, por consiguiente, su durabilidad.

Una de las herramientas ingenieriles más utilizadas para evaluar la integridad de componentes mecánicos y estructurales son los diagramas de evaluación de falla (FAD). Los diagramas permiten analizar la interrelación entre la fractura y el colapso plástico y evaluar el comportamiento de elementos bajo condiciones de carga existente. Asimismo, estimar si el elemento operara de manera segura o insegura.

En este trabajo se utilizó los FADs para estimar la integridad estructural de los anclajes del puente atirantado del Río Papaloapan, la evaluación requirió la caracterización del material y el análisis del efecto de la entalla en el acero colado, se consideraron defectos superficiales postulados con diferentes razones geométricas y la interacción de dos defectos más pequeños presentes en el anclaje. Además, dos hipótesis de carga (la predicción del tránsito vehicular a treinta años y la carga máxima producida por cuatro tractocamiones) y dos escenarios de esfuerzo residual: la inexistencia de los esfuerzos residuales y esfuerzos residuales con una magnitud igual a la resistencia de fluencia.

Con base en la metodología del FAD se obtuvieron las siguientes conclusiones relativas al comportamiento del anclaje:

- Los resultados muestran que la predicción de carga para treinta años se encuentran en la zona segura del diagrama, pero ubicadas en la zona insegura, cuando se toma en cuenta los esfuerzos residuales y la condición de máxima carga, sin importar el nivel de esfuerzos residuales.
- Se deben limitar las cargas producidas por el tránsito vehicular si se pretende evitar la sustitución de los anclajes a no ser que se logre optimizar el conocimiento de la ubicación de los defectos críticos, la distribución de los esfuerzos residuales y sus efectos en la variación de la integridad estructural.

1 Introducción

El uso de aceros colados para la construcción de puentes vehiculares conlleva una problemática de heterogeneidad en el material por el proceso intrínseco de fabricación, ya que si este no se realiza de una manera adecuada, el material tendrá defectos tales como poros, inclusiones y cavidades que afectaran la integridad del componente.

En ese sentido, estudios realizados en un puente atirantado ubicado cerca del Golfo de México han sido tema de mucho interés científico, por el hecho de que en el año 2000 presentó una falla en uno de sus 112 tirantes, dichos trabajos permitieron concluir que la falla fue debida a la baja tenacidad y a los tamaños de grano excesivos asociados a los defectos presentes en el material del anclaje superior donde se sujeta el tirante [1]. A partir de ese momento, diversos investigadores han realizado una serie de estudios para conocer las condiciones de integridad estructural del puente. Los estudios han abarcado desde el estudio de defectos del material por ultrasonido [2], que dio lugar a la decisión de sustituir 20 de los 112 anclajes, simulaciones por elementos finitos de las cargas aplicadas al puente [3], nuevas técnicas de detección de daño [4] y análisis probabilístico de integridad estructural [5]. La figura 1.1 muestra un esquema del puente analizado, mientras que la figura 1.2 recoge el esquema de la zona de anclajes.

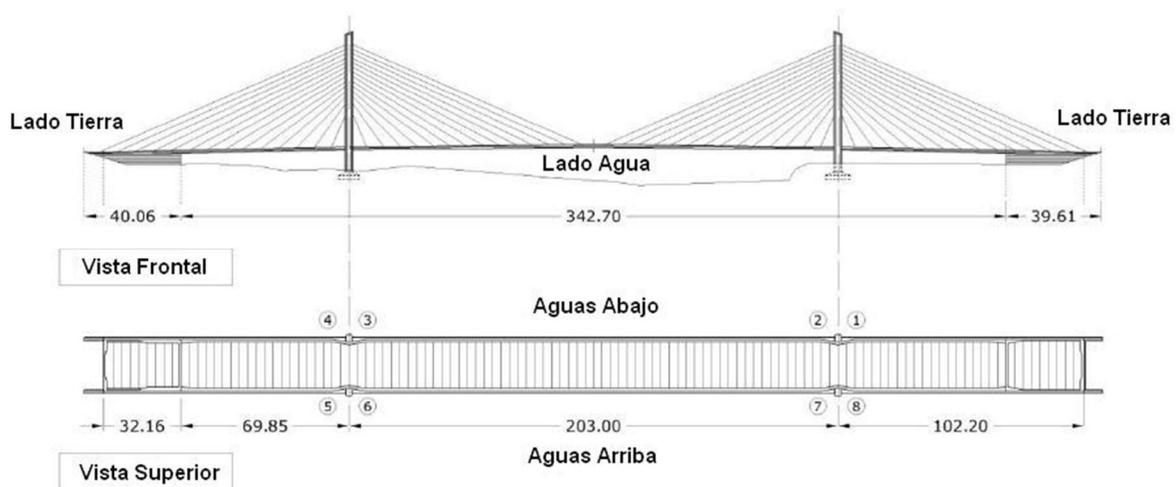


Figura 1.1 Diagrama esquemático de la geometría del puente atirantado.

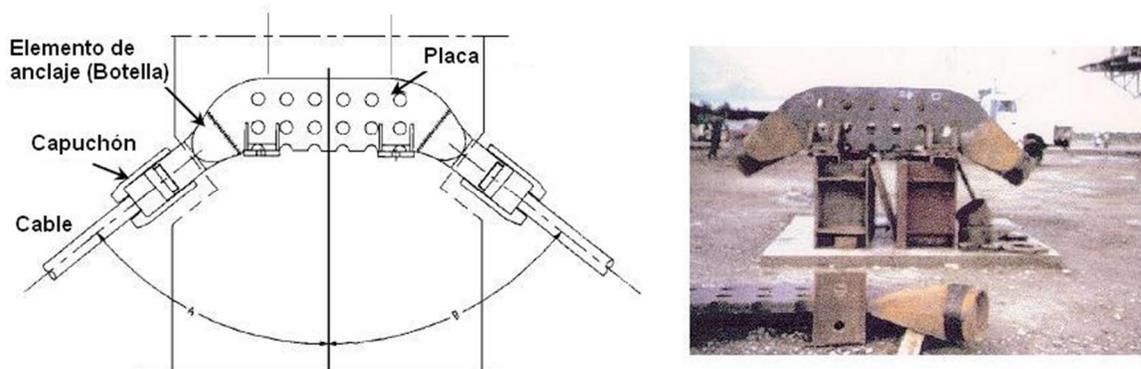


Figura 1.2 Esquema del ensamble del elemento de anclaje utilizado en el puente.

Una característica estructural de los puentes es que están sometidos a cargas variables por la versatilidad en pesos y dimensiones del parque vehicular. Esto hace que los defectos de fabricación en el anclaje de acero colado jueguen un papel muy importante como consecuencia de la concentración de esfuerzos que provocan y que los convierte en sitios preferenciales de inicio de crecimiento de grieta. Una de las maneras de simular el efecto de los concentradores de esfuerzos es ensayar probetas de fractura entalladas que permiten relacionar el radio de la entalla con la capacidad resistente a fractura del material. Las probetas con entalla pueden ser estudiadas, además, en términos de la teoría de las distancias críticas para conocer el efecto que puede tener las entallas de diferente tamaño en el comportamiento a la fractura [6,7].

Por otra parte, los diagramas de falla (FAD, por sus siglas en inglés) son una herramienta ingenieril que posibilita visualizar la interrelación entre la fractura y el colapso plástico con base en dos parámetros adimensionales, L_r y K_r , que dependen de las propiedades mecánicas y de fractura [8]. Alternativamente, en los diagramas de falla es posible analizar el efecto de los esfuerzos residuales en componentes estructurales soldados para la evaluación de la integridad estructural, por lo que esta herramienta permitirá evaluar el comportamiento del anclaje bajo las condiciones de carga existentes en el puente y estimar si el componente operará de manera segura o insegura.

Con todo ello, el objetivo principal de este trabajo es determinar el efecto de los esfuerzos residuales en la condición límite y en los tamaños críticos de defectos en los anclajes analizados. Dichos tamaños podrían compararse con las dimensiones de los defectos encontrados en las inspecciones realizadas en la estructura, determinando así la necesidad o no de tomar las medidas correctoras.

2 Antecedentes

2.1 Mecánica de la fractura elástico lineal

La mecánica de fractura es el análisis matemático con el cual se introduce el efecto de una grieta en la resistencia de un cuerpo deformable, sirve para determinar las máximas deformaciones que este pueda soportar, conocer su límite de vida. Esto implica que sea posible hacer consideraciones de diseño, selección de materiales, análisis de falla y predicción de vida remanente de materiales y componente estructurales, basado en conceptos de mecánica de fractura. Cuando el análisis se fundamenta en un comportamiento lineal elástico, es decir, el tamaño de la zona plástica en la punta de la grieta es pequeña es conocido como mecánica de fractura lineal elástica (MFLE). Cuando el tamaño de la zona plástica se extiende a regiones que sobrepasen la longitud de la grieta, el análisis es considerado no lineal, por lo que se aplica la mecánica de fractura elastoplástica (MFEP) [9].

La mecánica de fractura busca responder las siguientes preguntas:

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

Irwin definió una tasa o rapidez de liberación de energía [10], G , que es una medida de la energía disponible para un incremento en la longitud de la grieta expresada mediante:

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (2.1)$$

Donde a es el tamaño de grieta, E el módulo de Young y σ es el esfuerzo aplicado o remoto. También propuso que la tasa de liberación de energía en un cuerpo agrietado alcanza un valor crítico que debe igualar a la energía consumida en la propagación, indicado por R y es llamada la resistencia al agrietamiento, para que la grieta se propague de manera espontánea y a una velocidad tal que fuera imposible detenerla, es decir,

$$G_c = \frac{dW_s}{dA} = 2\gamma = R \quad (2.2)$$

Donde G_c es la tasa crítica de liberación de energía, γ la energía superficial, W_s es el trabajo requerido para crear nuevas superficies, A es el área de la grieta. El criterio de energía se puede representar gráficamente en la forma en que muestra la figura 2.1. Como la resistencia al crecimiento de grieta, R , es independiente del tamaño de grieta se representa por una línea recta $R = 2\gamma$.

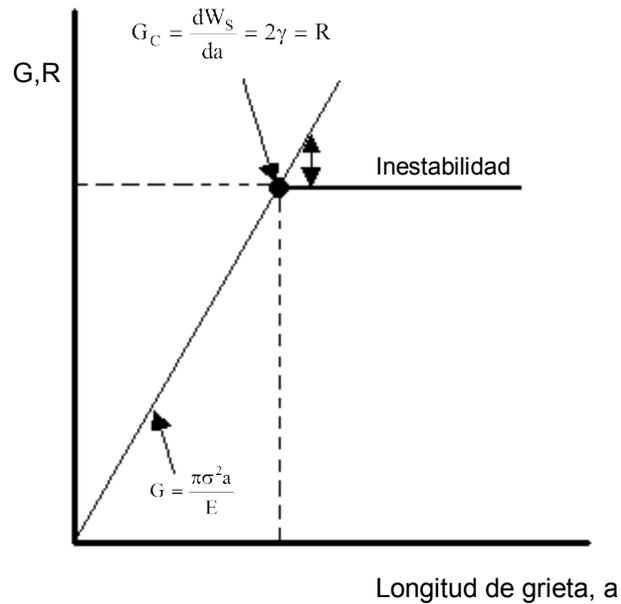


Figura 2.1 Diagrama esquemático del criterio energético de fractura

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

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (2.3)$$

Irwin observó que para una posición dada (r, θ) la magnitud del esfuerzo depende del término

$$\sigma\sqrt{\pi a}$$

El cual lo definió como:

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.4)$$

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

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (2.5)$$

Entonces cuando $G=R$, K alcanza un valor crítico K_C , que es una propiedad del material, al valor de K_C se le llama tenacidad a la fractura. Generalmente, el factor K es acompañado por un subíndice I, II o III, que representa los tres tipos de carga que un material agrietado puede experimentar, que son: de tensión, cortante (deslizamiento de corte) y torsor (corte cizallante) respectivamente, ver figura 2.2.

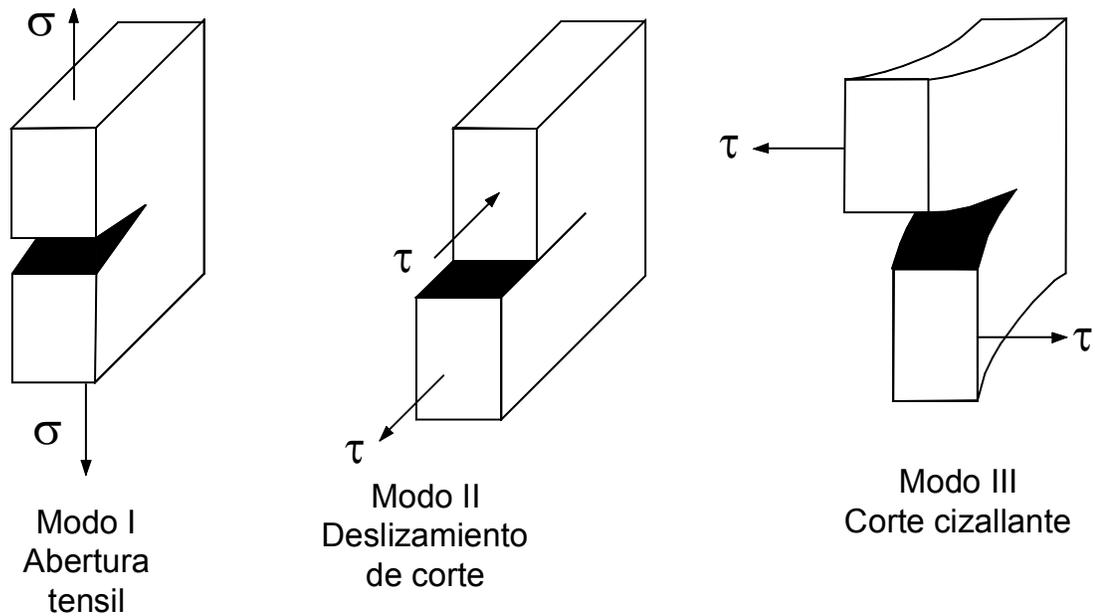


Figura 2.2. Modos de carga en un material agrietado

Este resultado es de gran importancia para la aplicación práctica de la mecánica de fractura, pues, habiendo establecido la ecuación (2.4) se puede determinar la resistencia estática de un componente estructural agrietado (resistencia residual), la longitud de grieta crítica y la rapidez de crecimiento por fatiga. La idea básica de esta aproximación consiste en suponer que el crecimiento de grieta es determinado por el campo de esfuerzos en la punta de una grieta y que es representado por K , figura 2.3. Por lo tanto el método para aplicar la mecánica de fractura para cuantificar los efectos de las grietas sobre componentes estructurales consiste en determinar los valores de K y K_C , a partir de estos determinar el esfuerzo mínimo de una pieza, el esfuerzo de diseño o de trabajo del material de la pieza y la vida o número de aplicaciones de la carga que pueda soportar la pieza.

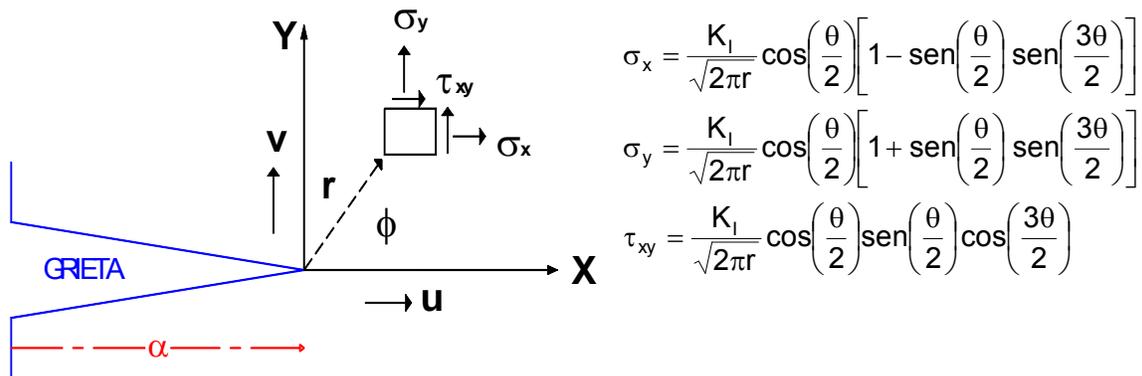


Figura 2.3. Campo de esfuerzos alrededor de la punta de grieta

2.1.1 Determinación del factor de intensidad de esfuerzos, K

Para poder utilizar la mecánica de fractura, frecuentemente encontramos que no existe un factor de intensidad de esfuerzos para una geometría del componente estructural y una forma particular de grieta. El recurso es utilizar un método para determinar el factor de intensidad de esfuerzos desconocido que depende de la disponibilidad de tiempo, la exactitud requerida, el costo de la utilización (una o varias veces), la simplicidad con que se pueda modelar la estructura real [11]. Existen varios métodos para conocer K, los cuales son clasificados de la siguiente forma:

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

Debido a su alcance y relativa simplicidad en su aplicación, el método más utilizado en la actualidad para determinar el factor de intensidad de esfuerzos es el de elementos finitos. El factor K se determina mediante el conocimiento de los desplazamientos, que son las incógnitas que el análisis resuelve numéricamente y, combinando estos desplazamientos con las propiedades elásticas del material, se obtienen las deformaciones. La transmisibilidad de las fuerzas a través de los nodos permite determinar los esfuerzos con las ecuaciones de equilibrio. Como resultado final, se obtienen las distribuciones de desplazamientos, deformaciones y esfuerzos en el cuerpo. Por ejemplo, para el caso de modo I, el desplazamiento en la dirección perpendicular a la grieta es:

$$u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[\kappa + 1 - 2 \cos^2 \left(\frac{\theta}{2} \right) \right] \quad (2.6)$$

Resolviendo la ecuación (6) para un ángulo $\theta=180^\circ$ en la punta de la grieta o en un frente de grieta se obtiene.

$$u_y = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} [\kappa + 1] \quad (2.7)$$

μ es el módulo de corte

$\kappa = 3 - 4\nu$ deformación plana

$\kappa = \frac{3 - \nu}{1 + \nu}$ esfuerzo plano

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

$$\frac{u_y}{\sqrt{r}} = A + Br \quad (2.8)$$

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

$$\lim_{r \rightarrow 0} \frac{u_y}{\sqrt{r}} = A \quad (2.9)$$

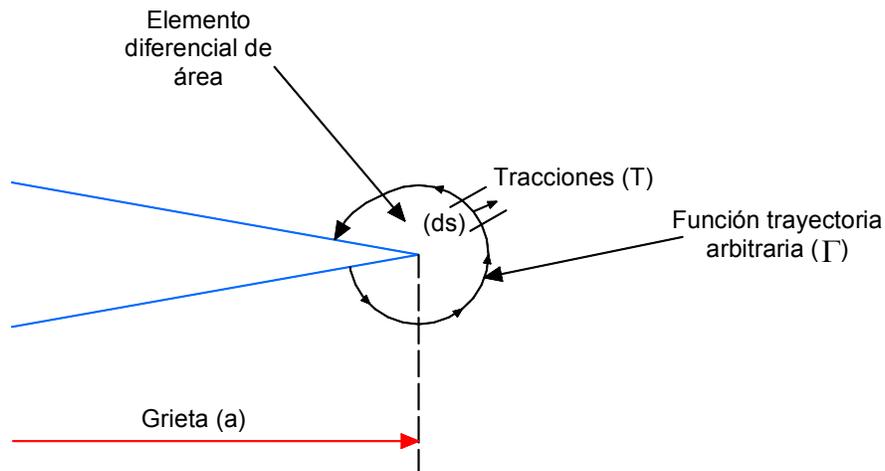
La constante A es calculada para varios desplazamientos y promediada, de manera que K es calculado por:

$$K_I = \frac{2\mu\sqrt{\pi}A}{1 + \kappa} \quad (2.10)$$

2.2 Mecánica de la fractura elastoplástica

2.2.1 Integral J

La integral J es un parámetro que caracteriza la fractura para materiales no lineales. Idealizando deformación elástico plástico como elástico no lineal, Rice cimentó las bases para extender la metodología de la mecánica de la fractura más allá de los límites de validez de la MFLE. Basa el concepto de la integral J en un balance de energía en el contorno de la punta de la grieta [9], figura 2.4.



Energía Disponible = Trabajo efectuado por las tracciones - Energía de deformación dentro de la trayectoria

Figura 2.4. Contorno alrededor de la punta de la grieta.

Este balance de energía se expresa de la siguiente manera:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) \quad (2.11)$$

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

$$W = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (2.12)$$

Definir de_{ij}

También J puede ser representada de la siguiente forma:

$$J = -\frac{\partial u}{\partial a} \quad (2.13)$$

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

$$J = G = \frac{K_I^2}{E} \text{ En esfuerzo plano} \quad (2.14)$$

$$J = G = \frac{K_I^2}{E(1-\nu^2)} \text{ En deformación plana} \quad (2.15)$$

2.2.2 Desplazamiento de la abertura de la grieta, CTOD

En el régimen dúctil el desplazamiento de la abertura de la grieta o apertura enfrente de fisura, CTOD (por sus siglas en inglés) o δ , es algunas veces utilizado para estimar la integridad de estructuras agrietadas, donde J y δ son equivalente, porque ha sido demostrado por estudios numéricos y analíticos que

$$J = m \sigma_f \delta \quad [2.16]$$

donde

m = depende del estado de esfuerzo

σ_f = esfuerzo de flujo

La ventaja de la aplicación del CTOD como criterio de fractura es que el concepto de abertura crítica no está limitado por condiciones de linealidad ni de plasticidad restringida, sino que puede extenderse a condiciones de plasticidad generalizada. De la misma manera, el $CTOD_C$ también puede ser aplicado en grietas cortas y materiales de alta tenacidad. La mecánica de fractura elástico-lineal es aplicable cuando la plasticidad en la punta de la grieta es pequeña. En materiales tenaces

donde una considerable zona plástica es creada delante de la grieta, Wells propuso que la extensión inestable de una grieta ocurría a un valor crítico del desplazamiento local cerca de la punta de la grieta, el desplazamiento de la abertura de la grieta (δ) se muestra en la figura 2.5. Se supone que el valor crítico es la misma en una estructura actual como en espécimen de espesor similar. El CTOD es una medida de esta zona plástica. Esta aproximación y la mecánica de fractura lineal elástica son muy similares cuando la zona plástica es pequeña.

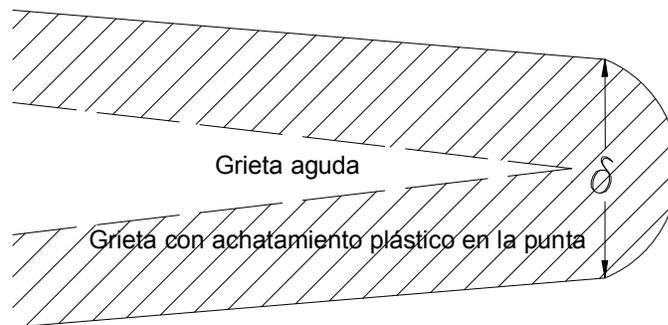


Figura 2.5 El desplazamiento de la abertura de la grieta en la punta de la grieta.

2.2.3 Evaluación de la tenacidad a la fractura

2.2.3.1 K_{IC}

Cuando un material se comporta de una forma lineal elástica antes de la falla, tal que la zona plástica alrededor de la punta de una grieta sea pequeña en comparación a las dimensiones del espécimen, un valor crítico del factor de intensidad de esfuerzos, K_{IC} , puede ser un parámetro apropiado de fractura. El procedimiento está delineado en la norma ASTM E-399 [12]. El procedimiento es cargar hasta la fractura una probeta normalizada preagrietada por fatiga a partir de una entalla. Durante la prueba se registra la carga y el desplazamiento de abertura de la entalla para determinar el K_{IC} si la prueba cumple con los requerimientos de validez de la norma. La norma permite cuatro geometrías que son: la compacta, la de flexión, la forma de arco y forma de disco, las dos primeras son las más utilizadas, ver la figura 2.6.

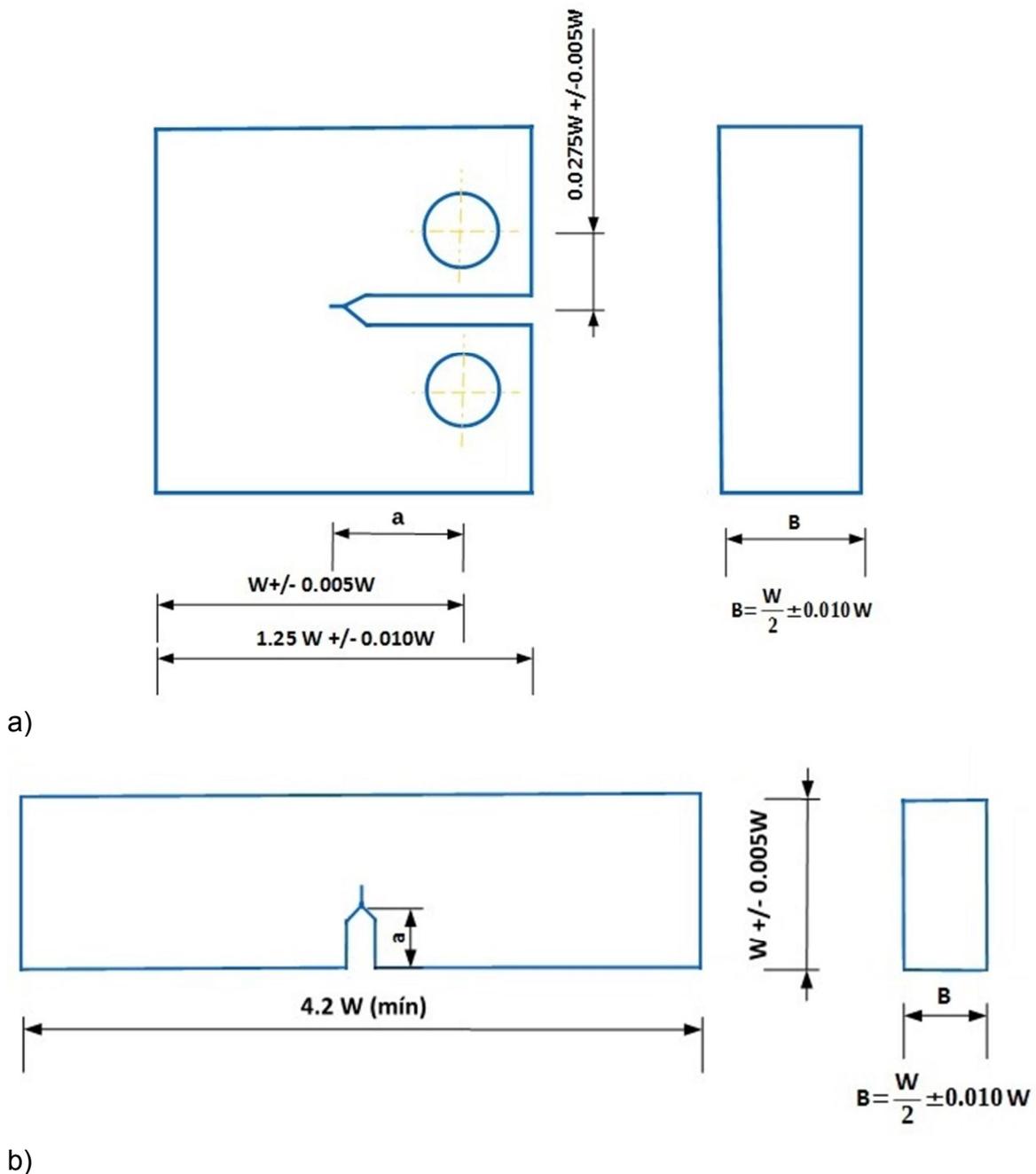


Figura 2.6 Geometría de las probetas para una prueba K_{IC} [12]:
(a) compacta de tensión, (b) flexión en 3 puntos.

Cuando una probeta es cargada hasta la falla, la carga y desplazamiento se registran. Tres tipos de curvas cargas desplazamiento se muestran en la figura 2.7 [10]. La carga crítica, P_Q es definida de diferentes formas, dependiendo del tipo de curva. Uno debe construir una línea secante del 5% (una línea que inicia a partir del origen con una pendiente del 95% de la pendiente original de la pendiente

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

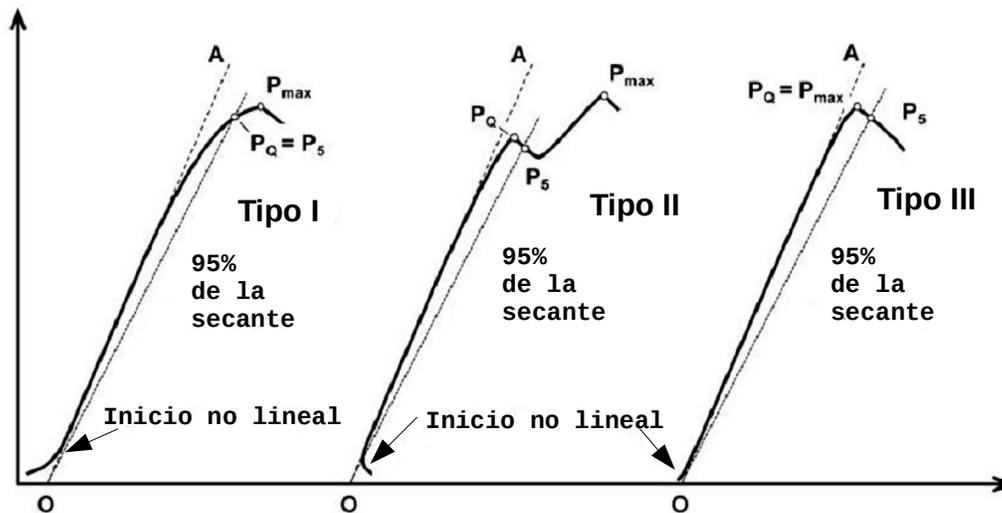


Figura 2.7 Tres tipos de comportamiento en una prueba K_{IC} [12].

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

$$K_Q = \frac{P_Q}{B\sqrt{W}} f(a/W) \quad (2.17)$$

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

$$0.45 \leq \frac{a}{W} \leq 0.55 \quad (2.18)$$

$$B, a \geq 2.5 \left(\frac{K_Q}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (2.19)$$

$$P_{\max} \leq 1.10P_Q \quad (2.20)$$

2.2.3.2 J_{IC}

Los procedimientos para realizar una prueba J_{IC} están dados en la norma ASTM E-813 [13]. De una manera análoga a la prueba K_{IC} se parte de una probeta preagrietada por fatiga a partir de una entalla, figura 2.8. Sin embargo, la forma de realizar la prueba es diferente, existen dos métodos; la de múltiples probetas y la de una sola probeta. Con el primer método, se maquinan una serie de probetas nominalmente idénticas y cada una de ellas son cargadas a diferentes valores para posteriormente descargarlas. Algo de crecimiento estable ocurrirá en la mayoría de las probetas. Este crecimiento estable será determinado por medio de un teñido térmico o agrietado por fatiga.

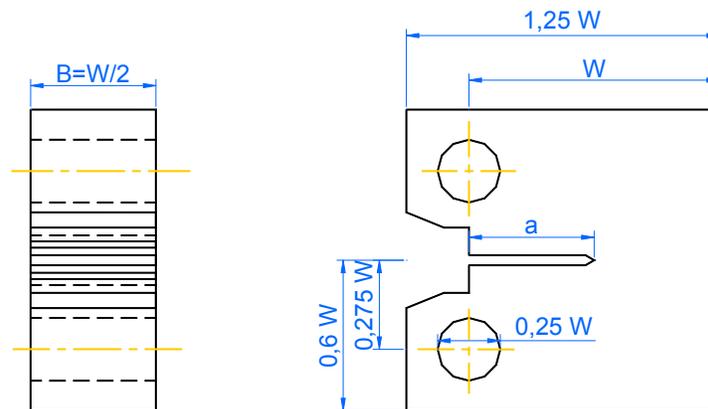


Figura 2.8 Geometría de la probeta compacta para una prueba J_{IC} [13].

El segundo método es el de la probeta única, que es la técnica de complianza o flexibilidad para medir la longitud de grieta. La complianza es uno de los métodos

para obtener una curva J-R o δ -R de una manera automática mediante la utilización de un software específico. Sin embargo, para poder utilizar el programa el conocimiento de la función complianza de la probeta seleccionada es requerido para estimar la longitud de la grieta, utilizando la pendiente de descarga de la curva carga versus desplazamiento de la abertura de la grieta [14,15], figura 2.9. En otras palabras, la función complianza es una expresión matemática que relaciona la longitud de grieta con el desplazamiento de la abertura de la probeta. Esta función se obtiene matemáticamente [16] o realizando pruebas de propagación de grietas por fatiga [17]. Existen expresiones para diferentes probetas, incluida las compactas de tensión [18] y probetas miniatura [19] de flexión en tres puntos.

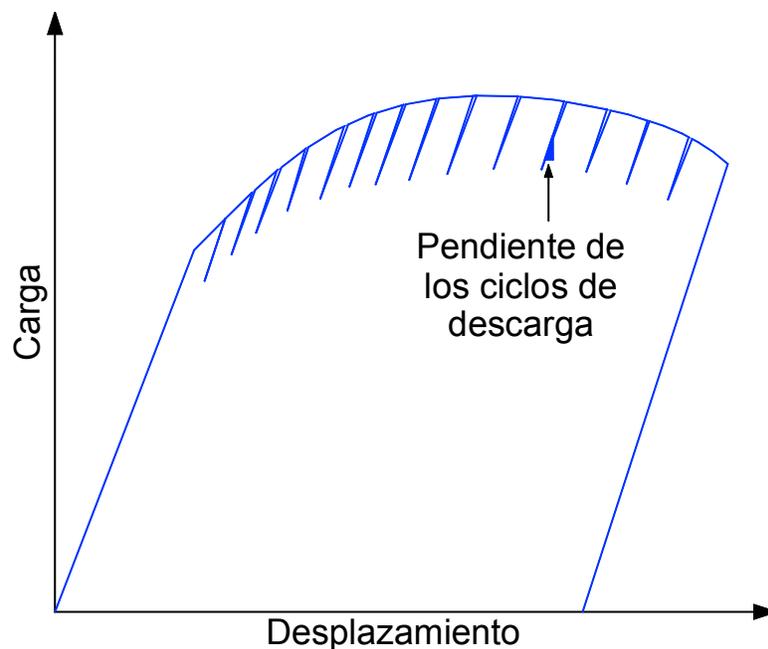


Figura 2.9 Método de la complianza de descarga para medir el crecimiento de la grieta [13].

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

$$J = J_{\text{elástica}} + J_{\text{plástica}} \quad (2.21)$$

Dónde:

$$J_{\text{elástica}} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} \quad (2.22)$$

$$J_{\text{plástica}} = \frac{2A}{B(W-a)} \quad (2.23)$$

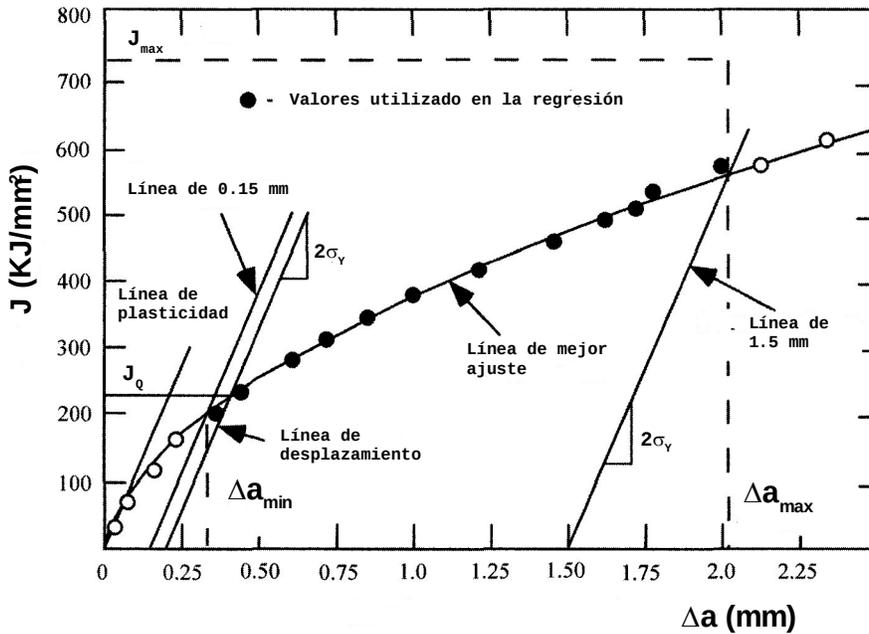


Figura 2.10 Determinación de J_Q a partir de una curva J-R [13].

El valor J_Q , que es un valor provisional de J_{IC} , puede ser determinado a partir de la figura 2.10. Las líneas de exclusión son dibujadas a valores de extensión de grieta (Δa) de 0.15 y 1.5 mm. Estas curvas tienen una pendiente de $2\sigma_y$, donde σ_y es el esfuerzo de flujo, definido como el promedio del de cedencia y resistencia última. La pendiente de la línea de exclusión corresponde aproximadamente a la componente de extensión de grieta que es debido al abombamiento de la grieta. Una línea horizontal de exclusión es definida como el valor máximo de J

$$J_{\text{max}} = \frac{b_0\sigma_y}{15} \quad (2.24)$$

Todos los datos que caen dentro de los límites de exclusión son determinados por una ley de potencia

$$J = C_1(\Delta a)^{C_2} \quad (2.25)$$

La J_Q es definida como la intersección entre la ecuación anterior y 0.2 mm de la línea de desplazamiento. $J_Q = J_{IC}$ si el requerimiento del tamaño es satisfecho;

$$B, b_0 \geq \frac{25J_Q}{\sigma_Y} \quad (2.26)$$

2.2.3.3 δ_{IC}

Las normas para determinar el desplazamiento de la abertura de la grieta son la BS-762 [20], ASTM E-1290 [21] y la ASTM E-1820 [22]. El desplazamiento de la abertura de la grieta en la punta de la grieta, δ , es obtenido a partir de las mediciones del desplazamiento de la abertura en la línea de carga o en la cara frontal del espécimen. Este desplazamiento es medido con un extensómetro. La gráfica que se obtiene es una curva de fuerza contra el desplazamiento de la abertura de la grieta, figura 2.11. En esta gráfica muestra los diferentes tipos de comportamiento que dependerá de las extensiones de la grieta. El valor de CTOD corresponderá a δ_C cuando la grieta se propaga inestablemente con poca o insignificante crecimiento estable de la grieta (curvas a y b); δ_U cuando la grieta se propaga inestablemente con una pequeña extensión previa de crecimiento estable de grieta (curvas c y d); δ_m cuando el comportamiento es totalmente plástico (curva e). Para calcular el CTOD es utilizada la siguiente expresión:

$$\delta_{(i)} = \left(\frac{K_{(i)}^2(1-\nu^2)}{2\sigma_{YS}E} + \frac{[r_p(W-a_0)]v_{pl(i)}}{[r_p(W-a_0)+a_0+z]} \right) \quad (2.27)$$

Dónde

a_0 = Longitud de grieta original

K = Factor de intensidad de esfuerzos

ν = Relación de Poisson

v_{pl} = Desplazamiento plástico en la abertura de la grieta

σ_{YS} = Punto de fluencia al 0.2%

z = Distancia del punto de medición donde se coloca el extensómetro a la línea de carga.

r_p = Factor de rotación plástica = $0.4(1+\alpha)$

$b_0 = (W-a_0)$

Dónde

$$\alpha = 2 \left[\left(\frac{a_0}{b_0} \right)^2 + \frac{a_0}{b_0} + \frac{1}{2} \right]^{\frac{1}{2}} - 2 \left(\frac{a_0}{b_0} + \frac{1}{2} \right) \quad (2.28)$$

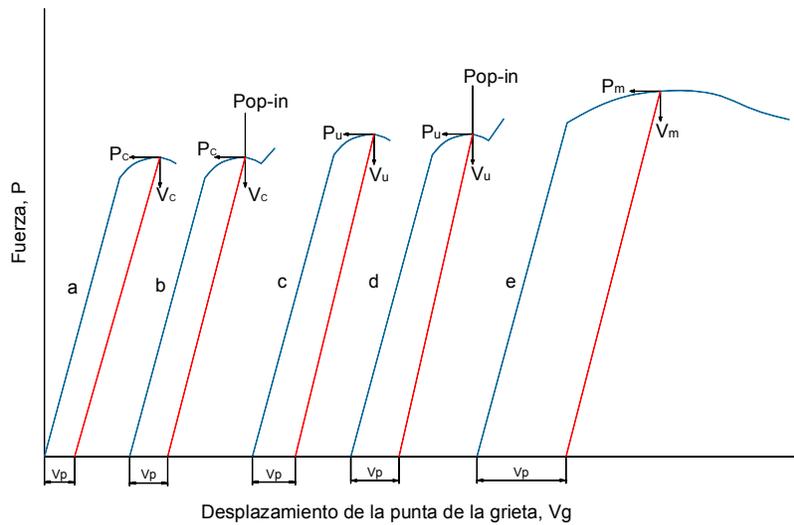


Figura 2.11 Diferentes tipos de comportamiento de fuerza contra el desplazamiento de la abertura de la grieta medida con el extensómetro [21].

La norma E-1820 [22] utiliza un procedimiento muy parecido a la norma E-813 [13] para determinar J_{IC} , es decir, el método de múltiple probetas y el método de probeta única. En el último método se obtiene una curva de resistencia a partir de ciclos de carga y descarga. La curva de resistencia, figura 2.12, o la curva δ -R es muy parecida a la de la figura 2.10, pero en vez de ser el parámetro J debe ser δ .

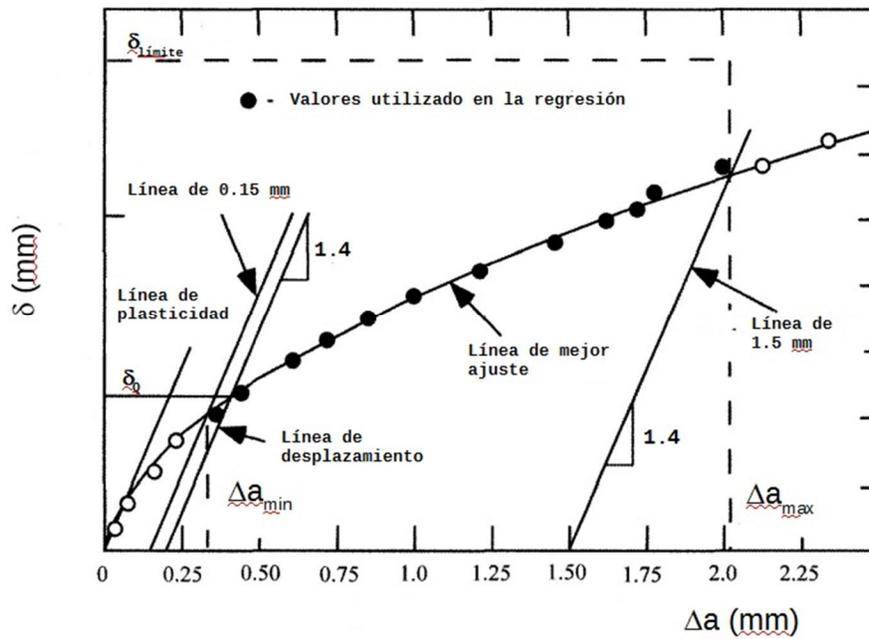


Figura 2.12. Determinación de δ_0 a partir de una curva δ -R [22].

Los tres parámetros de mecánica de fractura descritos anteriormente, se relacionan tal como muestra la figura 2.13.

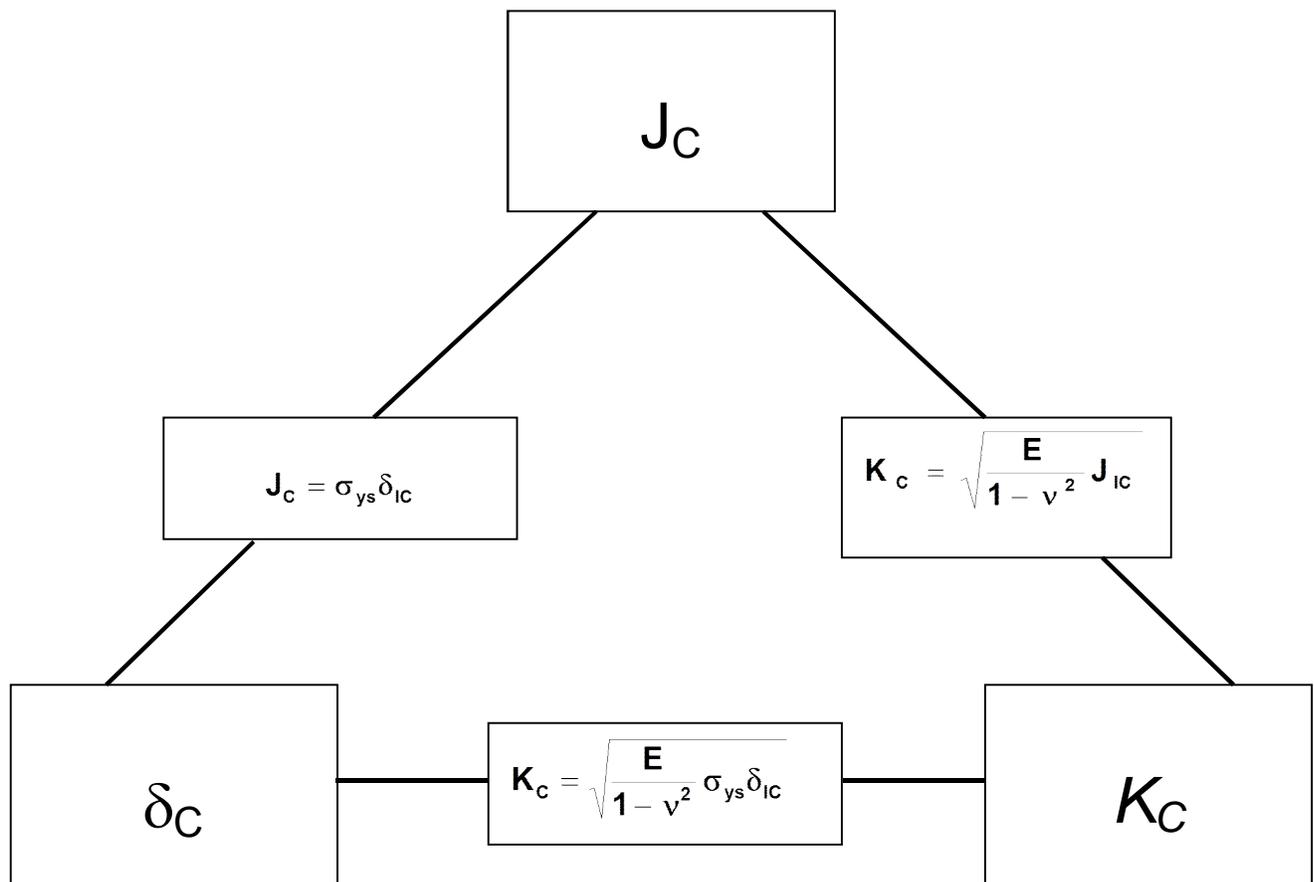


Figura 2.13 Relaciones entre los tres parámetros de la mecánica de fractura

2.3 Factores que afectan la tenacidad a la fractura.

Los factores que permiten modificar la tenacidad a la fractura son: espesor, ancho, tamaño, temperatura, microestructura y tratamiento termomecánico. Los tres primeros tienen una influencia sobre la tenacidad a la fractura porque alteran el estado de esfuerzos que se presenta en la punta de una grieta de un espécimen, es decir, los procesos de fractura son controlados por los esfuerzos y deformaciones en la punta de la grieta y los estados de esfuerzos triaxiales cercanos a la punta de la grieta del espécimen, figura 2.14. Además, de que por lo general son los parámetros requeridos para dimensionar o diseñar una probeta. Los tres últimos son importantes porque dependiendo de las propiedades mecánicas, obtenidas principalmente de la prueba de tensión, se puede inferir el comportamiento del material y por consiguiente la selección del método de prueba para determinar la tenacidad a la fractura, si consideramos que es una propiedad del material cuando es independiente del tamaño, geometría y nivel de carga para una microestructura y tratamiento termomecánico dado.

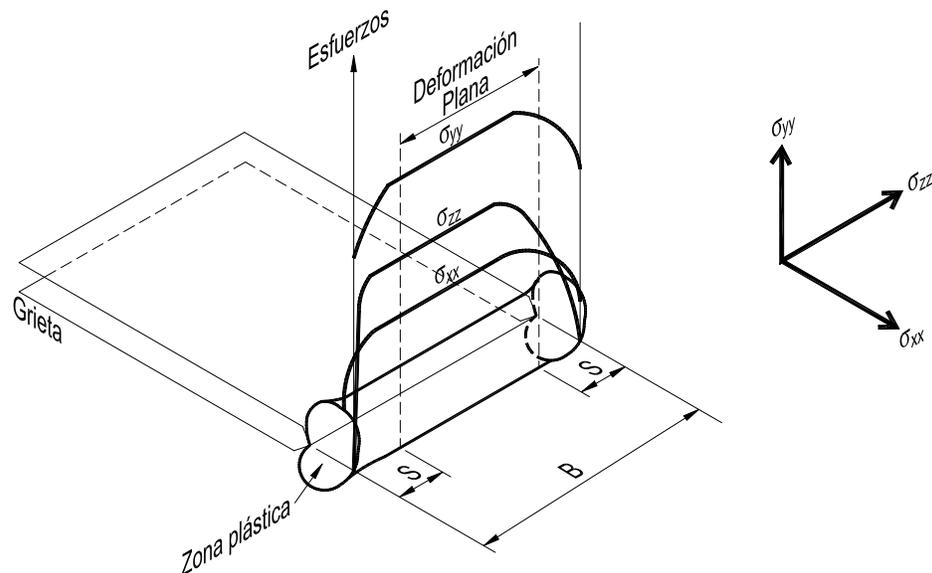


Figura 2.14 Representación esquemática de la variación de los esfuerzos principales a través del espesor de una probeta

2.3.1 Efecto del espesor, ancho y tamaño de la probeta

El estado de esfuerzo en la punta de la grieta es afectada por el espesor y ancho del espécimen utilizado para obtener la tenacidad a la fractura. Cuando el tamaño de la zona plástica en la punta de la grieta es pequeño, se induce un estado triaxial de esfuerzos alto debido a la contracción del espesor, en el caso estudiado, el espesor es grande y suponemos que el estado de esfuerzo en la punta de la grieta se acerca al estado de deformación plana y por lo tanto la tenacidad a la fractura es independiente del tamaño y geometría del espécimen. Al parecer, cuando el ancho del espécimen normalizado o estándar es incrementado, se tiene el mismo efecto que espesores grandes, es decir, que el tamaño de la zona plástica disminuye cuando incrementa el ancho [23,24]. En materiales elásticos plásticos el comportamiento observado difiere dependiendo del método de prueba seleccionado (curva J-R o curva δ -R), esta influencia se manifiesta en los valores de tenacidad a la fractura y en la pendiente de las curvas, lo que representa la resistencia al crecimiento de la grieta [25]. Para la curva J-R, el valor de J_{IC} y la pendiente de la curva se incrementan cuando el espesor del espécimen estándar disminuye. En la curva δ -R el espesor no tiene una influencia significativa en la tenacidad a la fractura (δ_{IC}), pero incrementa la pendiente de esta curva. El ancho del espécimen no tiene un efecto significativo sobre la curva J-R. En la curva δ -R se da el efecto del ancho del espécimen, pues a medida que incrementa el ancho, el valor de la tenacidad a la fractura (δ_{IC}) y la pendiente de la curva δ -R también aumentan [26].

Otro parámetro que permite modificar el estado de esfuerzos en la punta de la grieta es la disminución del tamaño de espécimen con respecto al tamaño estándar. En materiales que tienen un comportamiento elástico, la influencia del tamaño de probeta sobre la tenacidad a la fractura no es significativa, siempre y cuando, se mantenga el estado de deformación plana y cumplan con el criterio del espesor de la norma ASTM399. En materiales elásticos plásticos los investigadores han reportado que no es significativo el efecto del tamaño del espécimen sobre la tenacidad a la fractura, pero si sobre la pendiente de la curva JR [27], aunque estos efectos parecen contradictorios, pues, algunos investigadores han reportado que la pendiente se incrementa cuando disminuye el tamaño del espécimen, otros estudios reportan un efecto contrario [28]. La tendencia general es que hay un incremento de la pendiente de la curva JR cuando disminuye el tamaño del espécimen [29,30,31].

2.3.3 Efecto de la temperatura

La temperatura tiene un efecto sobre las propiedades del material y, por lo tanto, un efecto sobre la tenacidad a la fractura. Sin embargo, se debe señalar que conocer únicamente el efecto de la temperatura es difícil o casi imposible porque los otros parámetros también se afectan cuando cambia la temperatura. Un

ejemplo es considerar el efecto del espesor. El material de una placa relativamente delgada puede mostrar un comportamiento de alta tenacidad y esfuerzo plano en la punta de la grieta a temperatura ambiente. A bajas temperaturas el mismo material tendrá un esfuerzo de fluencia bastante alto, lo que da como resultado que la zona plástica en la punta de la grieta sea pequeña y, por lo tanto, la placa mostrará un comportamiento transitorio e incluso de deformación plana. Además del efecto intrínseco de la temperatura sobre la tenacidad, hay un efecto indirecto, debido a la dependencia del esfuerzo de fluencia con la temperatura [32].

2.3.4 Efecto del conformado mecánico

Es frecuente encontrar que las propiedades mecánicas de productos metálicos trabajados, no sean las mismas en todas las direcciones. La variación de las propiedades mecánicas con respecto a la orientación se llama anisotropía. Los metales presentan dos tipos de anisotropía: textura de deformación o anisotropía cristalográfica y textura mecánica, la primera resulta de la orientación preferente del grano debido a una deformación plástica severa, la segunda, a la alineación preferente de discontinuidades, tales como inclusiones, huecos, segregaciones y partículas de segunda fase en la dirección principal del trabajado mecánico. La dirección principal del trabajado se define como la dirección longitudinal, esto es, el eje más largo de una barra o la dirección de laminado en una lámina o placa. Las otras dos direcciones deben ser consideradas; la dirección transversal y la dirección corta. La dirección transversal es perpendicular a las direcciones longitudinal y corta, la dirección corta es la dimensión mínima del producto, que es el espesor, ver figura 2.15. Se ha encontrado que la resistencia a la fractura de un componente forjado puede ser mejorada considerablemente cuando las líneas de flujo por el forjado son orientadas paralelas a la trayectoria del esfuerzo mayor y normal a la trayectoria de una grieta potencial. En general, la tenacidad a la fractura es mayor en la dirección longitudinal, intermedia en la dirección transversal y menor en la dirección corta [33, 34].

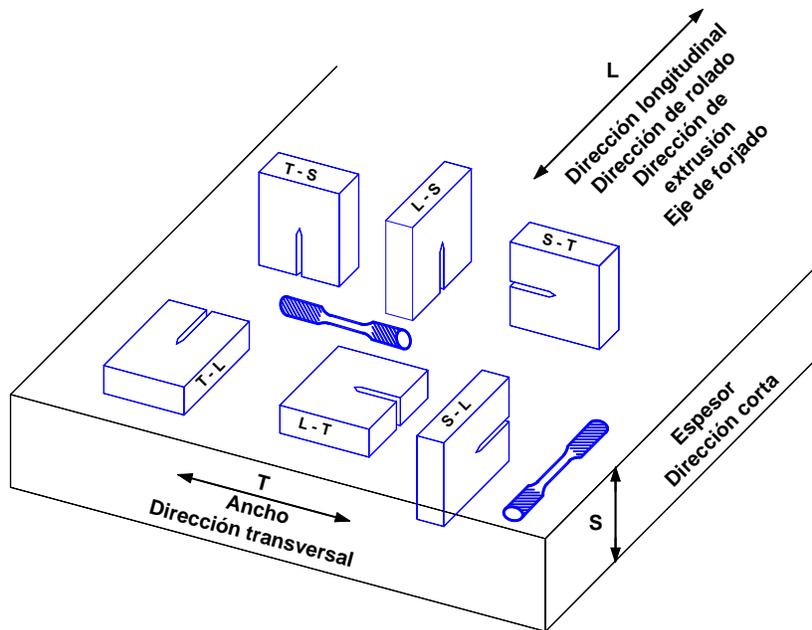


Figura 2.15 Código de orientación del plano de la grieta.

2.4 Análisis de entallas y Teoría de las Distancias Críticas (TDC)

2.4.1 Aproximación global

La aproximación global en el análisis de entalla o concentradores de esfuerzos utiliza la aproximación del campo de esfuerzos globales con base en el factor de intensidad de esfuerzos para describir la fractura, K o J , y su relación entre las entallas de radio finito y las fisuras de radio, aproximadamente, cero. La relación entre una entalla y una fisura se representa mediante la siguiente expresión [35]:

$$K_{\rho} = \lim_{\rho \rightarrow 0} \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sigma_{\max} \sqrt{\rho} \quad (2.30)$$

Donde ρ es el radio de la entalla y σ_{\max} son los esfuerzos locales en la punta o fondo de la entalla. K_{ρ} es el factor de intensidad de esfuerzos de entalla. Se debe de notar que el σ_{\max} es una función de ρ y frecuentemente escrita como $k_t \sigma_{nom}$, k_t es el factor de concentración de esfuerzos y σ_{nom} es el esfuerzo nominal en el cuello de la entalla. Este resultado da una conexión entre la mecánica de la entalla y la mecánica de una grieta.

La tenacidad a la fractura aparente se obtiene a partir de especímenes entallados y es el factor de intensidad de esfuerzos críticos calculado considerando que la entalla será una fisura. La tenacidad aparente a fractura no es una propiedad del material porque depende del tamaño del radio de la entalla utilizada. Lo de aparente es empleado para distinguir la tenacidad a la fractura dependiente de la entalla de la tenacidad a la fractura obtenida mediante grietas. La figura 2.16, muestra la comparación entre especímenes con entalla y especímenes fisurados de un acero H11 con una resistencia a la fluencia de 1600 MPa. Se observa en la figura que a cierto valor de la raíz cuadrada del radio, la tenacidad a la fractura aparente se aproxima a un valor constante. Irwin identificó un valor límite del radio crítico, ρ_c , de 0.0063 mm, este valor es casi igual al valor de la tenacidad a la fractura obtenido de los especímenes agrietados. Arriba del límite del radio crítico, la gráfica de K_{ρ} versus $(\rho)^{1/2}$ es lineal.

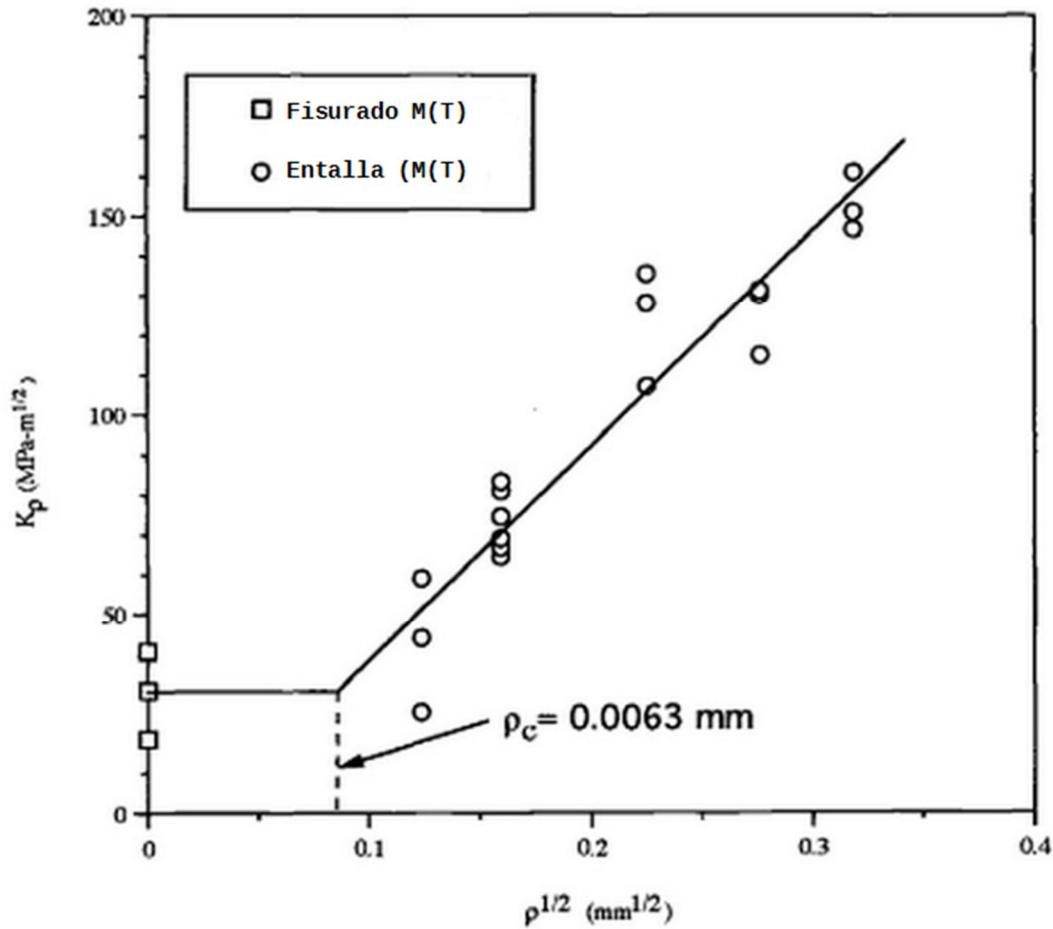


Figura 2.16 Raíz del radio de la entalla versus tenacidad a la fractura aparente para un acero H 11 [35].

2.4.2 Aproximación local de la fractura

En el marco de la aproximación local se ha desarrollado la Teoría de las Distancias Críticas, que permite predecir el comportamiento a la fractura de un material entallado asumiendo, por ejemplo, que la rotura del material ocurrirá cuando el campo de esfuerzos evaluado a una determinada distancia crítica alcanza un cierto valor. Es decir, para la aplicación de esta teoría, requerimos del conocimiento de la distribución de los esfuerzos en la entalla y la distancia crítica (L), la cual se define como[36]:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_c}{\sigma_0} \right) \quad (2.31)$$

Donde K_c es el factor de intensidad de esfuerzos crítico, y el esfuerzo σ_0 , que caracteriza la resistencia del material, el esfuerzo inherente.

Existen varios métodos para determinar la distancia crítica [36]:

2.4.2.1 Método del Punto (Point Method, PM)

Es el método más simple de la teoría de las distancias crítica puesto que establece que la falla del material ocurrirá cuando los esfuerzos a una distancia de $L/2$ a partir de la raíz de la entalla sea igual al σ_0 :

$$\sigma\left(\frac{L}{2}\right) = \sigma_0 \quad (2.32)$$

Donde σ_0 representa el esfuerzo o resistencia inherente del material.

En ciertos problemas (fractura de cerámicos y compuestos, fatiga de metales) $\sigma_0 = \sigma_U$, mientras en otros casos (fractura de polímeros y metales) el valor de σ_0 es más alto, aunque todavía constante.

2.4.2.2 Método de la línea (Line Method, LM)

Es análogo al método del punto, pero en este caso asume que la rotura se produce cuando la tensión media a lo largo de una determinada distancia, definida como d , es igual a la resistencia inherente del material. Se puede demostrar teóricamente que es igual a $2L$, por lo que es descrito el criterio de LM como:

$$\frac{1}{d} = \int_0^d \sigma(r) dr = \sigma_0 \quad (2.33)$$

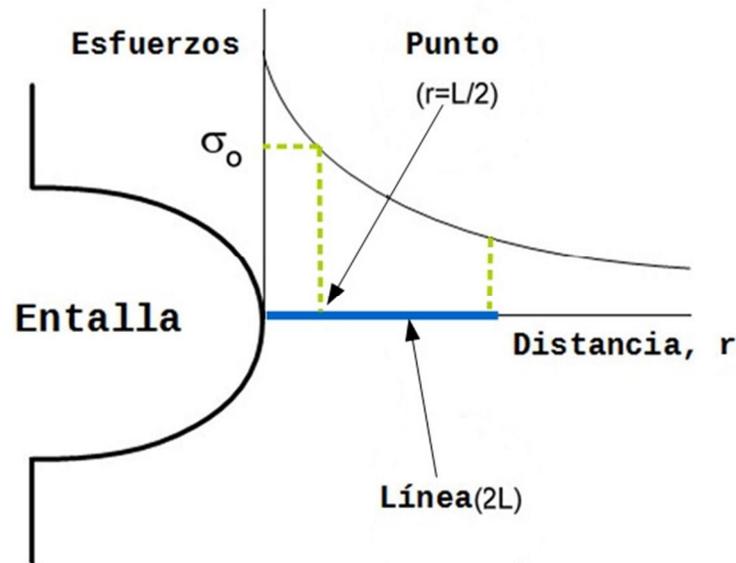


Figure 2.17 Esquema del método del punto y línea [36].

2.4.2.3 Método de la grieta imaginaria (Imaginary Crack Method, ICM)

Es una aproximación de la mecánica de la fractura. Asume que existe una grieta en la raíz de la entalla: se predice que la falla ocurre cuando esta grieta alcanza el factor de intensidad de esfuerzos crítico K_C . Algunos investigadores proponen que esta grieta tiene una existencia real, pero este argumento crea una ambigüedad teórica. La longitud de esta grieta es igual a L (aunque es posible requerir correcciones en la forma de la grieta) por lo que se asume que la grieta es imaginaria. Este método da predicciones idénticas al método LM para el caso de una grieta pasante central en un cuerpo grande; las predicciones para otras geometrías de grieta, entallas son muy similares.

2.4.2.4 Método de la mecánica de la fractura finita (Finite Fracture Mechanics, FFM).

En este método la condición para que aparezca la falla se obtiene utilizando el balance de energía de Griffith, pero asumiendo una cantidad finita de extensión de grieta. El criterio de falla se expresa como:

$$\int_0^{2L} K^2 da = K_C^2 \cdot 2L \quad (2.34)$$

Resulta que el valor apropiado para la extensión de la grieta es $2L$. De nuevo, es posible necesitar la corrección de la forma de la grieta. Las predicciones de esta

proximación son idénticas al LM para el caso de una grieta aguda y similares si se trata de entallas.

2.4.3 Relación entre la TDC y MFLE

Para hacer una relación entre la TDC y la MFLE [36], se considera el caso particular de una entalla con un radio igual a cero, $\rho = 0$, que representa una grieta aguda]. En la fractura frágil aparecerá cuando el factor de intensidad de esfuerzo sea igual al valor de la tenacidad a la fractura, K_c . Debido a que la tenacidad a la fractura es una propiedad del material, se deduce que debe haber una relación entre K_c y las constantes utilizadas en el método del punto. Esta relación es obtenida a partir del método del Punto y el campo de esfuerzos proporcionando por la MFLE:

$$\sigma_f = \frac{K}{\sqrt{\pi a_0}} \quad (2.35)$$

Donde σ_f es el esfuerzo a la fractura y a es la longitud de grieta.

Si tenemos en cuenta que en la rotura $K = K_c$

$$\sigma(r) = \sigma_0 \sqrt{\frac{a}{2r_0}} \quad (2.36)$$

La expresión anterior es válida para $r \ll a$, lo significa que a debe ser más grande que la distancia crítica, L . De (2.35) resulta:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_c}{\sigma_0} \right)^2 \quad (2.37)$$

Esta ecuación relaciona la tenacidad a la fractura con las constantes de la TDC. Debemos tomar en cuenta que las expresiones (1) y (2) son válidas para una grieta central pasante de una placa de dimensiones infinita, por lo que para otras grietas hay que considerar el factor geométrico, F . Una expresión análoga puede ser deducida para fatiga:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{TH}}{\Delta\sigma_0} \right)^2 \quad (2.38)$$

2.5 Diagramas de evaluación de falla

En 1976 fueron desarrollados los diagramas de evaluación de falla con base en el modelo de la cinta de fluencia; el cual fue incorporado dentro del procedimiento de evaluación de defectos por la Industria Eléctrica Británica. Este procedimiento se convirtió en el conocido método R6, que ha tenido revisiones subsecuentes. La versión más reciente no utiliza el método de la cinta de fluencia para determinar la línea de evaluación de falla y ofrece una selección desde la más simple expresión a las más rigurosas expresiones basada en la integral J.

Existen varios procedimientos de evaluación de integridad estructural similares al método R6 [37], FITNET FFS (por sus siglas en inglés, European Fitnet-for-service Network) [38], BS7910 [39] y API 579[40]. Todos incluyen varios tipos de defectos y daño, incluyendo grietas, fractura, corrosión, termofluencia (CREEP), esfuerzos residuales, crecimiento de grietas por fatiga, esfuerzos residuales y desalineación en soldaduras.

Para un componente estructural dado que contenga una grieta (por ejemplo, vigas, placas, tubería, etc.), los diagramas de evaluación de falla es una metodología que permite evaluar simultáneamente los procesos de fractura y colapso plástico mediante la utilización de dos parámetros normalizados, K_r y L_r , cuyas expresiones respectivas vemos en las ecuaciones 2.39 y 2.40, en aquellas circunstancias con cargas primarias únicamente [8, 27,37-40], por ejemplo:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} \quad (2.39)$$

$$L_r = \frac{P}{P_L} \quad (2.40)$$

P es la carga aplicada, P_L es la carga de colapso plástico, K_I es el factor de intensidad de esfuerzos y K_{mat} es la resistencia a la fractura obtenida a partir del factor de intensidad de esfuerzos (por ejemplo, K_{IC} , K_{JC} , K_{JIC} , etc). L_r puede también ser expresado como en la ecuación 2.41., que es equivalente a la ecuación 2.40 [39].

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_Y} \quad (2.41)$$

σ_{ref} es el esfuerzo de referencia [38,39] y σ_Y es la resistencia a la cedencia (esfuerzo de cedencia o resistencia de prueba).

L_r evalúa la situación estructural del componente contra el colapso plástico y K_r , el componente contra la fractura, la valoración del componente es representado por un punto coordinado (K_r , L_r). Una vez que el punto de estimación se define a

través de estas coordenadas, se necesita definir la condición límite del componente (por ejemplo, lo que conduce a la falla final). Para este caso, se define la línea de evaluación de falla (FAL), por lo que si el punto de evaluación es localizado entre la FAL y los ejes coordenados, el componente puede operar de manera segura; si el punto se localiza arriba de la FAL el componente operará de manera insegura. La situación crítica (condición de falla) es que el punto de evaluación se encuentre exactamente sobre la FAL. La figura 2.18 muestra un ejemplo con las tres posibles condiciones cuando un análisis inicial de fractura es realizado.

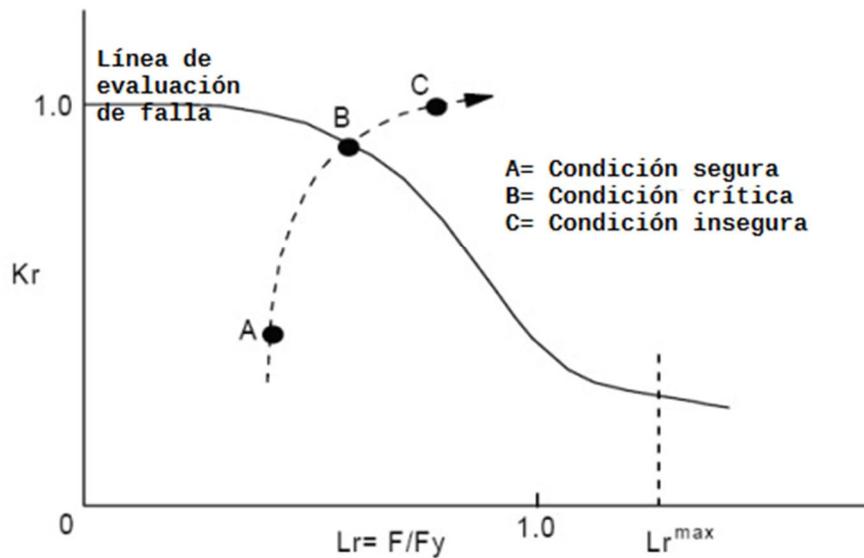


Figura 2.18 Diagrama de análisis de fractura, que indica las tres posibles situaciones: A, Segura, B Condición crítica y C, Insegura [7].

De cualquier forma, la FAL es expresada como una función de L_r :

$$K_r = f(L_r) \quad (2.42)$$

Desde un punto de vista ingenieril, y considerando que en un inicio el FAD se basaba en el modelo de la cinta de fluencia, la función $f(L_r)$ es una corrección plástica a la evaluación de la fractura elástica lineal ($K_I = K_{mat}$) cuya solución analítica es:

$$f(L_r) = \sqrt{\frac{J_e}{J}} \quad (2.43)$$

J es la integral J aplicada y J_e es el componente elástico correspondiente de J

$$J_e = \frac{K_I^e}{E'} \quad (2.44)$$

E' es el módulo de Young en condiciones de esfuerzo plano y $E(1-\nu^2)$ en condiciones de deformación plana (ν es la relación de Poisson).

Combinando las ecuaciones (1) (4), (5) y (6) se demuestra que la metodología FAD proporciona un análisis elástico plástico.

$$J = J_{mat} \quad (2.45)$$

J_{mat} es la tenacidad a la fractura del material en condiciones elástico plástica, la cual se extiende desde la condición elástico lineal pura a situaciones con fenómeno de plasticidad. En ese sentido, el análisis se limita por punto de corte, el cual corresponde al nivel de carga que causa colapso plástico del componente analizado. El punto de corte es definido como el valor máximo de L_r (ver L_{rmax} en la figura 2.18)

$$K_r = \left(\frac{E\varepsilon_r}{\sigma_r} + \frac{L_r^2 \sigma_Y}{2 \left(\frac{E\varepsilon_r}{\sigma_r} \right)} \right)^{-0.5} \quad \text{cuando } L_r \leq L_{rmax} \quad (2.46)$$

$K_r=0$ cuando $L_r > L_{rmax}$

$$L_{rmax} = 0.5 \left(1 + \frac{\sigma_U}{\sigma_Y} \right) \quad (2.47)$$

2.5.2.1 Procedimiento BS7910

Actualmente, el procedimiento BS7910 [39,41] incorpora tres niveles de análisis del FAD, la selección del nivel depende del tipo de material, la disponibilidad de los datos y el conservadurismo requerido. Los tres niveles son los siguientes:

- a) Nivel 1 es un método de evaluación simplificado que se aplica cuando la información en las propiedades del material es limitado.
- b) Nivel 2 es la ruta normal de evaluación para los casos donde las mediciones de un único valor de tenacidad a la fractura (K_{IC} , J_{mat} , δ_{mat}) son disponibles. En el nivel 2 el modelo de la cinta de fluencia fue sustituido por

el nivel 2a y 2b; la selección entre uno u otro depende de los datos disponibles de la curva esfuerzo deformación del material donde el defecto es ubicado. El nivel 2a del FAD se utiliza para materiales soldados donde las curvas esfuerzo deformación no son conocidas completamente (tan solo el esfuerzo de cedencia y el esfuerzo de rotura); el nivel 2b debería ser utilizado cuando fuera posible, y necesita conocer completamente la curva esfuerzo-deformación. La razón del esfuerzo de referencia a la resistencia de fluencia es utilizada en vez de S_r (razón del esfuerzo de referencia al esfuerzo de flujo) para la predicción del colapso plástico en el nivel 2.

- c) Nivel 3 es apropiado para materiales dúctiles y disponibilidad de los análisis de resistencia al desgarramiento.

La figura 2.19 muestra la comparación de los FADs al nivel 1, 2A y 2B para un acero estructural. Veamos que el nivel 1 es graficado en términos de L_r más que S_r , para ser consistente con el nivel 2 del FAD; aunque los resultados del nivel 1 siempre se grafican en términos de S_r . De la gráfica puede verse como se incrementa las zonas seguras cuando se mueve del nivel 1 hasta nivel 2B pasando por 2a. Existe una superposición entre los niveles 1 y 2A, entre 2A y 2B. El procedimiento BS 7910 aconseja que si existe una discontinuidad en la fluencia (por ejemplo, una meseta de Lüder) entonces en el nivel 2a, la línea de estimación debe de cortar en $L_r=1.0$ o debe ser usado el nivel 2B. Esto evita la superposición de las líneas de evaluación de falla de los niveles 2A y 2B a altos valores de L_r en la región $1.0 < L_r < L_{rmax}$.

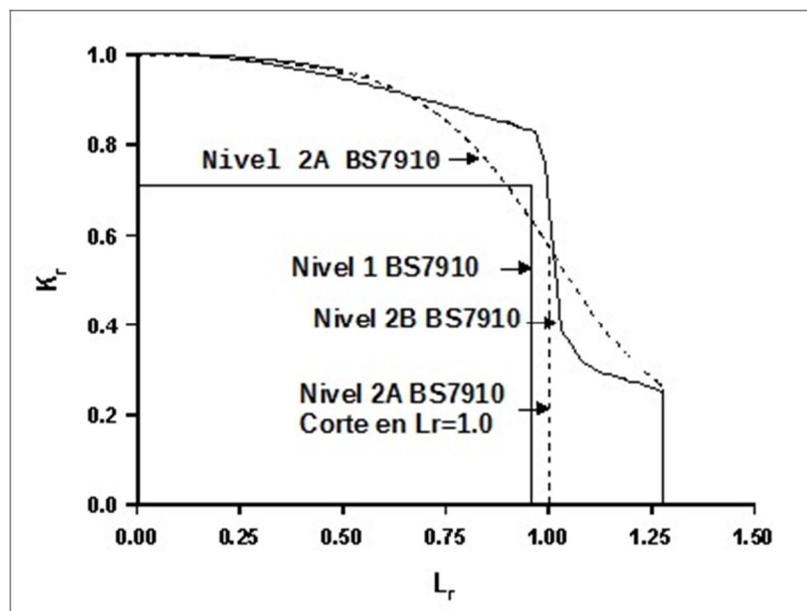


Figura 2.19 Comparación entre los niveles 1 y 2 del procedimiento BS7910 [39,41]

3 Desarrollo del estudio

3.1 Metodología

En la figura 3.1, se muestra el diagrama que describe la metodología utilizada en este trabajo.

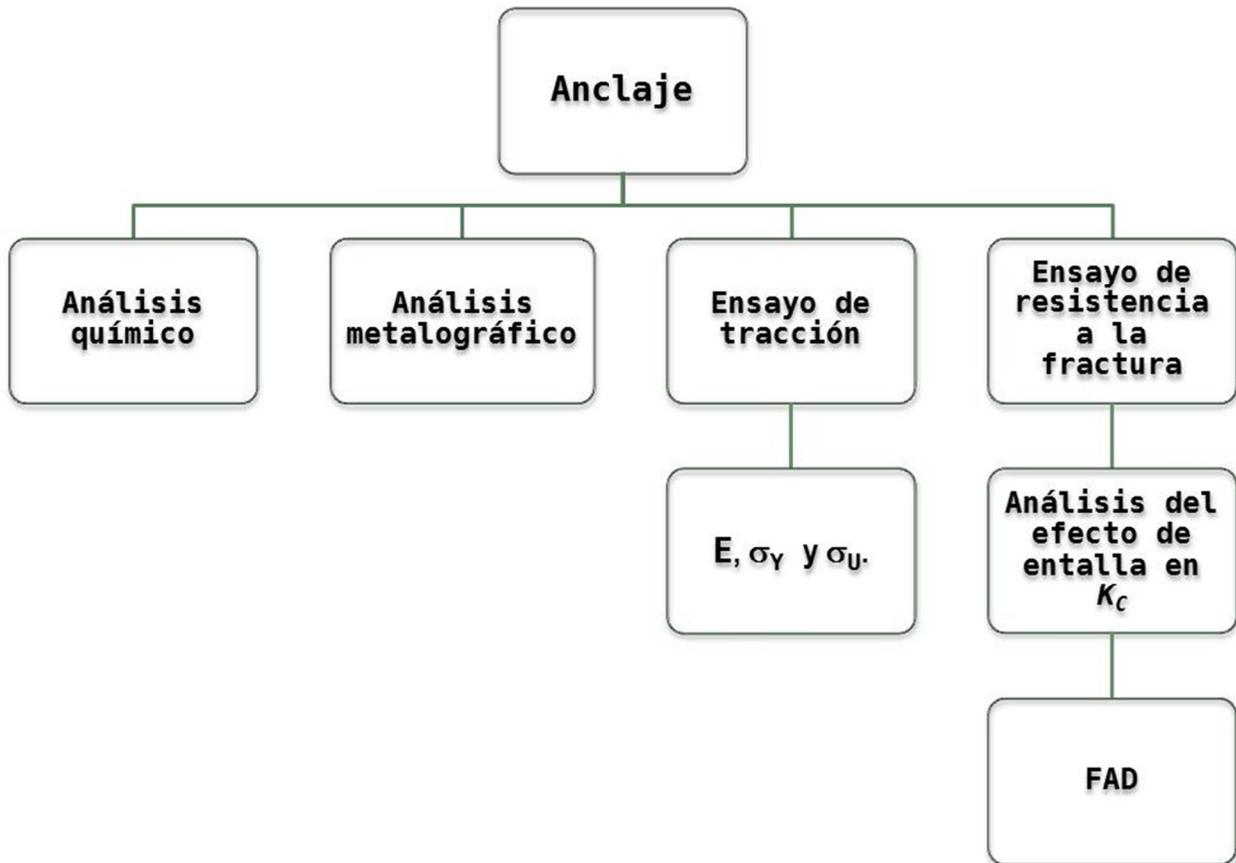


Figura 3.1 Diagrama de la metodología utilizada.

3.2 Metalografía y composición química

La preparación de la muestra consistió en montaje con baquelita para una mejor manipulación. Después fue pulida a espejo, utilizando lijas desde el número 120 hasta 2000, y alúmina de $1\mu\text{m}$ hasta $0,05\mu\text{m}$. Posteriormente, la muestra pulida fue atacada previamente con nital al 2% y después con reactivo de Marshall [42]. La observación fue realizada en un microscopio metalográfico de platina invertida. La captura de las fotomicrografías fue obtenida con una cámara digital con el objetivo 5X del microscopio.

3.3 Ensayos de tracción

Los ensayos de tracción fueron realizados de acuerdo con la norma ASTM E-8 [43] en una máquina servohidráulica de 100kN. La geometría de la probeta se muestra en la figura 3.2. Las pruebas fueron realizadas bajo control de carga a una velocidad de 0.108 kN/s.

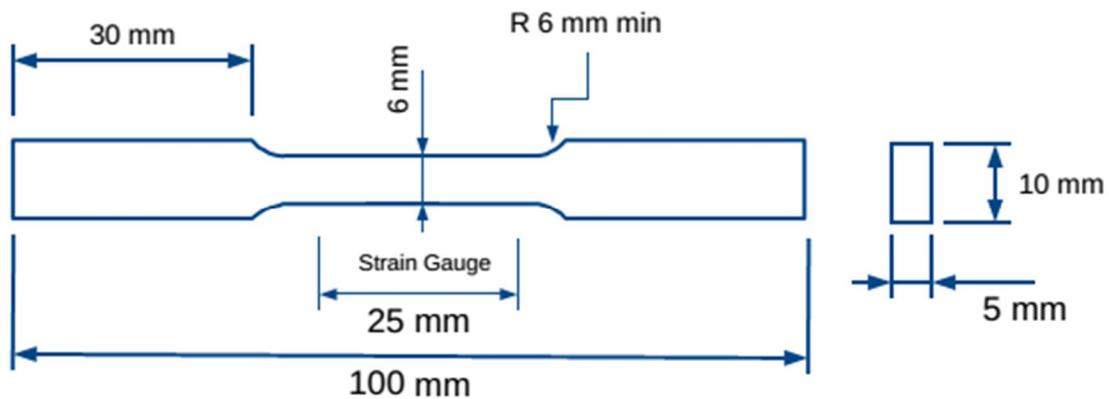


Figura 3.2 Geometría de la probeta de tracción.

3.4 Ensayos de resistencia a la fractura

Los ensayos se desarrollaron siguiendo la norma ASTM E-1820 [22]. La geometría de las probetas que se seleccionó fueron probetas de flexión en tres puntos (SE(B) por sus siglas en inglés), figura 3.3. Las dimensiones de las probetas fueron: espesor (B) de 15 mm, ancho de la probeta (W), 30 mm. Así, se dividieron un total de 30 probetas en lotes de 5, y en cada lote fueron mecanizados entallas con radios diferentes: 0, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0 y 2.5 mm. Se asumió un radio igual a cero a las probetas preagrietadas por fatiga hasta una longitud de grieta $a =$

0.50W. Para medir la longitud de grieta se utilizó el método visual, que consiste en dibujar una línea a partir de la entalla y verificar, mediante microscopía óptica, que la grieta alcance la distancia seleccionada. Una vez que las probetas estuvieron preagrietadas, fue aplicada una carga monotónica bajo control de desplazamiento hasta la rotura de la probeta, con una la velocidad de desplazamiento de 0.30 mm/min. Los otros lotes con radios de entalla distintos de cero no fueron preagrietados, únicamente se procedió a aplicarle la carga hasta la rotura.

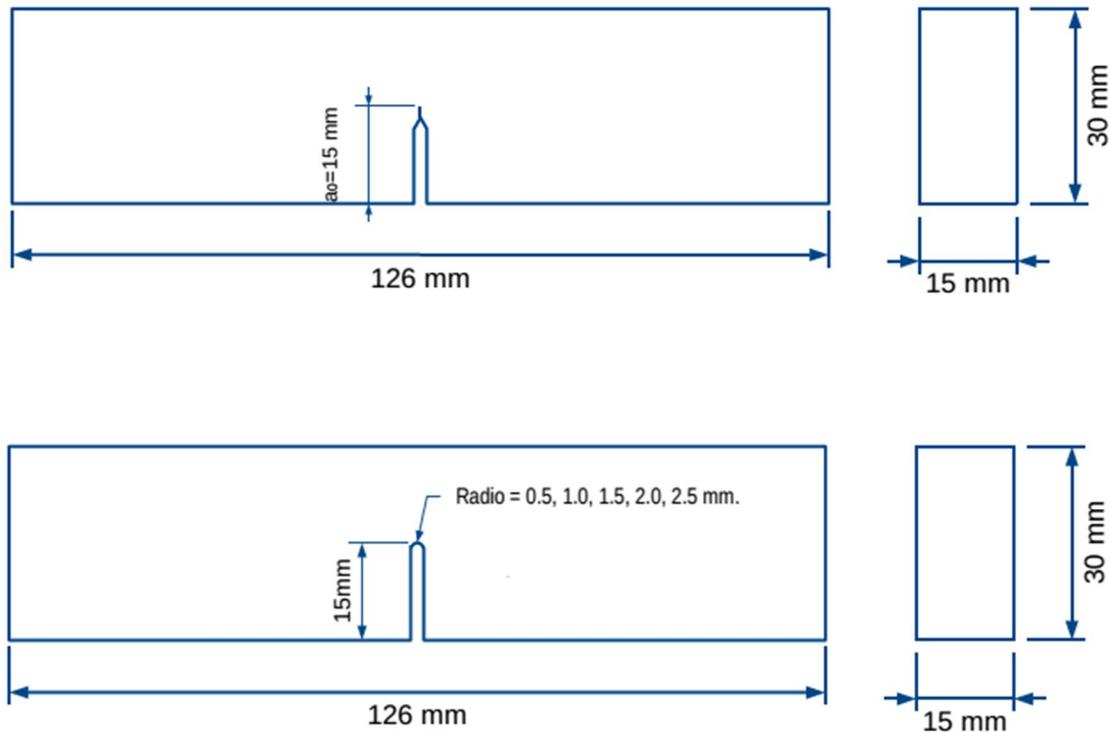


Figura 3.3 Geometría de la probeta de flexión en tres puntos SE(B).

3.5 Diagramas de evaluación de falla

Para la evaluación de defectos, tanto fisuras como entallas, así como la interacción de cavidades detectadas en los anclajes se utilizaron los diagramas de evaluación de falla de acuerdo con el procedimiento y reglas de interacción de la BS7910-2005 [39], seleccionando la opción 2B para obtener la curva de evaluación de falla:

Para $L_r \leq L_{max}$:

$$K_r = \left(\frac{E \varepsilon_{ref}}{L_r \sigma_Y} + \frac{L_r^3}{2E \varepsilon_{ref}} \right)^{-0.5} \quad (3.1)$$

para $L_r > L_{rmax}$, $K_r = 0$

Los puntos coordenados sobre el diagrama fueron calculados a partir de las siguientes expresiones [39]:

$$K_r = \frac{K_I^P}{K_{Mat}}$$

$$K_I^P = (Y\sigma)_P \sqrt{\pi a} \quad (3.2)$$

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y}$$

Donde K_r es la razón del factor de intensidad de esfuerzos principal o nominal, K_I^P , con la tenacidad a la fractura, K_{mat} , Y es el factor de corrección del factor de intensidad de esfuerzos, a es la longitud de grieta, L_r es la razón de la tensión de referencia en la sección neta, σ_{ref} , y σ_y el límite elástico.

Por otra parte, debido a que el componente se une a la columna del puente mediante el proceso de soldadura y el análisis de falla mostró que la fractura estaba del lado del metal base, se consideró de una manera conservadora una interacción plástica más un esfuerzo residual, en el cual este último tiene el mismo valor que el límite de fluencia del material base y no contribuye al colapso plástico, solo se tuvo en cuenta para el cálculo del parámetro K_r [39]. Donde en una situación general sin desalineamiento o discontinuidades locales, K_r es definida como:

$$K_r = \frac{K_I^P}{K_{Mat}} + \frac{K_I^S}{K_{Mat}} + \rho \quad (3.3)$$

$$K_I = (Y\sigma)_P + (Y\sigma)_S \sqrt{\pi a} \quad (3.4)$$

$$(Y\sigma)_P = Mf_w (M_m P_m + M_b P_b) \quad (3.5)$$

$$(Y\sigma)_S = (M_m Q_w + M_b Q_b) \quad (3.6)$$

Donde K_I^S es factor de intensidad de esfuerzos debido a las tensiones residuales y ρ es el factor de corrección por plasticidad, si la razón $K_I^S / (K_I^P / L_r)$ es menor que 4 entonces ρ , es definida de acuerdo con el procedimiento simplificado de la BS7910 (anexo R), de la siguiente forma:

$$\rho = 1 \quad Lr \leq 0.8 \quad (3.4)$$

$$\rho = 4 - 1(1.05 - Lr) \quad 0.8 < Lr < 1.05 \quad (3.5)$$

$$\rho = 0 \quad 1.05 \leq Lr \quad (3.6)$$

$$\rho_1 = 0.1 \left(\frac{K_I^S L_r}{K_I^P} \right)^{0.714} - 0.007 \left(\frac{K_I^S L_r}{K_I^P} \right)^2 + 0.00003 \left(\frac{K_I^S L_r}{K_I^P} \right)^5 \quad (3.7)$$

Los defectos analizados fueron los siguientes:

a) Grieta elíptica superficial postulada con tres razones geométricas: $a/2c = 0.2$, 0.5 y 1.0 [39]. Esto corresponde a la estimación más general de los anclajes, asumiendo la hipótesis que esta clase de defectos es el más representativo del componente estructural analizado. La forma esquemática de la geometría se muestra en la figura 3.4a.

b) Grieta elíptica embebida en una placa con dimensiones definidas. Este defecto en particular se encontró al considerar la interacción de dos defectos en el interior de uno de los anclajes. Los semiejes a y c son 45 mm y 7.6 mm respectivamente (la razón geométrica $a/2c$ es igual a 0.29) [39]. Vemos la forma geométrica se en la figura 3.4b.

c) Grieta elíptica superficial, donde la razón geométrica, $a/2c = 0.434$, es obtenida a partir de la interacción de defectos encontrados desde la superficie hasta el centro del material [42]. Las reglas de interacción de acuerdo con el procedimiento BS7910 [39] y las dimensiones finales del defecto equivalente son $a = 9$ mm y $c = 10.4$ mm, respectivamente (con una razón geométrica $a/2c = 0.43$).

Cabe aclarar que los defectos analizados, son aquellos originados durante el proceso de fabricación. Además, se consideró que no había propagación de grietas por fatiga [44], debido a que la variación de los esfuerzos en este tipo de anclaje es muy limitada y, por consiguiente, el proceso de fatiga probablemente no ocurra.

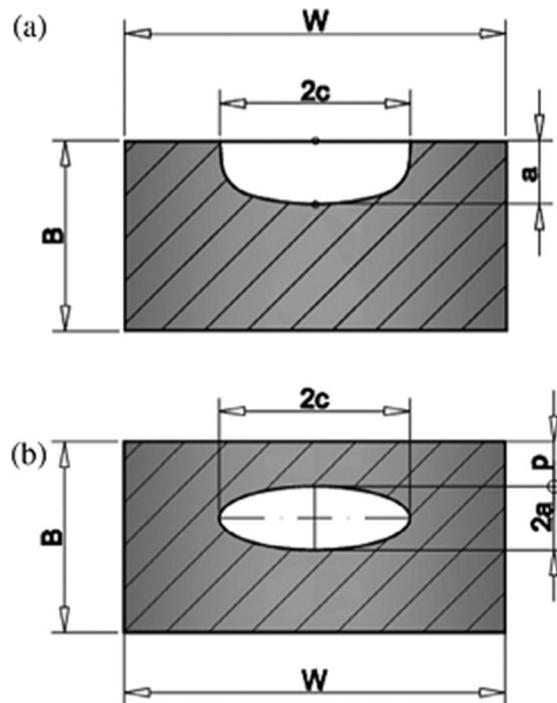


Figura 3.4 Representación esquemática de las geometrías de grietas en una placa: (a) Grieta semielíptica superficial; (b) Grieta elíptica embebida.

La evaluación se realizó para determinar si el anclaje trabajaría de forma segura bajo los siguientes escenarios:

- a) El 95% de confiabilidad del incremento de flujo vehicular simulado a treinta años con un incremento anualizado del 6%, que representa 337 ton (139.49 MPa), siendo el esfuerzo de tensión resultante (P_m) constante en la sección analizada [4].
- b) De los 112 tirantes, la carga máxima originada cuando cuatro tractocamiones (T3S2R4) están a la mitad del puente, que es de 974 ton, y que corresponde a un esfuerzo de tensión (P_m) 403.04 MPa [3].

En ambos casos se realizó el análisis bajo las hipótesis de tensiones residuales por soldadura nulas y de tensiones residuales constantes en el espesor e iguales al esfuerzo de cedencia del material, de acuerdo con el "Level 1" del Annex C del FITNET FFS Procedure [47].

4 Resultados y Discusión

4.1 Metalografía y composición química

En la tabla 4.1 se muestra el resultado del análisis químico del acero colado y en la figura 4.1 aparece la microestructura del material, fundamentalmente ferrítico-perlítica. El tamaño de grano fue realizado utilizando el software Image J, los resultados obtenidos están la tabla 4.2, donde podemos observar una gran variedad de áreas que corresponden a tamaños de macro granos entre M-11-M-7 [45].

Tabla 4.1 Composición química del anclaje.

% en Peso Anclaje EN20080912	
C	0.34
Si	0.38
Mn	0.71
P	0.031
S	0.025
Cr	1.25
Mo	0.13
Ni	0.74
Cu	0.33

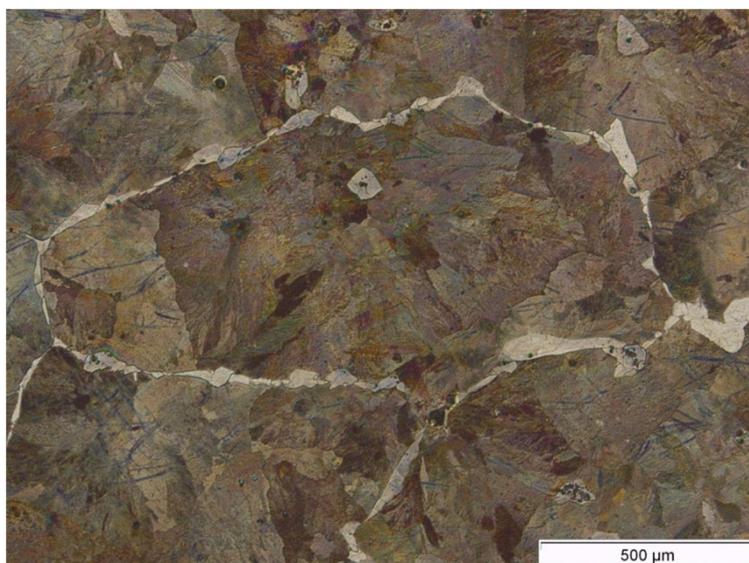


Figura 4.1 Microestructura de ferrita y perlita del acero con un macrograno de 0.69 mm^2 .

Tabla 4.2 Área promedio medida en siete macro granos.

Macro grano	Fracción area (%)	Área (mm^2)
1	0.27	0.69
2	2.95	7.66
3	1.99	5.18
4	1.14	2.96
5	1.42	3.69
6	0.75	1.94
7	0.82	2.12
Promedio		3.46
Desv. Est.		2.33

4.2 Pruebas de tracción uniaxial

En la figura 4.2 se grafican algunas curvas de las veinticinco probetas ensayadas. Se nota que las probetas muestran la misma tendencia y la variabilidad en los resultados de los ensayos de tracción uniaxial. La tabla 4.3 se muestran los valores promedios, desviación estándar y porcentaje del coeficiente de variación de las propiedades mecánicas. De acuerdo con los resultados, el acero colado presenta en términos generales un coeficiente de variación menor del 10%, por lo que podemos considerar aceptables los ensayos de tracción. Por otro lado, el promedio del porcentaje de elongación es menor que el 10%, lo cual implicaría una tendencia a comportarse de una manera frágil, probablemente debido a un tamaño de grano grande; tal como muestra en la figura 4.1.

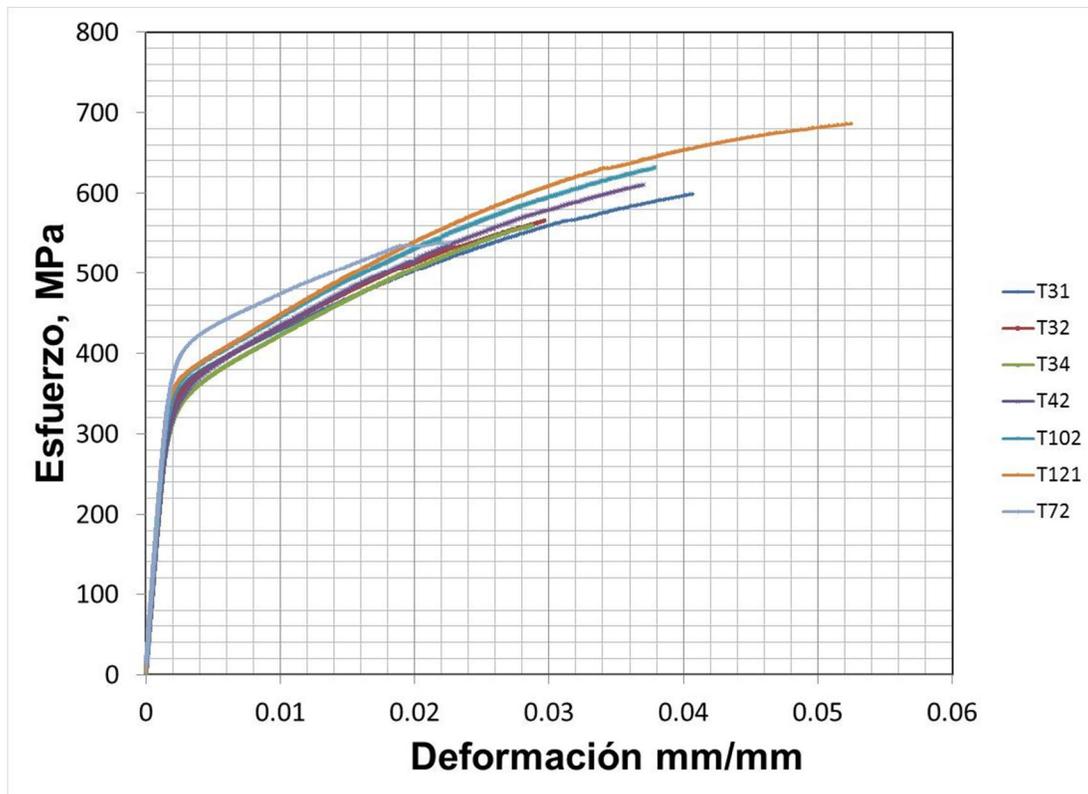


Figura 4.2 Curvas de esfuerzo versus deformación de algunas de las probetas ensayadas en tracción uniaxial.

Tabla 4.3 Propiedades mecánicas del acero.

25 Probetas	E (GPa)	σ_{YS} (MPa)	σ_U (MPa)	%e
Promedio	213	366.06	584.91	7.21
Desv. Estándar	7.89	12.74	32.72	0.59
% C.V:	3.70	4.36	5.59	8.20

4.3 Ensayos de resistencia a la fractura

En la tabla 4.4 vemos los resultados de cada uno de los ensayos de fractura de las probetas entalladas. Los resultados de las probetas con radio cero se consideraron para determinar la tenacidad a la fractura. Puede observarse cómo el valor más alto de tenacidad a la fractura es obtenido en las probetas con radio igual a 1.5 mm y la menor tenacidad con las probetas preagrietadas con un radio de cero milímetros. También notamos que la mayor dispersión de esta propiedad se presenta con las probetas con radio de 0.5 mm y una menor dispersión con radio de 2.5 mm. Esta dispersión en los resultados probablemente se debe a la interacción entre la distribución de los esfuerzos en el fondo de la entalla con los defectos del material tales como la heterogeneidad de tamaños de los macro granos, poca ductilidad, poros y cavidades, ya que se supone que entre más grande el radio de la entalla la resistencia a la fractura debería de incrementarse por la disminución de la concentración de esfuerzo que provoca un mayor volumen de deformación plástica en la punta o fondo de la entalla[46].

Tabla 4.4 Resultados de la tenacidad a la fractura de los especímenes con radios distintos de entalla.

Probeta	Radio de entalla (mm)	$P_{\text{máx}}$ (kN)	K_{Jc} MPam ^{1/2}
1	0.0	11.07	68.93
2	0.0	10.05	49.62
6	0.0	12.64	63.48
7	0.0	10.98	74.99
9	0.0	15.02	99.28
12	0.5	23.44	98.77
13	0.5	10.20	51.56
14	0.5	11.25	143.43
15	0.5	10.15	86.576
16	0.5	13.17	192.37
17	1.0	11.57	74.80
18	1.0	11.47	76.13
19	1.0	11.24	56.40
20	1.0	10.62	58.49
23	1.0	15.74	98.77
24	1.5	12.48	87.95
25	1.5	12.72	98.55
26	1.5	15.25	164.53
29	1.5	13.45	97.50
30	1.5	14.30	206.54
32	2.0	12.90	99.19
33	2.0	14.27	122.77
34	2.0	12.80	95.26
35	2.0	13.06	91.67
36	2.0	11.16	56.66
37	2.5	13.34	101.38
38	2.5	15.58	141.73
39	2.5	13.27	101.06
40	2.5	12.94	88.67
41	2.5	13.45	87.30

Tabla 4.5 Resumen de los ensayos de resistencia a la fractura.

Número de Probeta	Radio de entalla (mm)	$P_{\text{máx}}$ Promedio (kN)	K_{Jc} Promedio (MPa $m^{1/2}$)	Desv. Estándar	%CV
5	0	11.95	71.26	18.26	25.62
5	0.5	13.64	114.54	54.52	47.60
5	1.0	12.13	72.92	17.05	23.38
5	1.5	13.64	131.02	52.11	39.77
5	2.0	12.34	93.11	21.49	23.08
5	2.5	13.22	104.03	22.10	21.24

La figura 4.3 recoge los resultados obtenidos. Se puede percibir como existe cierto efecto entalla, con una tendencia de la resistencia a fractura al tomar mayores valores a medida que aumenta el radio de entalla. Aunque, desde el punto de vista de la integridad estructural, es importante advertir que la dispersión experimental hace que para valores altos de radio de entalla sigan apareciendo valores bajos de la resistencia a la fractura, propios de la condición fisurada del material. Por ello, en lo que sigue en este trabajo, no se va a considerar ningún efecto entalla, asumiendo que las entallas se comportan como fisuras.

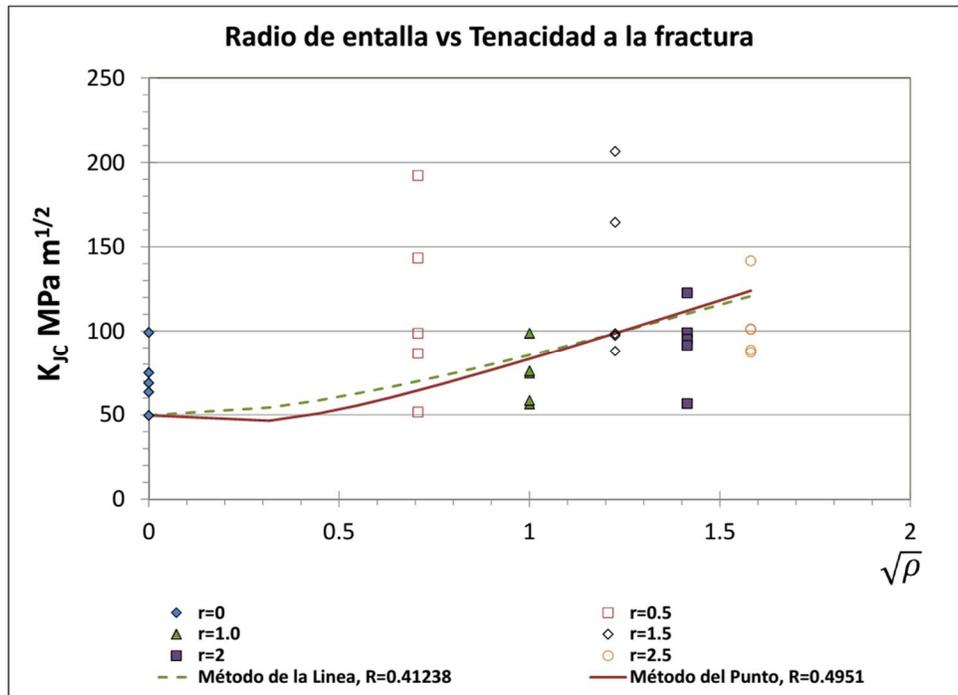


Figura 4.3 Resultados de tenacidad a la fractura en función del radio de la entalla.

La superficie de fractura característica de los ensayos de resistencia a la fractura aparece en la figura 4.4 y 4.5 en donde se percibe un mecanismo de fractura de cuasi-clivaje sin labios de corte ni bandas de deslizamiento en la raíz de la entalla.



Figura 4.4 Superficie de fractura entre la zona de preagrietamiento por fatiga e inicio de grieta, zona ubicada en el centro de la probeta 6 con radio de entalla de 0.0 mm.

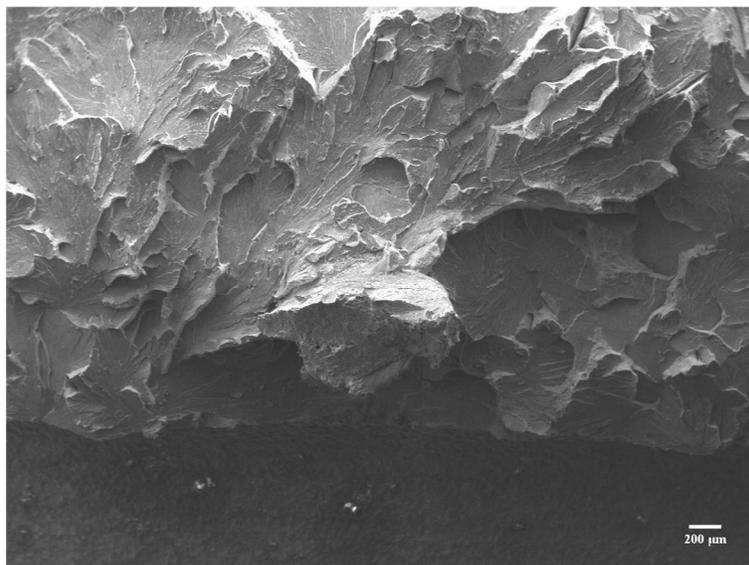


Figura 4.5 Superficie de fractura en el centro de la probeta 14 con radio de entalla de 0.5 mm.

4.4 Análisis FAD

Se realizó la estimación de la integridad estructural siguiendo el procedimiento delineado en la sección 3.5. Los valores de M , f_w , M_m y σ_{ref} fueron tomados de la norma BS 7910 [39]. En el caso de la grieta semielíptica y el factor de intensidad de esfuerzos (K_I) fueron medidos en el punto de la cara frontal donde el valor es máximo. Esto corresponde al punto de la superficie para razones geométricas ($a/2c$) de 0.5 y 1.0, en relación con el punto más profundo para una razón geométrica de 0.2. El valor de M_b no es necesario debido a que los esfuerzos de flexión (P_b y Q_b) son despreciables. El valor de K_{mat} es equivalente al valor mínimo de tres ensayos de fractura, siguiendo las indicaciones de la BS7910 [39]. Por consiguiente, el número de ensayos realizados en condición de fisurados (5 ensayos con un radio de entalla igual a cero) corresponden al valor mínimo mostrado en la tabla 4.4 ($K_{mat} = 49.62 \text{ MPa m}^{1/2}$). El valor del punto de cedencia fue considerado el valor promedio ($\sigma_Y = 366 \text{ MPa}$), ver tabla 4.3. También se consideraron tres tipos de defectos y dos hipótesis de carga.

La figura 4.6 muestra los resultados para un defecto postulado superficial (semielíptico) y tres razones geométricas. El efecto del esfuerzo residual no fue considerado. Una longitud inicial del defecto (a) de 2.0 mm resulta representativo de la capacidad del ultrasonido (NDT) [38]. Mientras las líneas discontinuas muestran la situación correspondiente del componente cuando el tamaño del defecto se incrementa y la carga se mantiene constante.

Para la predicción del incremento del flujo vehicular a treinta años (337 ton, $P_m = 139.5 \text{ MPa}$), se observa que la razón geométrica más pequeña $a/2c$ proporciona el defecto crítico con menor longitud de grieta ($a_c = 31 \text{ mm}$), mientras que el tamaño crítico de 56 mm es para una razón geométrica de 0.5. Para el caso de $a/2c = 1.0$ el tamaño crítico es mayor que el espesor. Esto significa que la grieta debe ser evaluada como una grieta pasante y el análisis debería corresponder a la solución de K_I y P_L (tal análisis no ha sido realizado debido a la poca probabilidad de encontrar este tipo de defecto).

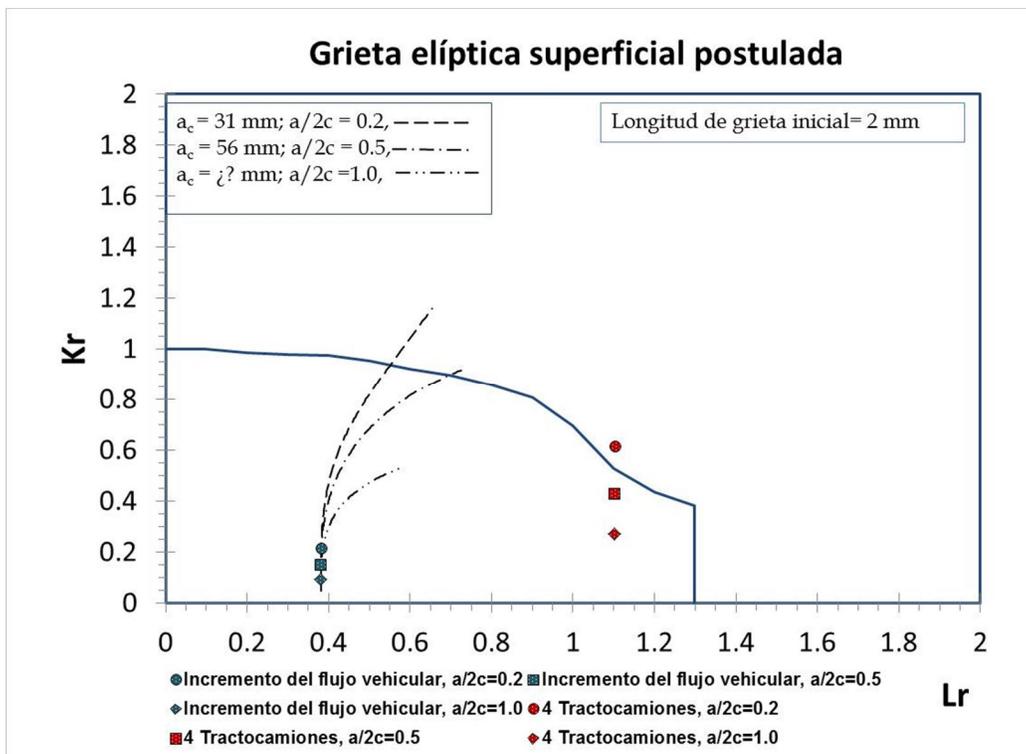


Figura 4.6 Grieta elíptica superficial postulada con diferentes razones geométricas.

El análisis de la figura 4.7 muestra el análisis realizado para los mismos defectos e hipótesis de carga pero considerando los esfuerzos residuales. El análisis fue realizado con base en el nivel 1 del FITNET FFS Annex C (perfiles de esfuerzos residuales), el cual considera que la componente longitudinal y transversal de los esfuerzos residuales es de tensión y distribuido uniformemente en la dirección transversal y a través del espesor, con una magnitud igual a la resistencia de cedencia a temperatura ambiente. [47] ($Q_m = \sigma_Y$). La tenacidad a la fractura del material en las áreas donde se presenta el esfuerzo residual han sido consideradas ser igual al del material base, dado que no presentan cambios microestructurales sustanciales en la microestructura. Se observa como el tamaño crítico (a_c) del defecto postulado para la predicción del incremento del flujo vehicular a treinta años es 3 mm, 6 mm y 14 mm para las relaciones geométricas ($a/2c$) de 0.2, 0.5 y 1.0 respectivamente. Por consiguiente, al considerar los esfuerzos residuales se observa un efecto mayor en la integridad estructural del anclaje, con una significativa reducción en los tamaños de grieta crítica. Más aún, para la hipótesis de carga máxima, las tres relaciones geométricas proporcionan una situación crítica (insegura) para un defecto de longitud inicial de 2 mm.

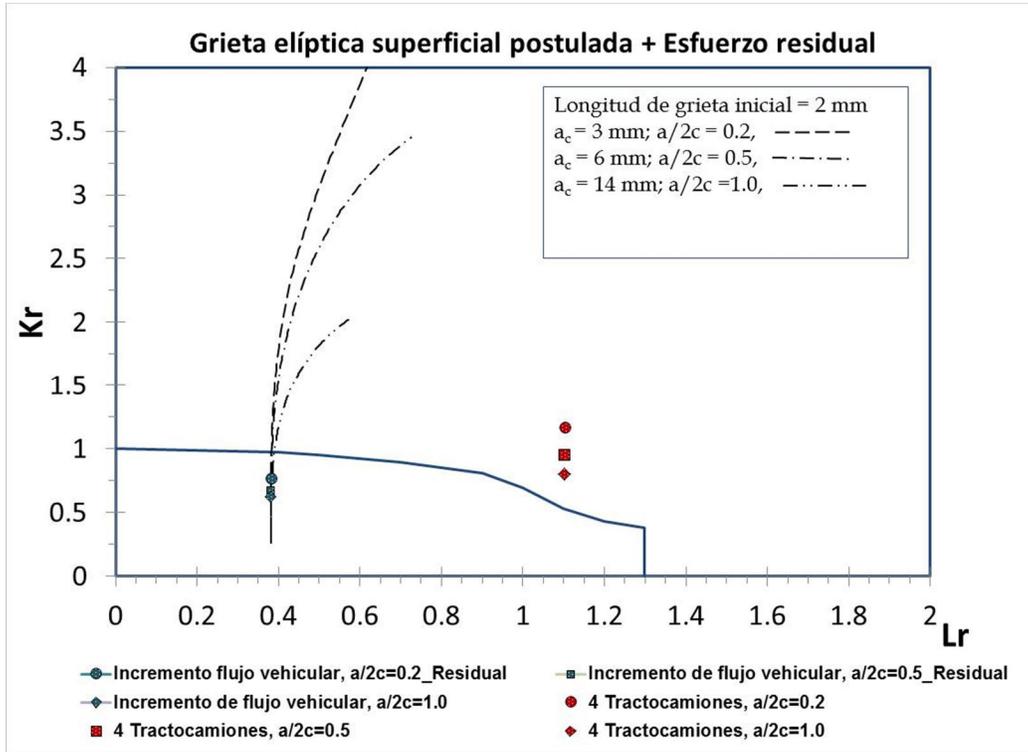


Figura 4.7 Grieta elíptica superficial postulada con diferentes razones geométricas, considerando el esfuerzo residual.

La figura 4.8 presenta la evaluación de la integridad estructural de los anclajes considerando los defectos anteriormente mencionados (elípticos), los cuales representan un ejemplo de los defectos encontrados en el componente. Cuando los esfuerzos residuales no son considerados, el componente trabaja de forma segura para la hipótesis de carga del incremento del flujo vehicular a treinta años, mientras es insegura para la hipótesis de máxima carga dada por los cuatro tractocamiones. Sin embargo, cuando el esfuerzo residual es considerado, la situación no es aceptable para las dos condiciones de carga. Por lo tanto, este tipo de defecto es una amenaza seria en el puente analizado. Por lo demás, las líneas discontinuas que aparecen en el FAD fueron obtenidas considerando el incremento de la carga aplicada y que las dimensiones de la grieta no cambian. Las cargas críticas obtenidas (correspondientes a los puntos de estimación localizados en la FAL) son de 878 toneladas sin esfuerzo residual y 247 toneladas con los esfuerzos residuales.

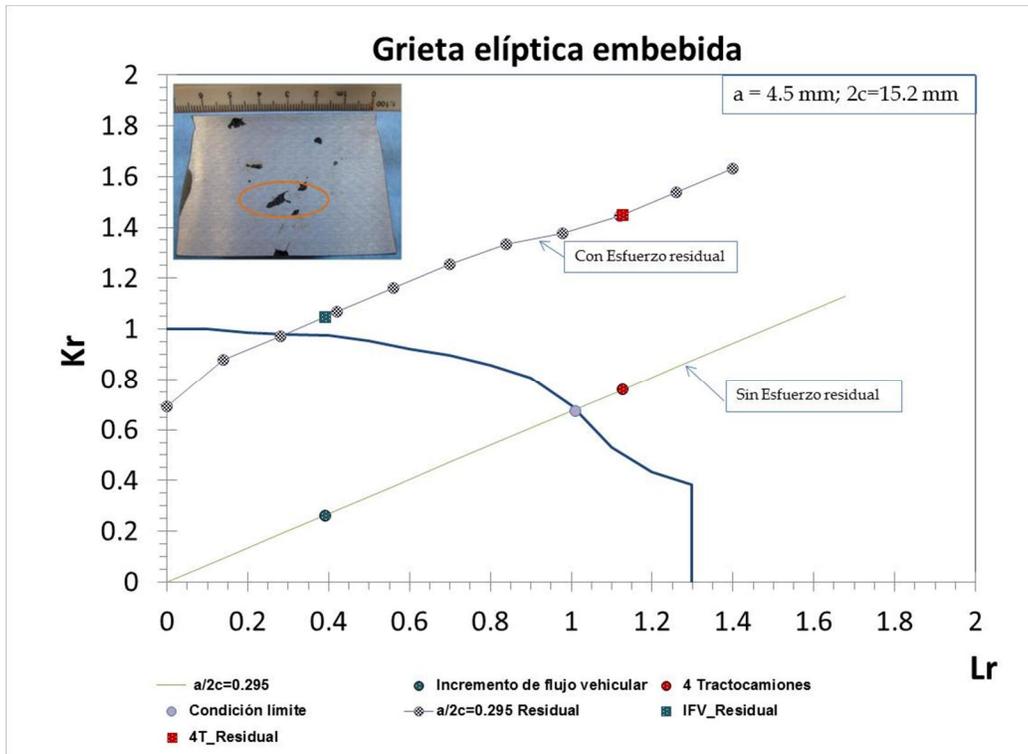


Figura 4.8 Interacción de defectos en el centro del anclaje, considerada como una grieta elíptica embebida.

La figura 4.9 es la gráfica que representa la evaluación del tercer defecto analizado: un defecto superficial equivalente (semielíptica) con dimensiones definidas originadas por la interacción entre dos defectos encontrados en los anclajes. Los resultados obtenidos son muy similares a los alcanzados para un defecto embebido: El componente trabajará de forma segura para las cargas predichas a treinta años y sin considerar los esfuerzos residuales. La situación es insegura con la presencia de los esfuerzos residuales. En el caso de la hipótesis de máxima carga la situación es insegura sin la presencia de los esfuerzos residuales. De la misma forma, las líneas de evaluación discontinuas en el FAD han sido obtenidas a través de las dimensiones de grieta constante e incrementando la carga aplicada. Los resultados muestran que la carga crítica es de 757 toneladas sin esfuerzo residual y 58 toneladas con los esfuerzos residuales.

Cabe aclarar que los esfuerzos residuales generan un incremento significativo en la coordenada K_r y en la razón K_r/L_r . Lo que causa que sea más propensa la fractura frágil, la cual es más peligrosa porque implica pequeñas deformaciones.

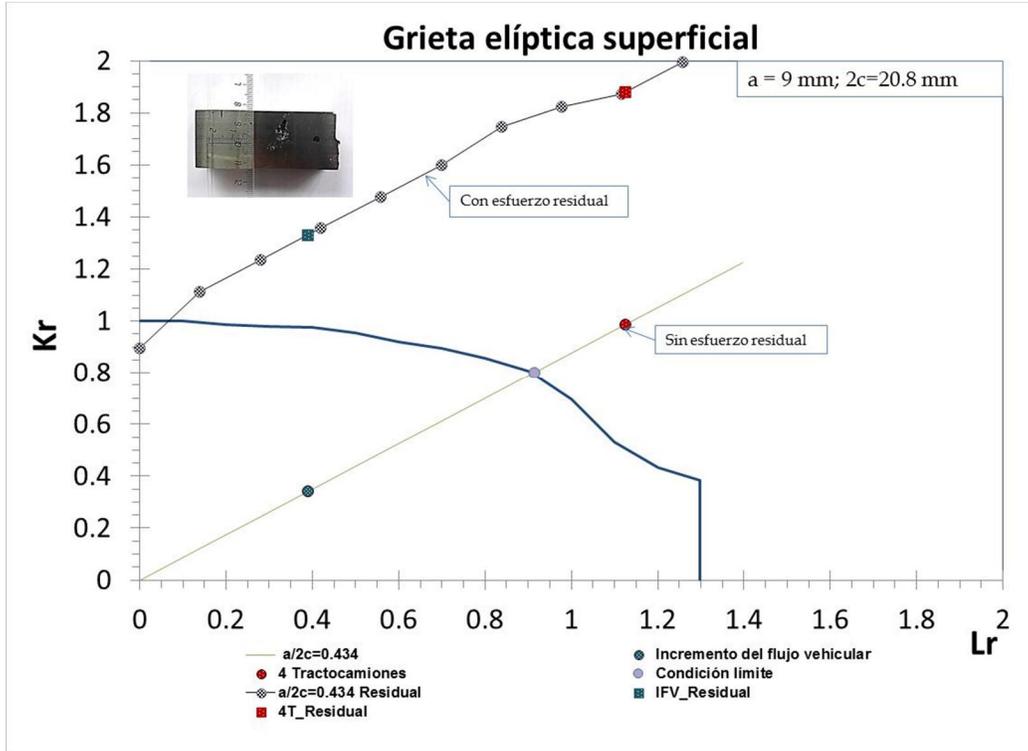


Figura 4.9 Interacción de defectos desde la superficie al centro de la probeta, considerada como una grieta elíptica superficial.

Finalmente, la tabla 4.6 es un resumen de las condiciones estructurales de los defectos analizados aquí. Vemos en la tabla que las cargas críticas y factores de reserva (factores de carga F^L) para los diferentes defectos y combinaciones de carga. Los factores de reserva menor que 1.0 están asociados a situaciones inseguras, mientras que factores de reserva mayores que 1.0 corresponden a situaciones seguras.

Tabla 4.6 Factores de reserva (factor de carga, F^L) y cargas críticas obtenidas para las distintas combinaciones geométricas, nivel de esfuerzo residual y escenario de carga.

Tipo de defecto	Razón geométrica de grieta(a/2c)	F^L (Predicción a 30 años)	F^L (Carga máxima)	$P_{Crítica}$ (Tons)
Grieta elíptica embebida	4.5/15.2	2.61	0.90	878.4
Grieta elíptica embebida+ esfuerzos residuales	4.5/15.2	0.72	0.25	247.8
Grieta semielíptica superficial	9.0/20.8	2.25	0.81	757.6
Grieta semielíptica superficial+ esfuerzo residual	9.0/20.8	0.18	0.06	58.0

5 Conclusiones

El acero colado de los anclajes del puente atirantado Rio Papaloapan presenta numerosos defectos de fabricación tipo entalla. En el año 2000 uno de los anclajes falló y a partir de ese momento han sido realizados varios estudios con el objetivo de evaluar la integridad estructural. La estimación de la integridad estructural de los 112 anclajes ha sido realizada mediante la metodología de los diagramas de evaluación de falla (FAD) (procedimientos FITNESS FFS y BS 7910). La evaluación requirió la caracterización del material y el análisis del efecto de la entalla en el acero colado. Se obtuvieron las propiedades a la fractura y de tracción y los resultados muestran, que desde el punto de vista de la integridad estructural, no hay un efecto del radio de la entalla en la resistencia a la fractura. El análisis de integridad fue realizado tomando en cuenta defectos superficiales postulados con diferentes razones geométricas y dos defectos reales originados a partir de la interacción de dos defectos más pequeños. Además, la evaluación consideró dos hipótesis de carga (la predicción del tránsito vehicular a treinta años y la carga máxima producida por cuatro tractocamiones) y dos escenarios de esfuerzo residual: la inexistencia de los esfuerzos residuales y esfuerzos residuales con una magnitud igual a la resistencia de fluencia.

Para la predicción de carga a treinta años y defectos superficiales postulados, los resultados muestran que la longitud crítica del defecto son mayores de 31 mm cuando el esfuerzo residual no es considerado, entre 3 y 14 mm (dependiendo de la razón geométrica) cuando dichos esfuerzos son considerados; para la hipótesis de máxima carga y defectos superficiales postulados la longitud crítica es alrededor de 2 mm sin esfuerzo residual y por debajo de los 2 mm con los esfuerzos residuales. Esto implica que los defectos críticos pueden no ser detectados.

El análisis de los dos defectos encontrados en el anclaje muestran que los resultados del análisis de integridad para la predicción de carga para treinta años se encuentran en la zona segura del diagrama, pero están en la zona insegura cuando se toma en cuenta los esfuerzos residuales y la condición de máxima carga sin importar el nivel de esfuerzos residuales.

En resumen, el análisis realizado indica que es necesario tomar medidas correctivas, ya sea limitando las cargas producidas por el tránsito vehicular o volviendo a clasificar los defectos presentes en el material a no ser que se optimice el conocimiento de la ubicación de los defectos críticos, la distribución de los esfuerzos residuales y sus efectos en la variación de la integridad estructural.

Bibliografía

- [1] Aguirre A., Carbajal J., Análisis del tirante 11 del puente Papaloapan, Corporación Mexicana de Investigación de Materiales S.A. de C.V. Reporte Interno AF-IFT00087, Saltillo, Coahuila, México, 2000.
- [2] López J.A., Carrion F.J., Quintana J.A., Samayoa D., Orozco P.R., Verification of the ultrasonic qualification for structural integrity of partially embedded steel elements, *Advances Materials Research*, 65(2009), pp. 69-78, 2009.
- [3] Samayoa Ochoa Didier, Análisis de confiabilidad y riesgo en puentes atirantados. Tesis Doctoral, ESIME-IPN, México D.F. 2005.
- [4] Quintana Rodríguez Juan Antonio. Análisis del método de búsqueda global para la detección de daño y monitoreo estructural de puentes. Tesis Doctoral, ESIME-IPN. México D.F. 2009
- [5] Alcaraz Caracheo Luis Alejandro, Análisis probabilístico de integridad de un anclaje de acero estructural. Tesis Doctoral, ESIME-IPN. México D.F. 2012.
- [6] Cicero S., Madrazo V., Carrascal I.A., Cicero R., Assessment of notched structural components using failure assesement diagrams and the theory of critical distances. *Engineering fracture mechanics* 78 (2011) 2809-2825.
- [7] Cicero S., Madrazo V., Carrascal I.A., Laporte M. Evaluación de entallas mediante diagramas de fallo. *Anales de Mecánica de la Fractura* 28, Vol. 2(2011).
- [8] Milne I., Ainswoth R.A., Dowling A.R., Stewart A.T. Assessment of the integrity of structures containing defects. *Int. J. Press & Piping* 32 (1988), 3-104.
- [9] González, J.L. “Metalurgia Mecánica”, 1ª Reimpresión Limusa-Noriega. México D.F. 2003.
- [10] González, J.L. “Mecánica de Fractura, Bases y Aplicaciones” 2ª Edición. Limusa-Noriega. México D.F. 2004.
- [11] Rooke D.P., Baratta F.I. and Cartwright D.J. "Simple Methods of Determining Stress Intensity Factors", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 14, pp. 397-426, 1981.
- [12] ASTM Standard E 399-05 “Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{IC} of Metallic Materials”, ASTM Standards on Disc, Vol.03.01. 2005. West Conshohocken, Philadelphia.
- [13] ASTM Standard E 813-88, “Standard Test Method for J_{IC} A Measure of Fracture Toughness”, ASTM Standards, Vol.03.01 1989.

- [14] Vecchio R.S., Jablonski D.a., Lee B.H., Hertzberg R.W., Newton C.N., Roberts R., Chen G., and Connelly G., "Development of an Automated Fatigue Crack Propagation Test System, Automated Test Methods for Fracture and Fatigue Crack Growth", ASTM STP 877, W.H. Cullen, R.W. Landgraf, L.R. Kaisand, and J.H. Underwood, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1985, pp.44-46.
- [15] Tipton D.G., "A low-Cost Microcomputer Data Acquisition System for Fatigue Crack Growth Testing Environment-Sensitive Fracture: Evaluation and Comparison of Test Methods". ASTM STP 821, S.W. Dean, E.N. Pugh, and G. M. Ugiansky, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1984, pp. 484-496.
- [16] American Society for Metal. "Handbook Commie Fatigue Crack Propagation, ASM Handbook", Vol. 8, Novena edición, 1988. 2a impresión. pp.376-402.
- [17] ASTM Standard E 647-00, "Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates", ASTM Standards on Disc, Vol.03.01. 2005. West Conshohocken, Philadelphia.
- [18] Saxena A. and Hudak S. J. Jr., "Review and Extension of Compliance Information for Common Crack Growth Specimens", International Journal of Fracture, Vol. 14, No 5, October 1978, pp. 453-468.
- [19] Sriharsha H.K., Pandey R.K., Chatterjee S., "Toward Standardising a Sub-size Specimen for Fatigue Crack Propagation Behaviour of Nuclear Pressure Vessel Steel", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 64, 1999, pp. 607-624.
- [20] BS-5762-1979, "Methods for Crack Opening Displacement", British Standards Institution, 31 December 1982.
- [21] ASTM Standard E 1290-99 "Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement", ASTM Standards on Disc, Vol.03.01. 2001. West Conshohocken, Philadelphia.
- [22] ASTM Standard E 1820-11, "Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness", ASTM Standards on Disc, Vol.03.01. 2011. West Conshohocken, Philadelphia.
- [23] Bernerjee S. "Influence Of Specimen Size And Configuration On The Plastic Zone Size, Toughness And Crack Growth", Engineering Fracture Mechanics Vol. 15, No. 3-4. pp. 343-390. 1981 Printed in Great Britain.
- [24] Putatunda S.K. and Bernerjee S. "Effect Of Size On Plasticity And Fracture Toughness", Engineering Fracture Mechanics Vol. 19, No. 3. pp. 507-529.1984 Printed in Great Britain.

[25] Putatunda S.K., Rigsbee J.M., and Corten, H.T. Effect Of Size On Elastic-Plastic Fracture Toughness Parameter, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol.13, No. 3, May 1985, pp. 181-190.

[26] Putatunda S.K. "Determination of Fracture Toughness by CTOD Resistance Curve Method", Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol.14, No1, Jan. 1986, pp.49-57

[27] Anderson T.L., Fracture Mechanics CRC Press., Third Edition. Boca Raton, Florida 2005.

[28] Ernst.H.A. Material Resistance and Instability Beyond J-Controlled Crack Growth, Elastic Plastic Fracture Second Symposium, Volume I- Inelastic Crack Analysis. ASTM STP 803, C.F. Shih and J. P. Gudas, Eds., American Society for Testing and Materials, 1983, pp. I-191-I-213.

[29] Huang F.H. and Gelles D.S. "Influence of Specimen Size and Microstructure on the Fracture Toughness of a Martensitic Stainless Steel" Engineering Fracture Mechanics Vol. 19, No. 1. pp. 1-20.1984 Printed in Great Britain

[30] Huang F.H. JIC Measurements on Single Subsize Specimens of Ferritic Alloy, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol.13, No4, July. 1985, pp.257-264

[31] Huang F.H. Use of Subsize Specimens for Evaluating the Fracture Toughness of Irradiated Materials, The Use of Small-Scale Specimens for Testing Irradiated Material, ASTM

[32] Broek David, Elementary Engineering Fracture Mechanics, Ed. Martinus Nijhoff Publishers, Netherlands 1982.

[33] Hertzberg W. Richard, Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials, John Wiley & Sons, Inc. USA 1996.

[34] Belcher, W.P.A. and Druce, Stephen G., Micromechanisms of Ductile Stable Crack Growth in Nuclear Pressure Vessel Steels, Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium, Volume II Fracture Resistance Curves and Engineering Applications, ASTM 803, C.F. shih and J.P. Gudas, Eds., American Society for Testing and Materials, 1983, pp II-739-II-762.

[35] Wilson, C. D. and Landes, J.D., -Transition fracture toughness test notched round bar (NRB). Fatigue and Fracture mechanics; 31st Volume, ASTM STP 1389.pp. 305-317,2000.

[36] Taylor, D., Theory of critical distances: a new perspective in fracture mechanics, Elsevier, 2007

- [37] R6. Assessment of the integrity of structures containing defects. Revision 4. Gloucester: British Energy Generation Limited; 2001.
- [38] Kocak M, Webster S, Janosch JJ, Ainsworth RA, Koers R, editors. FITNET fitness-for-service (FFS) procedure, vol. I. Geesthacht: GKSS; 2008.
- [39] BS 7910: 2005. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. London: British Standards Institution; 2005.
- [40] API 579-1/ASME FFS-1 Fitness-For-Service. New York: American Society of Mechanical Engineers; 2007.
- [41] Hadley I., Wiesner C.S., Maddox S.J. PD 6493 Becomes BS 7910; What's New in Fracture and Fatigue Assessment. TWI June 1999.
- [42] Bramfitt BL, Benscoter OA. Metallographer's guide. Materials Park, Ohio: ASM International; 2002.
- [43] E 8-04 Standard test method for tension testing of metallic materials of Metallic Materials. Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01. Easton, USA.
- [44] Astiz MA, Composite construction in cable-stayed bridge towers. In: IABSE reports. vol. 999; 1997. p. 127–32.
- [45] ASTM E112-12. Standard test methods for determining average grain size. ASTM Standards on Disc, Vol.03.01. 2012. West Conshohocken, Philadelphia.
- [46] El Minor H., Kifani A., Louah M., Azari Z., Pluvinage G. Fracture toughness of high strength Steel-using the notch stress intensity factor and volumetric approach. Structural safety 25(2003) 35-45.
- [47] Kocak M, Hadley I, Szavai S, Tkach Y, Taylor N, editors. FITNET fitness-for-service (FFS) procedure, vol. II. Geesthacht: GKSS; 2008



Carretera Querétaro-Galindo km 12+000
CP 76700, Sanfandila
Pedro Escobedo, Querétaro, México
Tel +52 (442) 216 9777 ext. 2610
Fax +52 (442) 216 9671

publicaciones@imt.mx

<http://www.imt.mx/>