

Estudio de Correlaciones entre Ensayo de Impacto y Fractoténacidad Aplicado a Integridad de Gasoductos

Trabajo Final de Carrera Presentado para la Obtención del
Título de Ingeniería Mecánica

Álvaro Juan Fernández

Tutores: Ing. Matias Vigliano e Ing. Anibal Rodriguez



Departamento de Ingeniería Mecánica
Instituto Tecnológico de Buenos Aires

Argentina
Mayo 2021

Agradecimientos

Ing. Miguel Angel Zago, Universidad Austral
Dr. Ing. Mirco D. Chapetti, INTEMA
Ing. Adrian Destefano, TGN
Ing. Pedro Hryciuk, TGN

Índice

1. Introducción	4
1.1. Motivación y objetivo del trabajo	4
1.2. Contexto	5
1.3. Estructura del trabajo	5
2. Marco teórico	7
2.1. Mecánica de la fractura lineal elástica	7
2.1.1. Orígenes de la LEFM	7
2.1.2. Criterio energético de la LEFM	9
2.1.3. Criterio de intensidad de tensiones de la LEFM	11
2.2. Correcciones a la LEFM	14
2.2.1. Método de Irwin	14
2.2.2. Modelo de la banda de fluencia	16
2.2.3. Comparación entre los dos modelos	18
2.3. Mecánica de la fractura elasto-plástica	19
2.3.1. Apertura de la punta de fisura CTOD	19
2.3.2. La integral de contorno J	20
2.4. Mecanismos de fractura en metales	23
2.4.1. Fractura dúctil	24
2.4.2. Fractura por planos de clivaje	25
2.4.3. La transición dúctil-frágil	26
2.5. Ensayos de tenacidad a la fractura en metales	27
2.5.1. Consideraciones generales	27
2.5.2. Ensayo de K_{IC}	30
2.5.3. Ensayo de integral J	32
2.6. Efectos de temperatura, restricción y velocidad de carga sobre la tenacidad a la fractura	32
2.6.1. Efectos de la velocidad de carga sobre K	33
2.6.2. Efectos de la restricción a la deformación sobre la tenacidad a la fractura	34
2.6.3. Desplazamiento de temperatura por velocidad de carga	34
2.7. Correlaciones entre CVN y K_{IC}	35
2.8. Corrección a CVN para probetas sub-sized	36
3. Desarrollo	38
3.1. Ensayos realizados y manejo de la información	38
3.1.1. Ensayo de Charpy	38
3.1.2. Ensayo de tracción	39
3.1.3. Ensayo de dureza Vickers	40
3.1.4. Evaluación del tenor inclusionario	41
3.1.5. Análisis químico	42
3.1.6. Examen metalográfico	42
3.1.7. Ensayo de integral J	42
3.2. Correlaciones CVN- K_{IC} y otros métodos de estimación de la fractotenacidad	51
3.2.1. Lower bound	51
3.2.2. Master curve mediana y master curve lower bound	53
3.2.3. Análisis probabilístico	54
3.2.4. Correlaciones en el upper shelf	54

4. Resultados	56
4.1. Ensayos de Charpy	56
4.2. Ensayo de integral J	56
4.2.1. Muestra 1	57
4.2.2. Muestra 2	59
4.2.3. Muestra 3	61
4.2.4. Muestra 4	61
4.2.5. Muestra 5	63
4.2.6. Muestra 6	63
4.2.7. Resumen de los ensayos de integral J	64
4.3. Ensayo de tracción	64
4.4. Ensayo de dureza Vickers	65
4.5. Análisis de tenor inclusionario	65
4.6. Análisis químico	65
4.7. Examen metalográfico	66
4.8. Comparación entre K_{IC} estimado y K_{JC}	66
4.9. Impacto de parámetros metalúrgicos en la fractoténacidad	69
5. Conclusiones y trabajos a futuro	72
Appendices	75
A. Información de ensayos de Charpy	75
B. Imágenes del ensayo de integral J	80
C. Curvas del ensayo de tracción	91
D. Imágenes del análisis de contenido inclusionario	94
E. Imágenes de las microestructuras	97
F. Curvas de correlaciones	100
G. Valores de correlaciones	105

1. Introducción

1.1. Motivación y objetivo del trabajo

El presente trabajo final de carrera se realizó dentro del área de integridad de gasoductos de la empresa TGN. TGN es una empresa argentina dedicada a la operación y mantenimiento de gasoductos. El área de integridad se enfoca en mantener la operabilidad de los ductos garantizando que estos puedan ser operados de manera segura y no presenten una amenaza para terceros.

En el manejo de integridad de gasoductos está cobrando creciente importancia el contar con datos fractomecánicos confiables de los materiales que se tienen instalados. En los esfuerzos por generar un manual fractomecánico donde se establezca un procedimiento para evaluar fisuras, obtener sus tamaños críticos y establecer una presión de falla para cada caño, conseguir datos fractomecánicos de los materiales es el primer paso que se debe dar en pos de alcanzar este objetivo.

Adicionalmente, está tomando cada vez más fuerza el uso de la teoría fractomecánica para establecer no solo parámetros de seguridad, como lo es la obtención del tamaño de la fisura crítica, sino también en la determinación de parámetros operativos, como por ejemplo la MAPO (presión máxima de operación admisible). En el CFR (Code of Federal Regulations) Título 49 Parte 192 [1], cuya última revisión entró en vigor en julio de 2020 en Estados Unidos, ya se establece un método alternativo a la prueba de presión para la reconfirmación de MAPO llamado Evaluación de Ingeniería Crítica. Dicha evaluación está basada en cálculos fractomecánicos. Si bien en Argentina las Regulaciones de la CFR no tienen carácter de ley (como lo es en Estados Unidos), es de esperarse que, en un mediano plazo, las regulaciones nacionales incluyan estas novedades.

Sin embargo, el beneficio de hacer uso de la fractomecánica no se reduce simplemente a estar alineado con los entes reguladores de los distintos países. Es también importante para implementar un adecuado programa de manejo de integridad, y más precisamente de manejo de fisuras (crack management). Realizar cálculos fractomecánicos sirve para, entre otras cosas, hallar tamaños de fisuras críticas y presiones de falla asociadas a cada una de ellas. En la práctica recomendada API 1176 [2], que trata sobre el manejo de fisuras en pipeline, se establece la recomendación de efectuar los cálculos de estos parámetros, proceso que se encuentra descrito en API 579 [3], para las cañerías instaladas a fin de tener un buen manejo de integridad. Nuevamente se evidencia la importancia de contar con datos fidedignos del material, tanto de resistencia mecánica como de resistencia a la fractura.

Los modelos fractomecánicos con los que se trabaja solo producirán resultados útiles en la medida que los datos de entrada utilizados sean fidedignos. Es por eso que se busca caracterizar al material con tanta precisión como sea posible mediante distintos ensayos. Por el lado de la caracterización mecánica, se realizan ensayos de tracción, de impacto de Charpy y de dureza. De esta manera, se busca entender cómo se comportará el material al ser sometido a tensión durante la operación bajo distintas condiciones. A su vez, el ensayo de tracción provee información fundamental como lo es la tensión de fluencia, ya que está directamente ligada con la MAPO, que suele establecerse como un porcentaje de la SMYS (Tensión de Fluencia Mínima Especificada). Por otro lado, es importante conocer la energía absorbida de impacto a distintas temperaturas para saber en cuál de ellas se produce el cambio de comportamiento dúctil a frágil.

Asimismo, se busca determinar parámetros químicos y metalúrgicos, debido a que estos son los que en gran medida impactan sobre las propiedades mecánicas y de fractura del material. Por ejemplo, se mide el tamaño de grano y el tenor inclusionario, así como la microestructura mediante un estudio de metalografía; también se hace un análisis químico para conocer la composición del material.

Por otra parte, existen ensayos fractomecánicos tales como el de integral J y el de fractoténacidad K que sirven para determinar parámetros del material relacionados con su comportamiento a la fractura. Posteriormente se analizarán en profundidad, así como los parámetros que se buscan medir. Sin embargo, un común denominador para todos los ensayos fractomecánicos que existen hasta el día de hoy es que suelen ser de elevada complejidad técnica, por lo que son caros y no abundan los laboratorios con las máquinas y el conocimiento adecuado para realizarlos. Es por esto que se busca llegar a estimar estos parámetros de tenacidad a la fractura mediante algún otro ensayo más rápido, sencillo y económico.

Allí es donde entran en juego las correlaciones entre energía absorbida en el impacto (ensayo de Charpy) y fractoténacidad K . Estas correlaciones son relaciones empíricas que vinculan la energía absorbida en un ensayo de tenacidad a la entalla (ensayo de Charpy, CVN) con la tenacidad a la fractura

para distintos materiales según el rango de temperatura en el que se esté trabajando. Algunas de estas correlaciones se hallan en el anexo 9F de la norma API 579/ASME FFS [3] y provee un método alternativo al ensayo de fractoténacidad para poder obtener un valor de K a partir de datos de CVN. Es conveniente mencionar que estas correlaciones suelen ser conservadoras, por lo que en general tienden a subestimar la tenacidad a la fractura del material.

Los objetivos del presente trabajo se resumen en los siguientes puntos:

- Elaboración de un análisis bibliográfico y generación de un resumen de los puntos más relevantes de la normativa actual referente a ensayos fractomecánicos y materiales de la industria del gas.
- Extracción de muestras de diversos tramos de cañerías del sistema instalado operado y mantenido por TGN para su posterior ensayo.
- Gestión y análisis de resultados de ensayos mecánicos, fractomecánicos y metalúrgicos.
- Comparación entre el resultado de fractoténacidad K obtenido a partir de relación directa con J (K_{JC}) y el obtenido a partir de correlaciones con CVN.
- Determinación del impacto que ciertas variables como la microestructura del material y su contenido inclusionario tienen sobre la fractoténacidad.

1.2. Contexto

El presente estudio se encuentra enmarcado dentro de una estructura de trabajo que comprende diversas disciplinas más allá de la fractomecánica. Involucra a muchas de las especialidades comprendidas dentro del área del manejo de integridad como por ejemplo el análisis de defectos, análisis de riesgos, protección anticorrosiva y análisis de tensiones. Al introducir la especialidad de fractomecánica en julio de 2019, la gerencia técnica de la compañía TGN tuvo en mente que, entre otras cosas, se pudiera implementar un programa de Crack Management o manejo de fisuras, que involucra todos los pasos, desde la recolección de información sobre el material y la identificación de potenciales amenazas de fisuración, hasta la detección, cálculo, monitoreo y mitigación o reparación de fisuras.

Toda esta tarea requiere de esfuerzos por parte de las distintas disciplinas dentro del manejo de integridad y, si bien había una parte importante del trabajo que ya se había realizado previamente, como puede serlo un programa de ILI¹ capaz de detectar y dimensionar fisuras o la detección de amenazas como el SCC² y la susceptibilidad de los diferentes caños a esta, aún faltaba contar con un dato fundamental en cuanto al comportamiento del material ante fisuras: la tenacidad a la fractura de los distintos aceros del sistema instalado.

Uno de los propósitos detrás del mencionado programa es lograr caracterizar a todos los aceros que se encuentren instalados en cañerías del sistema operado y mantenido por TGN en cuanto a sus propiedades mecánicas, químicas y metalúrgicas y luego organizar toda esta información en una biblioteca fractomecánica. Este dato pasaría luego a formar parte de las características de la cañería, como lo son por ejemplo el diámetro, el espesor de pared y la tensión de fluencia. Una vez realizado todo este proceso, se debe tomar en cuenta la fractoténacidad como un factor esencial a la hora de evaluar la susceptibilidad de la cañería a fallar por amenazas ambientales como SCC, y de esa forma se pueden priorizar los distintos segmentos de la cañería para ser inspeccionados.

1.3. Estructura del trabajo

En primer lugar, se desarrolló la teoría de fractomecánica desde sus principios fundamentales, hasta sus parámetros medibles, los cuales resultan luego más cercanos a las actividades diarias de los ingenieros dedicados al manejo de integridad y son de gran utilidad para caracterizar a los materiales. A pesar de

¹In-line inspection o inspección interna es una técnica de evaluación integridad de gasoductos utilizada para detectar defectos en la cañería. Para cada tipo de defecto que se busca detectar existen distintos tipos de herramienta basadas en principios de funcionamiento diferente. Mayoritariamente se trata de herramientas que hallan defectos basados en electromagnetismo u ondas acústicas.

²El stress corrosion cracking es un mecanismo de degradación de los metales que consiste en la formación de fisuras debido a la corrosión bajo tensión. Para que esta exista debe haber un material susceptible, un medio corrosivo y una tensión aplicada.

tratarse de una disciplina relativamente moderna que halló su origen a principios del siglo XX, ya se cuenta con suficiente bibliografía y estudios realizados como para tener un entendimiento de los parámetros que determinan el comportamiento de un material ante fisuras. Adicionalmente, mediante estudios y ensayos fractomecánicos realizados en los últimos años, se ha logrado llegar a un alto grado de refinamiento de la teoría para materiales ingenieriles.

En particular se buscó profundizar en la explicación de los parámetros de integral J crítico J_{IC} y tenacidad a la fractura K_{IC} , sus significados y su interrelación. Asimismo resultó de fundamental importancia adentrarse en la explicación de las diferencias entre el comportamiento lineal elástico y el elasto-plástico, así como sus respectivos desarrollos teóricos desde el punto de vista fractomecánico.

Una vez desarrollada la teoría de fractomecánica, se analizaron en detalle las correlaciones entre la energía de impacto obtenida en el ensayo de Charpy CVN y la fractoténacidad K_{IC} . Estas correlaciones fueron desarrolladas a partir de ensayos conducidos sobre diferentes tipos de aceros, por lo cual se trata de relaciones puramente empíricas.

Luego se buscó información de manera extensiva y detallada sobre los ensayos que fueron realizados sobre el material durante este proyecto. Se desarrolló el contenido, objetivo, método, normas, requerimientos, ventajas y limitaciones con las que cuenta cada uno de ellos.

Por último se analizaron los resultados de los ensayos realizados y se hizo una comparación entre los valores de tenacidad a la fractura obtenidos por correlación con CVN y los calculados por relación directa a partir del ensayo de integral J , los cuales se encuentran más cercanos a la realidad por ser resultado directo de un ensayo fractomecánico. La última instancia será evaluar las diferencias entre los distintos valores de tenacidad a la fractura de los distintos aceros e intentar explicar estas diferencias a través de los parámetros provenientes de los distintos ensayos, como por ejemplo, el contenido de inclusiones, la composición química y el tamaño de grano, entre otros.

Se pudo, de esta manera, validar los procedimientos basados en normativa internacional en lo relacionado a manejo de fisuras. Herramienta que impactará directamente en el plan de manejo de integridad realizado por TGN y puesto en práctica en conjunto con contratistas para la inspección y mantenimiento del sistema de gasoductos.

2. Marco teórico

Los parámetros cuya importancia se considera mayor al momento de realizar un análisis fractomecánico son: el tamaño de fisura presente, la tenacidad a la fractura del material y la tensión remota a la que se encuentra sometida la pieza. Tal como se estableció en la introducción, este trabajo se enfocó principalmente en la determinación de la tenacidad a la fractura de un material mediante correlaciones CVN- K , sin embargo, esto no implica que los otros dos factores sean de menor relevancia.

Dentro de la teoría de fractomecánica existen dos criterios principales para describir el comportamiento de un material ante fisuras: el criterio energético y el criterio de la intensidad de tensiones [4]. Ambos criterios son de gran importancia por lo cual ambos se encuentran explicados dentro de este apartado desde sus orígenes hasta el estadio en el que han evolucionado en la actualidad. También se detallarán los parámetros mensurables relevantes a cada uno de los dos enfoques, lo cual es de importancia mayúscula para el propósito de relacionar la energía de impacto con la tenacidad a la fractura. Adicionalmente, se realizará la distinción entre la teoría de fractomecánica elástica lineal y la teoría elasto-plástica.

Por un lado, el principio fundamental que subyace al enfoque energético de la fractomecánica es que la propagación de una fisura existente ocurre cuando la energía disponible supera al trabajo necesario para propagar la grieta súbitamente.

El criterio de intensidad de tensiones, por otra parte, se basa en el hecho de que todas las componentes del campo de tensiones al que se encuentra sometido el material en la punta de la fisura son proporcionales a una sola constante. Si se conoce esta constante K , puede calcularse toda la distribución de tensiones.

Para materiales con una baja tenacidad a la fractura, la fractura frágil es el mecanismo de falla predominante y por lo tanto la tensión crítica varía de forma lineal con el K . A medida que aumenta la fractoténacidad, la LEFM (Mecánica de Fractura Lineal Elástica) deja de ser válida y comienzan a predominar las propiedades de fluencia del material. Para valores de fractoténacidad intermedios existe una transición entre comportamiento frágil y dúctil. El modelo de LEFM solo es válido cuando la longitud de la zona de material que ha entrado en fluencia en torno a la punta de la fisura, también conocida como radio plástico, es significativamente menor que la semi-longitud de la fisura a y la tensión remota aplicada es también menor que la tensión de fluencia.

2.1. Mecánica de la fractura lineal elástica

2.1.1. Orígenes de la LEFM

En los comienzos de la LEFM se buscó calcular de forma analítica la tensión a la que se tenía que someter a un material para alcanzar la fractura. Se partió del supuesto de que la fractura se produce cuando se excede la resistencia cohesiva teórica del material σ_c , es decir, se supera la fuerza de atracción entre los átomos. Se puede demostrar que la resistencia cohesiva teórica para un material adopta el valor:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{E \cdot \Upsilon_S}{x_0}} \quad (1)$$

Donde Υ_S es la energía de superficie por unidad de área y x_0 representa espacio entre átomos en el equilibrio.

Sin embargo, estas predicciones no se encontraban en concordancia con los resultados obtenidos a partir de la experimentación. En la realidad se observaba que la resistencia de los materiales era unos 3 o 4 órdenes de magnitud inferior a la resistencia cohesiva teórica, particularmente en materiales frágiles. La explicación que se halló para este fenómeno es que los defectos microscópicos que se hallan presentes en todos los materiales actúan como concentradores de tensiones y provocan que en determinados puntos se exceda la resistencia cohesiva teórica de manera local, razón por la cual se produce la fractura. La implicancia de este argumento es que los defectos disminuyen la resistencia a la fractura de los materiales. De esta manera, no es necesario que la tensión remota de la fisura sea igual a la resistencia cohesiva teórica, sino que es suficiente con que se alcance ese valor de tensión de forma puntual debido a las concentraciones de tensión.

Para imaginar cómo funciona la concentración de tensiones en torno a una fisura, puede ser útil imaginar el flujo de tensión en el cuerpo sometido a una carga (fig. 1). Este flujo de tensión puede ser visualizado

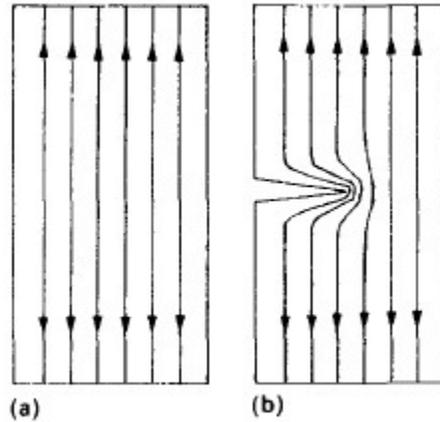


Figura 1: Visualización de la concentración de tensiones en torno a la punta de la fisura mediante flujo de tensión en comparación con la estructura intacta. (T.L Anderson 2017 [4])

como líneas imaginarias que indican como una unidad de carga se transmite desde un punto a otro. Si el cuerpo se encuentra íntegro, es decir libre de fisuras, las líneas de carga son iguales y equiespaciadas. Sin embargo, de haber una fisura presente, las líneas de carga deben rodear la punta de la fisura y la distancia entre ellas se hace más pequeña a medida que se encuentran más cercanas a la punta de la fisura. Esto significa que el flujo de tensión es mayor en el entorno de la punta de la fisura, la cual es un área muy pequeña.

El primero en estudiar los efectos de los concentradores de tensiones fue Inglis, quien llegó a una expresión para la concentración de tensión en una placa plana sometida a tensión remota σ con un agujero elíptico semejante a una fisura:

$$\sigma_A = 2 \cdot \sigma \sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (2)$$

Donde a es la semi-longitud de la elipse y ρ es el radio de curvatura de la punta de la fisura. El inconveniente con esta expresión es que predice una tensión infinita para una fisura con radio de curvatura muy pequeño. Resulta claro que esta predicción no es correcta, dado que el material se fracturaría ante una carga infinitesimal. Esto puede ser subsanado de la siguiente manera, ya que, en la realidad, el radio de curvatura nunca puede ser menor que el espacio entre átomos x_0 :

$$\sigma_A = 2 \cdot \sigma \sqrt{\frac{a}{x_0}} \quad (3)$$

Sin embargo, posteriormente la observación y la experimentación demostraron que el modelo en el cual la fractura está únicamente controlada por la tensión en la punta de la fisura es erróneo y no tiene validez general, ya que cuando existe un gradiente de tensiones en el material, la falla no está gobernada por un solo punto de alta tensión en la estructura. Es por esto que la teoría de Inglis de concentración de tensiones fue descartada y no tiene aplicación en la actualidad. Sin embargo, es importante mencionarla ya que significó el comienzo de la búsqueda de una teoría de fractomecánica que explicase el comportamiento de los materiales observado en la práctica.

Más adelante en el tiempo, fue Griffith el primero en adoptar un enfoque energético para el problema de la propagación de fisuras en materiales. Aplicando el primer principio de la termodinámica a la formación de fisuras, Griffith llegó a la conclusión de que una fisura se puede formar o crecer solamente si el proceso provoca que la energía total del sistema disminuya o se mantenga constante. La condición crítica se da por lo tanto, cuando la fisura crece sin que haya disminución de la energía total. Para que la fisura se propague, debe haber suficiente energía potencial en el material como para exceder a la energía de superficie. Se

puede expresar el balance energético de la siguiente forma:

$$\frac{dE}{dA} = \frac{d\Pi}{dA} + \frac{dW_s}{dA} = 0 \quad (4)$$

Donde E representa la energía total del material, Π es energía potencial debido a la energía de deformación interna y a las fuerzas externas, W_s es el trabajo requerido para formar una nueva superficie y dA es el diferencial de área de fisura.

Antes de continuar es importante realizar una distinción entre área de fisura y área de superficie. El área de fisura es la proyección del área de superficie sobre el plano que contiene a la fisura. Sin embargo, al abrirse una fisura se crean dos superficies, es por eso que el área de superficie es el doble del área de fisura.

Las predicciones de tensiones de fractura realizadas por ambos modelos tienen el mismo orden de magnitud. Sin embargo, el modelo de Griffith no considera explícitamente el radio de curvatura de la fisura. Una aparente contradicción surge cuando el radio de la fisura es mucho mayor que el espacio entre átomos. En este caso, el modelo de Griffith predice una resistencia a la fractura mucho menor que el de Inglis. En la realidad lo que se observa es que el comportamiento se halla entre medio de ambos modelos. La resistencia a la fractura es dependiente del radio de la fisura, pero no hasta el grado que lo es según el modelo de Inglis. Es por esto que ninguno de los dos modelos explica de forma completa el comportamiento de los materiales frente a fisuras.

La ecuación de Griffith, sin embargo, arroja resultados acertados para materiales de comportamiento extremadamente frágil como el vidrio, aunque subestima demasiado la resistencia a la fractura de los materiales metálicos dado que no toma en cuenta los efectos de plasticidad. Es por esto que Irwin y Orowan modificaron la ecuación de Griffith para incluir los efectos de la fluencia:

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2 \cdot E \cdot (\Upsilon_s + \Upsilon_p)}{\pi \cdot a}} \quad (5)$$

En la expresión 5, Υ_p representa el trabajo plástico por unidad de superficie creada y es típicamente mucho mayor que Υ_s .

Esta corrección por plasticidad se debe a que en un material metal, para que la fisura avance, no es suficiente que se rompan los enlaces atómicos para que la fisura se propague, sino que también debe haber movimiento de las dislocaciones en las cercanías de la punta de la fisura, lo cual resulta en una disipación de energía adicional. Una aclaración importante es que este modelo sirve solamente cuando los efectos de la plasticidad están confinados a un radio pequeño en torno a la punta de la fisura. El comportamiento global del material debe ser lineal elástico. Es por esto que a pesar de tener en cuenta efectos plásticos en torno a la punta de la fisura, este modelo se encuentra aún dentro de la LEFM ya que la plasticidad se encuentra confinada a una región muy pequeña del material.

2.1.2. Criterio energético de la LEFM

En 1956 Irwin propuso un modelo energético similar al modelo de Griffith, aunque más conveniente para resolver problemas de ingeniería. Definió una tasa de liberación de energía G , la cual es una medida de la energía disponible en el material para que ocurra la propagación de la fisura:

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (6)$$

La propagación de la fisura se da cuando G alcanza su valor crítico G_C , pero el crecimiento de la fisura puede ser estable o inestable dependiendo del valor que tome la variación de G con respecto al tamaño de la fisura. A G_C se la conoce como resistencia a la propagación de la fisura o R . Una curva de R vs propagación de fisura se llama curva R o curva de resistencia. El correspondiente gráfico de G contra propagación de fisura se llama curva de fuerza motriz.

Se pueden dividir a los materiales en dos categorías según el comportamiento de su curva R : por un lado, están los materiales que tienen una curva plana, donde la resistencia del material es constante con el crecimiento de fisura y por otro lado los materiales de curva con R creciente, es decir, que se debe incrementar la tensión para que continúe la propagación de la fisura.

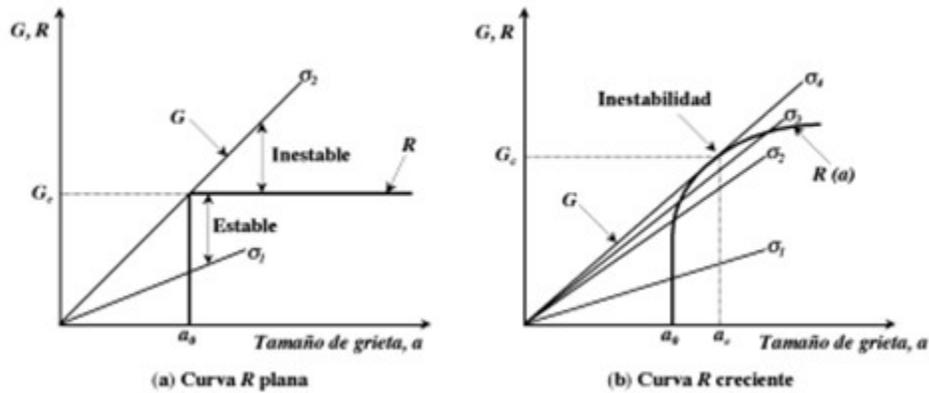


Figura 2: Diferentes comportamientos de la curva R (Arana-Gonzalez 2002 [5]).

Como se puede ver en la figura 2.a, la resistencia del material es constante con el crecimiento de la fisura. Cuando la tensión es igual a σ_1 la fisura es estable. Cuando la tensión alcanza σ_2 ocurre la fractura, ya que la propagación de fisura es inestable, debido a que la fuerza motriz se incrementa con el crecimiento de fisura.

Por otra parte, la figura 2.b muestra una curva con R creciente. La fisura crece un poco cuando se alcanza σ_2 , pero no puede seguir creciendo a menos que se incremente la tensión. Cuando la tensión está fija en σ_2 la fuerza motriz se incrementa a una tasa menor que la resistencia R . El crecimiento estable de la fisura continúa hasta que la tensión crece hasta σ_3 . Finalmente, cuando la tensión alcanza el valor de σ_4 la curva de la fuerza motriz es tangente a la curva R . El crecimiento de fisura pasa a ser inestable. Las condiciones para crecimiento estable de fisura son:

$$G = R \quad (7)$$

$$\frac{dG}{da} \leq \frac{dR}{da} \quad (8)$$

Por otro lado, el crecimiento inestable se da cuando:

$$\frac{dG}{da} > \frac{dR}{da} \quad (9)$$

Cuando la curva R es plana, como lo es el caso de la figura 2.a, se puede definir unívocamente un valor de tasa de liberación de energía crítica G_C . Sin embargo, cuando el material exhibe un comportamiento como el de la figura 2.b, no se le puede asignar un único valor de tenacidad. De acuerdo con la expresión anterior, una estructura falla cuando la curva de la fuerza motriz es tangente a la curva R . Sin embargo, el punto de tangencia va a variar según con la forma de la curva de la fuerza motriz, la cual a su vez depende de la configuración de la estructura.

Los materiales con curva R creciente pueden ser caracterizadas por el valor de G al inicio del crecimiento de la fisura. Si bien la tasa de liberación de energía G al inicio de la fisura suele ser independiente de la geometría de la estructura, este no es sencillo de medir. Suele ser imposible determinar el momento exacto de la iniciación de la fisura en la mayoría de los materiales.

La forma de la curva R depende del comportamiento del material, y en menor medida de la configuración de la estructura fisurada. Para un material idealmente frágil, la curva R es plana porque la energía de superficie es una invariante del material. Sin embargo, cuando el comportamiento del material no es lineal, la curva R puede adoptar una variedad de formas. Por ejemplo, la fractura dúctil en metales suele resultar en una curva R creciente. La zona plástica en la punta de la fisura aumenta su tamaño a medida que la fisura crece. Es por esto que la fuerza motriz debe incrementarse para mantener el crecimiento de fisura. Si el cuerpo es infinito (la zona plástica es pequeña en comparación con las dimensiones relevantes del cuerpo), la zona plástica y R alcanzan valores de estado estacionario y la curva R se vuelve plana con el crecimiento de fisura.

Algunos materiales pueden tener incluso una curva R decreciente. Cuando los materiales fallan por planos de clivaje, la resistencia del material está provista por la energía de superficie y disipación plástica local. La curva R sería plana si el crecimiento de fisura fuera estable. Sin embargo, la propagación de fisura por planos de clivaje es normalmente inestable. El material cercano a la punta de la fisura está sometido a tasas de deformación extremadamente altas, lo cual suprime la posibilidad de deformación plástica. Por lo cual la resistencia de una fisura que crece rápidamente por planos de clivaje es menor que cuando se inicia la fisura.

El tamaño y la geometría de la fisura también tienen influencia sobre la forma de la curva R. Una fisura en una placa muy fina tiende a provocar una curva R más empinada que en un cuerpo más grueso, ya que la triaxialidad en la punta de la fisura es baja, mientras que, en el caso del cuerpo de mayor espesor, la punta de la fisura puede encontrarse en un estado de deformación plana.

Idealmente, la curva R, al igual que otras medidas de la tenacidad a la fractura, debería ser una propiedad del material y no depender de la forma y tamaño de la muestra fisurada. Sin embargo, la configuración del material tiene cierto grado de influencia sobre su forma.

2.1.3. Criterio de intensidad de tensiones de la LFM

Resulta de gran interés para estudiar el crecimiento de las fisuras, conocer el campo de tensiones en torno a la punta de la fisura, ya que son estas tensiones las que tienden a provocar la apertura de la fisura. En coordenadas polares y tomando el origen del sistema en la punta de la fisura, el tensor de tensiones puede expresarse de la siguiente forma:

$$\sigma_{ij} = \frac{k}{\sqrt{r}} \cdot f_{ij}(\Theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m \cdot r^{\frac{m}{2}} \cdot g_{ij}^{(m)}(\Theta) \quad (10)$$

Donde k es una constante de proporcionalidad, f_{ij} es una función adimensional dependiente de la coordenada Θ , A_m es la amplitud de los términos de orden superior y g_{ij} es una función adimensional dependiente de la coordenada Θ .

Los términos de orden superior dependen de la geometría, pero el término principal depende de $\frac{1}{\sqrt{r}}$ por lo que, para la zona muy cercana a la punta de la fisura, ese término tiende a infinito y el resto de los términos pueden considerarse despreciables.

Tal como puede verse en la figura 3, existen tres modos de falla por los cuales un cuerpo puede fracturarse:

- Modo I: apertura; el cuerpo fisurado es sometido a tensiones normales.
- Modo II: deslizamiento o corte plano; el desplazamiento de la superficie de fisura se da en el plano de la fisura y es perpendicular a su borde principal.
- Modo III: rasgado, causado por corte fuera del plano; el desplazamiento de las superficies de la fisura se da en el plano de la fisura y es paralelo a su borde principal.

Cada uno de estos modos de carga produce la misma singularidad en la punta de la fisura debido a la dependencia de la tensión con la inversa de la raíz del radio, sin embargo, k y f_{ij} son dependientes del modo de carga.

En este punto resulta conveniente reemplazar a la constante k por el factor de intensidad de tensiones K . El factor de intensidad de tensiones determina la magnitud de la zona alrededor de la punta de la fisura donde la singularidad es preponderante. Además, K define unívocamente el estado de tensiones en torno a la punta de la fisura; si se conoce K se puede conocer el estado de tensiones de manera completa. Existe un factor de intensidad de tensiones para cada uno de los tres modos: K_I , K_{II} y K_{III} . No obstante, en la mayoría de las aplicaciones de ingeniería se usa prácticamente de manera exclusiva el factor de intensidad de tensiones de modo I K_I . Es por esto que de aquí en adelante, cada vez que se utilice la nomenclatura K será para hacer referencia al factor de intensidad de tensiones de modo I, salvo indicación contraria.

Más allá de todo lo que se ha desarrollado previamente, para que este análisis sea aplicable a un problema de ingeniería de la realidad, la constante K debe poder ser derivable únicamente a partir de la tensión

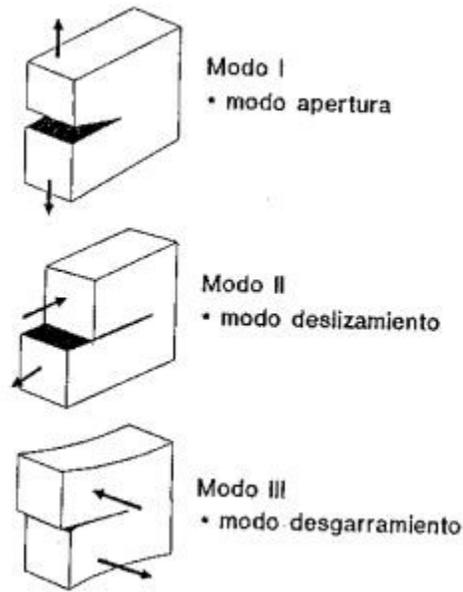


Figura 3: Los tres modos de carga existentes para un material: apertura, deslizamiento y desgarramiento. (Arana-Gonzalez 2002 [5])

remota aplicada sobre el material y de la geometría de la pieza. Para algunas configuraciones sencillas existen soluciones analíticas, sin embargo para otras combinaciones más complejas, debe recurrirse al análisis numérico.

Para la mayoría de los casos en los que existe una solución analítica, las dimensiones de la fisura deben ser muy pequeñas en comparación con las dimensiones del cuerpo en el que se encuentran. Esto se debe a que las condiciones en la punta de la fisura no deben verse afectadas por efectos de borde. A medida que el tamaño de la fisura es más significativo con respecto a las dimensiones del cuerpo en el que se encuentra, los efectos de las superficies comienzan a cobrar relevancia sobre el estado tensional en la punta de la fisura. En estos casos, resulta imposible llegar a una solución analítica para el valor de K .

Un claro ejemplo de una geometría sencilla para la cual se puede encontrar una expresión analítica es una placa plana infinita con una fisura de longitud $2a$ en una ubicación central, sometida a una tensión remota σ (fig. 4).

Partiendo de la expresión 10, si se desprecian los términos de orden superior, tomando un ángulo $\Theta = 0$ y reemplazando la coordenada r por la coordenada x (para un ángulo $\Theta = 0$ r y x son coincidentes) se puede deducir que las tensiones normales en la punta de la fisura σ_{yy} serán proporcionales a la tensión remota de la siguiente manera:

$$\sigma_{yy} \propto \frac{\sigma}{\sqrt{2\pi x}} \quad (11)$$

A su vez, resulta lógico el razonamiento de que las tensiones serán de proporcionalidad directa con el largo de la fisura. Sin embargo, el largo de fisura debe estar afectado por una raíz cuadrada para que coincidan las dimensiones de ambos miembros:

$$\sigma_{yy} \propto \frac{\sigma \sqrt{a}}{\sqrt{2\pi x}} \quad (12)$$

Para poder reemplazar el signo de proporcionalidad por uno de igualdad, debe incluirse una constante de proporcionalidad C :

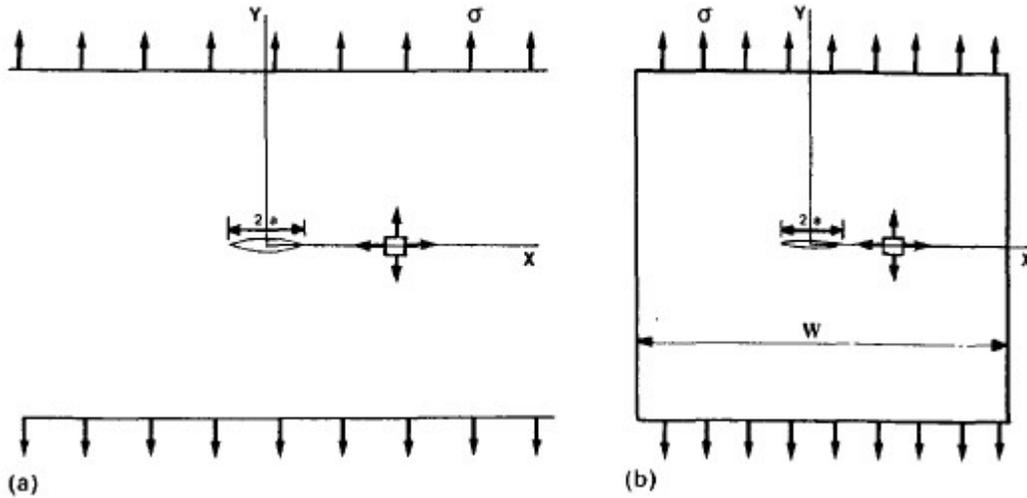


Figura 4: Placa plana con fisura en ubicación central (a) Placa Infinita (b) Placa finita (Arana-Gonzalez 2002 [5]).

$$\sigma_{yy} = \frac{C\sigma\sqrt{a}}{\sqrt{2\pi x}} \quad (13)$$

La constante C debe determinarse para cada configuración en particular. Para el caso de la placa plana con fisura central sometida a tensión remota, esta adoptará el valor de $\sqrt{\pi}$. Por lo tanto:

$$\sigma_{yy} = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi x}} \quad (14)$$

De esto, se puede deducir que el factor de intensidad de tensiones tomará el valor:

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (15)$$

Este mismo razonamiento utilizado para la deducción del factor de intensidad de tensiones para una placa plana infinita, se puede poner en práctica para otras configuraciones sencillas en las que sea posible encontrar una solución analítica.

Análogamente a lo que sucede con la fisura cuando se alcanza un determinado valor de G crítico, también puede definirse un valor crítico para el parámetro K . Una vez superado este valor, comienza la propagación inestable de la fisura. A este valor crítico se lo conoce como tenacidad a la fractura. Para el modo de falla I, se tiene el valor de K_{IC} , el cual es uno de los parámetros más utilizados en la ingeniería para caracterizar el comportamiento de los materiales a la fractura.

Para casos de estudio simples como el caso de la placa plana infinita, resulta muy sencillo calcular este valor de forma analítica, dado que solo se requiere reemplazar el valor de la tensión remota por un valor de tensión admisible σ_{adm} , lo que arroja la siguiente ecuación:

$$K_{IC} = \sigma_{adm}\sqrt{\pi a} \quad (16)$$

Es importante recordar que esta expresión es solamente válida en el entorno cercano de la punta de la fisura, siempre y cuando x o r sean muy pequeñas. En la medida que esta coordenada crece, ya no es correcto asumir que los términos de orden superior son despreciables y por tanto deben ser tenidos en cuenta. De lo contrario, las tensiones de un punto alejado de la punta de la fisura serían nulas y no iguales a la tensión remota como deberían serlo.

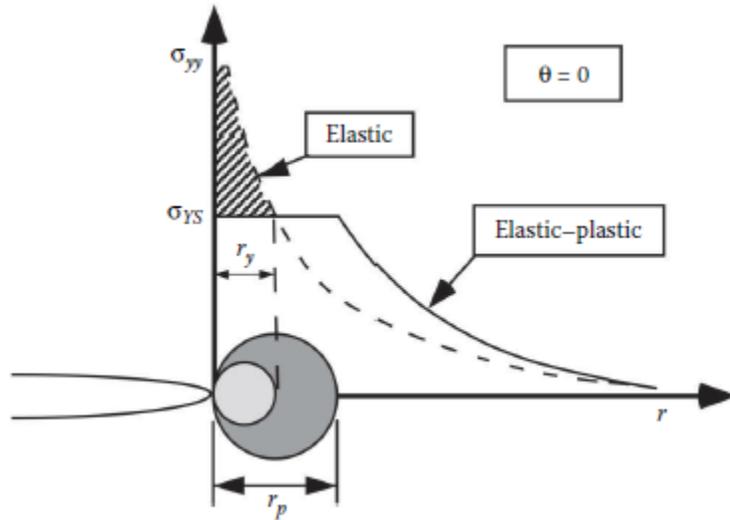


Figura 5: Esfuerzos en la Punta de la Fisura (T.L. Anderson 2017 [4]).

2.2. Correcciones a la LEFM

El análisis de tensiones lineal elástico de fisuras de radio pequeño predice tensiones infinitas en la punta de la fisura. Desde un punto de vista estrictamente elástico lineal, esto no entra en contradicciones con la teoría existente, dado que la ley de Hooke establece que $\sigma = E\epsilon$ y no prescribe ningún tipo de restricción sobre los valores que la tensión o la deformación pueden tomar.

En la práctica, las tensiones tienen valores finitos, ya que el radio de curvatura de la punta de la fisura debe ser finito. Lo que sucede en la realidad es que se produce una deformación plástica en la punta de la fisura (se forma la ya mencionada zona plástica). Es por esto que la tensión no puede aumentar arbitrariamente, dado que se ve limitada por la plastificación, tal como lo indica la figura 5.

El análisis de tensiones elástico se torna altamente inexacto en la zona plástica, por lo que se deben hacer correcciones a la LEFM. El tamaño de la zona de fluencia en torno a la punta de la fisura puede estimarse por dos métodos: el método de Irwin y el modelo de la banda de fluencia.

2.2.1. Método de Irwin

Según la corrección a la LEFM de Irwin [6], en el plano de la fisura, las tensiones normales están dadas por:

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (17)$$

Si se reemplaza la tensión normal en la dirección de y por la tensión de fluencia σ_{ys} y se despeja el radio, se obtiene el radio plástico r_y :

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (18)$$

Esta expresión, sin embargo, no es correcta, ya que está basada en la solución elástica para el factor de intensidad de tensiones. Al producirse la fluencia debe haber una redistribución de tensiones para que se sigan satisfaciendo las condiciones de equilibrio.

Como puede verse en la figura 5, las tensiones que están sombreadas ocurrirían en una condición puramente elástica. Sin embargo, esto no sucede dado que antes se alcanza la fluencia. Es por esto que la zona plástica debe incrementar su tamaño y la línea punteada no es coincidente con la línea entera de la figura. Una corrección para este nuevo radio plástico arroja el siguiente valor:

$$r_y = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (19)$$

Es decir que el radio plástico resulta dos veces mayor de lo que se estimó previamente. El radio plástico impacta sobre el tamaño de la fisura, que debe ser corregido. Para este fin, se define una longitud de fisura efectiva a_{eff} :

$$a_{eff} = a + r_y \quad (20)$$

Para un estado de deformación plana se deriva que:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (21)$$

Y para un estado de tensión plana se obtiene la expresión:

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (22)$$

Por consiguiente, el factor de intensidad de tensiones efectivo se obtiene mediante:

$$K_{eff} = Y_{eff} \sigma \sqrt{\pi a_{eff}} \quad (23)$$

Donde Y_{eff} es un factor geométrico.

La corrección por plasticidad de Irwin se utiliza ampliamente debido a su relativa sencillez. Por ejemplo, al realizar un análisis de aptitud para el servicio mediante API 579/ASME FFS Parte 9 [3] (dedicada a la evaluación de fisuras) por nivel 2, se pueden encontrar estas mismas expresiones en la corrección del factor de intensidad de tensiones secundarias y residuales K_I^{SR} .

Puede observarse en las expresiones 21 y 22 que el radio plástico es 3 veces menor para el caso de la deformación plana que para la tensión plana. Esto se debe a que en el caso de que el espesor del material sea pequeño, este tendrá libertad para deformarse, lo cual conduce a un estado de tensión plana. En una superficie libre no pueden existir tensiones perpendiculares, por lo que $\sigma_{zz} = 0$. Esto implica que el estado de tensiones en las superficies libre es biaxial.

Este principio es aplicable a la punta de la fisura, dado que allí hay una superficie libre producto de la separación del material. Es por esta razón que en un punto que se encuentre justo sobre la superficie de la punta de la fisura las tensiones normales en x deben anularse ($\sigma_{xx} = 0$). Sin embargo, a medida que la coordenada x aumenta hacia el interior del material, σ_{xx} deja de ser nulo e incluso puede llegar a existir un estado triaxial de tensiones.

Si se analiza el estado de tensiones en la punta de la fisura, la deformación en la dirección z según la ley de Hooke será igual a:

$$\epsilon_z = -\nu \frac{\sigma_{xx}}{E} - \nu \frac{\sigma_{yy}}{E} \quad (24)$$

Si el espesor del material es alto, un valor de ϵ_{zz} demasiado elevado no será posible debido a la restricción que el propio material impondrá a la deformación en la dirección z . Esto provocará la aparición de una tensión en dicha dirección σ_{zz} no nula. La triaxialidad aumentará en la medida que el espesor del material aumente. La expresión completa para ϵ_{zz} debe incluir por lo tanto a σ_{zz} y se anula para reflejar la restricción a las deformaciones en la dirección z :

$$\epsilon_{zz} = \frac{\sigma_{zz}}{E} - \nu \frac{\sigma_{xx}}{E} - \nu \frac{\sigma_{yy}}{E} \quad (25)$$

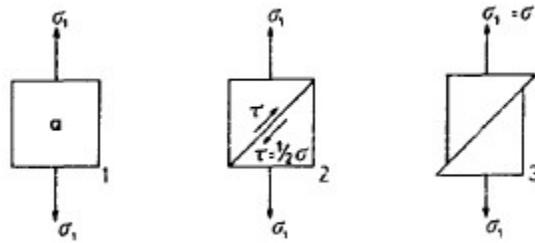


Figura 6: Tensiones de corte que provocan el deslizamiento de los planos dislocados (Arana-Gonzalez 2002 [5]).

Resolviendo para σ_{zz} :

$$\sigma_{zz} = \nu (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad (26)$$

Esto significa que al no permitirse la deformación en alguna dirección, se producirá una tensión en dicha dirección.

La tensión requerida para alcanzar la fluencia será fuertemente dependiente del estado de tensiones. Para un estado de tensión plana, la fluencia ocurrirá aproximadamente cuando la tensión principal más alta alcance el valor de tensión de fluencia del material. Sin embargo, se necesitará de un valor de tensión más elevado para alcanzar la fluencia en un estado triaxial de tensiones.

Esto puede explicarse valiéndose del criterio de falla de Tresca, que establece que para que ocurra la fluencia, la diferencia entre la mayor y la menor tensión principal debe ser igual a la tensión de fluencia.

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_{ys} \text{ o } \sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_{ys} \quad (27)$$

De esta manera, la tensión de corte τ de mayor magnitud actúa a 45° y tiene un valor igual a la mitad tensión remota de tracción aplicada ($\tau = \frac{\sigma}{2}$), como lo indica la figura 6. Es importante aclarar que son las tensiones de corte las que provocan el movimiento de dislocaciones necesario para que ocurra la plastificación. Si se somete un cuerpo a tensión hidrostática, no ocurrirá plastificación dado que las tensiones de corte serían nulas. Son en definitiva las tensiones de corte las que producen el desplazamiento de las dislocaciones y la consiguiente fluencia.

El fenómeno de la variación del tamaño de la zona plástica con el estado de tensiones explica por ende las diferencias en el valor de K según el espesor de la pieza. El valor de K_{IC} medido disminuye en la medida que aumenta el espesor de la probeta hasta que se estabiliza al llegar a una meseta (fig. 7). La tenacidad a la fractura aumenta en la medida que el volumen de material capaz de deformarse plásticamente antes de la fractura es mayor, y esto ocurre en mayor medida para un estado de tensión plana, ya que hay menor restricción a la deformación. Es por este motivo que, como se detallará más adelante, es necesario hacer relevante al espesor de la probeta con la que se realizan los ensayos de fractoténacidad.

2.2.2. Modelo de la banda de fluencia

Por otra parte, se encuentra la corrección a la LEFM mediante el modelo de la banda de fluencia propuesto por Dugdale y Barenblatt. En su trabajo titulado *Yielding of Steel Sheets Containing Slits* [7], Dugdale investigó la relación entre la tensión aplicada a una placa plana con una ranura delgada y el tamaño de la zona plástica que se forma en torno a dicha ranura.

El modelo de plasticidad allí propuesto realiza la suposición de que al cargar la placa con una ranura muy fina, la plasticidad se verá confinada a una delgada banda a lo largo de la línea de la ranura. A partir de los puntos obtenidos de la experimentación, Dugdale propuso la siguiente relación entre tensión aplicada y extensión de la zona plástica:

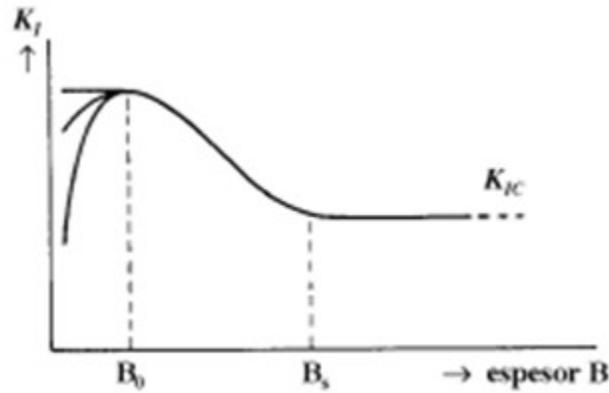


Figura 7: Variación de la tenacidad a la fractura K_{IC} en función del espesor de la pieza. B_0 es el espesor de una probeta fina y B_S el de una gruesa (Arana-Gonzalez 2002 [5]).

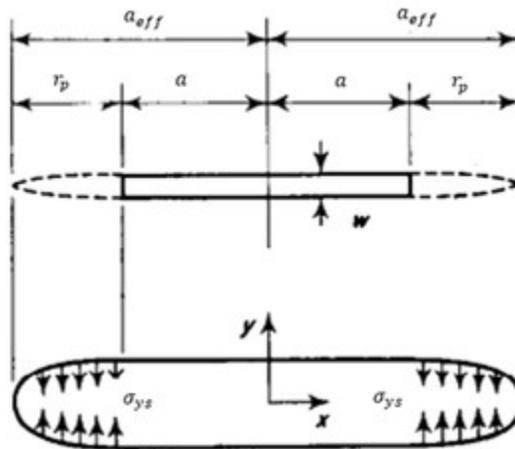


Figura 8: Esquema del modelo de la banda de fluencia propuesto por Dugdale. Lo que en la figura se referencia como r_p es el radio plástico r_y (Dugdale 1960 [7]).

$$\frac{r_y}{a + r_y} = 2 \left(\sin \frac{\pi\sigma}{4\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (28)$$

Este modelo asume que el tamaño de la fisura es igual a $(2a + 2r_y)$. También se asume una tensión igual a la tensión de fluencia aplicada en cada una de las puntas de la fisura y que tiende a cerrar la punta de la fisura, tal como puede verse en la figura 8. Es decir que de forma efectiva, también se está agrandando el tamaño de la fisura debido a los radios plásticos en torno a las puntas.

En la publicación científica llamada *The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials* [8], Burdekin y Stone derivaron una expresión para el radio plástico que conduce a la siguiente fórmula para el K_{eff} :

$$K_{eff} = \sigma_{ys} \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{8}{\pi^2} \ln \left(\sec \frac{\pi\sigma}{2\sigma_{ys}} \right)} \quad (29)$$

A continuación se realizará una breve comparación entre ambas correcciones por plasticidad.

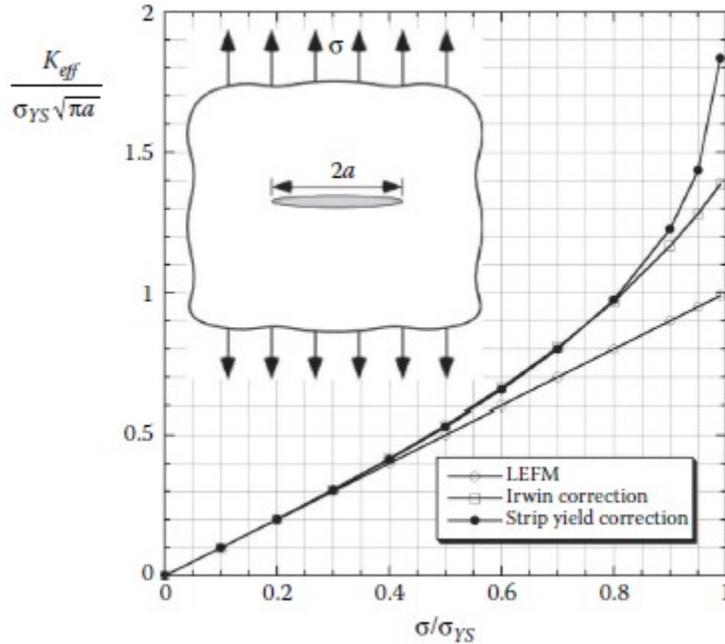


Figura 9: Comparación de las correcciones por plasticidad de K (T.L. Anderson 2017 [4]).

2.2.3. Comparación entre los dos modelos

Ambas correcciones se desvían del valor de K sin corregir para tensiones aplicadas superiores al 50 % de la σ_{ys} . Por otra parte, ambas correcciones tienen una coincidencia prácticamente idéntica hasta un valor del 85 % de la σ_{ys} . La comparación entre ambas correcciones y el modelo de la LEFM sin corrección puede verse en la figura 9.

Como ya se mencionó previamente, las tensiones en torno a la punta de la fisura varían con $\frac{1}{\sqrt{r}}$ y el factor de intensidad de tensiones K define la amplitud de la singularidad en torno a la punta de la fisura. Si se asume que el material falla para alguna combinación determinada de tensiones y deformaciones, entonces la propagación de la fisura ocurrirá para un valor de K crítico K_C (usualmente se utiliza el valor crítico de modo I K_{IC}). Este valor de K_{IC} es una medida de la tenacidad a la fractura y es una propiedad del material; es independiente de la geometría y de la configuración. Dado que G y K están relacionados mediante una expresión matemática, también se puede hallar el G crítico:

$$G_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E} \quad \text{Tension Plana} \quad (30)$$

$$G_{IC} = (1 - \nu^2) \frac{K_{IC}^2}{E} \quad \text{Deformacion Plana} \quad (31)$$

Es conveniente recordar que la zona de la singularidad donde las tensiones varían con $\frac{1}{\sqrt{r}}$ es válida solo para comportamiento lineal elástico, hasta ahora no se ha tratado el tema de la distribución de tensiones dentro de la zona plástica. Si bien puede darse el caso de que la zona plástica sea muy pequeña, típicamente las fisuras tienden a nuclear dentro de esa zona. Esto conduce a la siguiente pregunta: ¿Qué tan útil es el factor de intensidad de tensiones en materiales que exhiben deformación plástica en torno a la punta de la fisura? La respuesta a esta pregunta es que, tal como se verá más adelante, pueden encontrarse relaciones directas entre el parámetro K y los parámetros plásticos que se discutirán. De modo que aún en el régimen plástico, el K del material sigue siendo de gran utilidad.

Si la zona plástica es pequeña y circunscrita a la zona de la singularidad de tensiones, no hay inconvenientes con la utilización del modelo de la LEFM. Sin embargo, a medida que la zona plástica crece, empieza a abarcar toda la zona de la singularidad y las tensiones dejan de variar con $\frac{1}{\sqrt{r}}$. En estos casos,

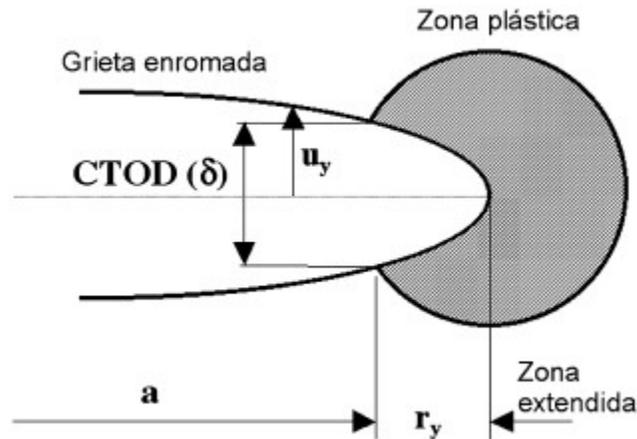


Figura 10: Enromamiento de la punta de fisura y CTOD (Arana Gonzalez 2002 [5]).

K deja de caracterizar las tensiones en torno a la punta de la fisura. Lo que esto implica en la práctica es que la LEFM deja de ser válida cuando las dimensiones de la zona plástica empiezan a ser relevantes con respecto al resto de las dimensiones de la fisura.

A modo de resumen de lo discutido hasta este punto, dentro de la LEFM existen dos parámetros que caracterizan el comportamiento de los materiales ante fisuras: el K_{IC} , obtenido a partir del criterio de intensidad de tensiones, y el G_C , derivado de un análisis energético. De estos dos parámetros, es el K_{IC} el que tiene mayor aplicación en el ámbito de la ingeniería, dada la relativa sencillez con la que se puede obtener su valor a partir de ensayos destructivos.

2.3. Mecánica de la fractura elasto-plástica

La LEFM es únicamente válida cuando la deformación plástica está confinada a un región pequeña en torno a la punta de la fisura. En muchos materiales, no resulta posible caracterizar el comportamiento ante fisuras mediante la LEFM y es necesario recurrir a otro modelo que tenga en cuenta los efectos de fluencia. A continuación se desarrollarán algunos parámetros que caracterizan el comportamiento de los materiales y su resistencia a la fractura pero que tienen en cuenta los efectos de plasticidad. Estos parámetros fundamentales de la EPFM son la apertura de la punta de fisura CTOD (fig. 10) y la integral J .

2.3.1. Apertura de la punta de fisura CTOD

En 1961 Wells realizó experimentos con el propósito de medir el K_{IC} para aceros estructurales. Este notó que previamente a que se produjera la fractura, ambas caras de la fisura se desplazaban alejándose una de la otra y la deformación plástica producía el enromamiento de la punta de la fisura. El grado de enromamiento de la fisura iba en aumento a medida que la tenacidad a la fractura del material era mayor. Esta observación llevó a Wells a proponer el desplazamiento del frente de fisura o CTOD como medida de la tenacidad a la fractura de un material.

En su publicación titulada *Unstable crack propagation in metals: Cleavage and fast fracture* [9], Wells realizó un análisis que buscaba relacionar el CTOD con la tenacidad a la fractura K . Si se considera una fisura con una pequeña zona plástica, recordando el postulado de Irwin de que la plasticidad de la punta de la fisura hace que la longitud de la fisura efectiva sea mayor, se puede hallar el CTOD resolviendo para el desplazamiento de la punta de la fisura. Si se asume una longitud de fisura efectiva de $a + r_y$:

$$u_y = \frac{4}{E'} K_I \sqrt{\frac{r_y}{2\pi}} \quad (32)$$

Donde el desplazamiento u_y representa al CTOD y E' es el módulo de Young efectivo:

$$E' = E \quad \text{Tension Plana} \quad (33)$$

$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2} \quad \text{Deformacion Plana} \quad (34)$$

La corrección de Irwin por plastificación para tensión plana es:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (35)$$

Si se combinan las expresiones anteriores se puede llegar a una fórmula para el CTOD:

$$CTOD = 2u_y = \frac{4}{\pi} \frac{K_I^2}{\sigma_{ys} E} \quad (36)$$

Alternativamente, se lo puede vincular con G , dado que G y K están relacionados:

$$CTOD = \frac{4}{\pi} \frac{G}{\sigma_{ys}} \quad (37)$$

Para un material donde la zona de plastificación es pequeña, el CTOD está relacionado con G y con K_I . El modelo de Dugdale provee un método alternativo para analizar el CTOD, que se puede definir como la apertura de la fisura en el final de la banda de fluencia. De esta forma, usando la expresión anteriormente vista y expansión en serie de Taylor, a medida que $\frac{\sigma}{\sigma_{ys}}$ tiende a 0:

$$CTOD = \frac{K_I^2}{\sigma_{ys} E} = \frac{G}{\sigma_{ys}} \quad (38)$$

Este modelo asume que no hay endurecimiento por deformación y que las condiciones son de tensión plana. Se puede encontrar una relación más general:

$$CTOD = \frac{K_I^2}{m\sigma_{ys} E} = \frac{G}{m\sigma_{ys}} \quad (39)$$

Donde m es una constante adimensional que vale aproximadamente 1 para tensión plana y 2 para deformación plana.

De la misma forma en que existen los valores críticos K_{IC} y G_C para los cuales la fisura comienza a propagarse de forma inestable, Wells definió un valor crítico de CTOD. Existen métodos para ensayar CTOD en laboratorio ya que se trata de un parámetro de amplia utilización en la ingeniería para caracterizar resistencia a la fractura. Estos ensayos se hayan normalizados en la ASTM E1820 [10]. Sin embargo, en este trabajo no se incurrirá en el detalle de dichos ensayos, dado que no tienen relevancia directa sobre las actividades realizadas.

2.3.2. La integral de contorno J

J.R. Rice introdujo el concepto de integral de contorno J en una publicación del año 1968 [11]. El propósito de su trabajo fue caracterizar el campo de deformaciones en torno al borde de una fisura o entalla, particularmente en materiales no lineales. Propuso un criterio energético análogo a G , pero que tuviera en cuenta los efectos de plasticidad generalizada. Demostró que una tasa de liberación de energía no lineal J podía ser escrita como una integral de línea independiente del camino. También demostró que el parámetro de la integral J caracteriza el campo de las tensiones y las deformaciones en torno a la punta

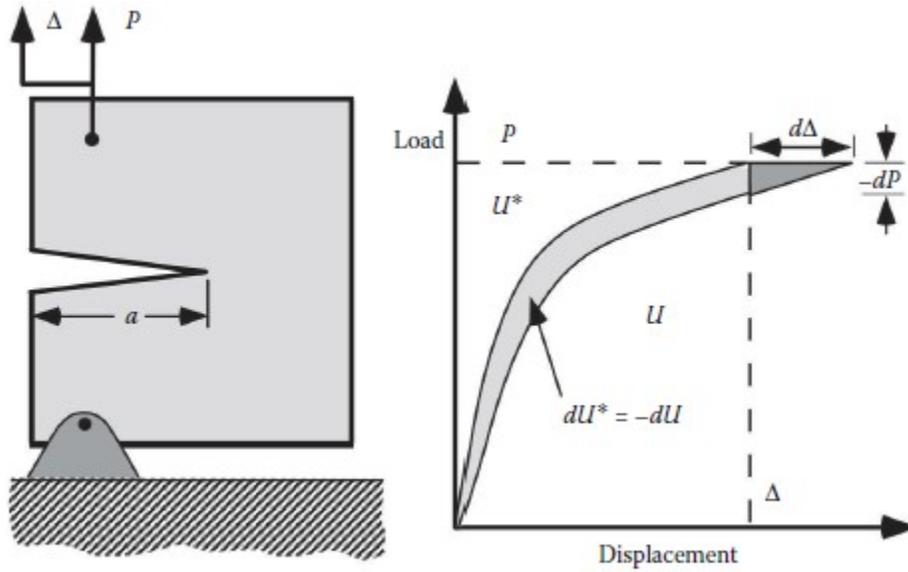


Figura 11: Tasa de liberación de energía no lineal (T.L. Anderson 2017 [4]).

de la fisura. Por lo tanto, J puede verse tanto como un parámetro energético, así como un parámetro de intensidad de tensiones.

Se puede dar una definición de J similar que la que se dio para materiales elásticos con el parámetro G , pero para materiales no lineales. Simplemente se reemplaza G por J :

$$J = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (40)$$

Donde Π es la energía potencial y A es el área de la fisura. La energía potencial está dada por:

$$\Pi = U - F \quad (41)$$

Donde U es la energía de deformación almacenada en el cuerpo y F es el trabajo realizado por fuerzas externas. Si se analiza una placa fisurada que exhibe una curva no lineal de carga-desplazamiento:

$$\Pi = U - P\Delta = -U^* \quad (42)$$

Donde P es la carga aplicada, Δ es el desplazamiento y U^* es la energía de deformación complementaria (fig. 11) definida como:

$$U^* = \int_0^P \Delta dP \quad (43)$$

De modo que si la placa se encuentra cargada en control por carga:

$$J = \left(\frac{dU^*}{da} \right)_P \quad (44)$$

Si la fisura avanza con control de desplazamiento, $F = 0$:

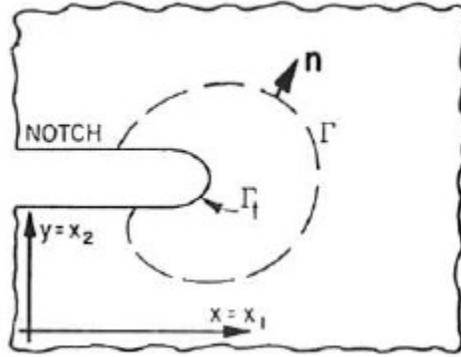


Figura 12: Entalla en una superficie plana con una curva Γ que rodea a su extremo. El vector n denota a la normal a la curva Γ en cada punto (Rice 1968 [11]).

$$J = - \left(\frac{dU}{da} \right)_{\Delta} \quad (45)$$

Por otra parte, en lugar de considerar al parámetro J como una tasa de liberación de energía, se lo puede expresar como una integral de línea con una trayectoria arbitraria Γ en sentido antihorario en torno a la punta de la fisura (fig. 12). Se considera a un cuerpo sujeto a un campo de deformaciones en dos dimensiones, de modo que todas las componentes del tensor de tensiones solo dependan de las coordenadas x e y , la integral J está dada por:

$$J = \int_{\Gamma} \left(w \, dy + T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} \, ds \right) \quad (46)$$

Donde w es la densidad de energía de deformación, T_i es la componente i -ésima del vector de tracción y u_i es la componente i -ésima del vector de desplazamiento.

La densidad de energía de deformación se define como:

$$w = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} \, d\epsilon_{ij} \quad (47)$$

Donde σ_{ij} es el tensor de tensiones y ϵ_{ij} representa al tensor de deformaciones.

El vector de tracción es un vector de tensiones en un punto dado del contorno. Eso significa que, si se fuera a construir un diagrama de cuerpo libre del material dentro del contorno, T_i definiría las tensiones actuando sobre el borde. Las componentes del vector de tracción se obtienen proyectando el tensor de tensiones sobre la normal a la curva:

$$T_i = \sigma_{ij} n_j \quad (48)$$

Es importante remarcar que el valor de J es independiente del camino que se tome para realizar la integral de línea. Adicionalmente, la integral de contorno J permite representar adecuadamente la liberación energética generada por la propagación de la grieta, aun cuando existe plasticidad apreciable, a diferencia del parámetro G .

Posteriormente, Hutchinson [12] y Rice en conjunto con Rosengren [13] mostraron de forma independiente que J caracteriza las condiciones en la punta de la fisura. Para lograrlo, partieron de una expresión de la forma:

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (49)$$

Donde σ_0 es una tensión de referencia que suele ser igual a la tensión de fluencia, ϵ_0 es igual a $\frac{\sigma_0}{E}$, α es constante adimensional y n es el exponente de acritud. Esta expresión se conoce como ecuación de Ramberg-Osgood. Hutchinson, Rice y Rosengren demostraron que para que la integral de contorno sea independiente del camino, la tensión y la deformación deben variar con $\frac{1}{r}$ en torno a la punta de la fisura.

Este hallazgo constituyó un gran avance, ya que se pudo concluir que J no es solamente un parámetro energético que caracteriza el comportamiento ante fisuras, sino que también es un parámetro de intensidad de tensiones análogo a K pero que toma en cuenta efectos de plasticidad. Esto permitió que se pudieran buscar relaciones directas entre K y J .

Ante estos significativos progresos, el siguiente desafío que se presentaba era hallar un método para medir el valor de J en laboratorios y poder así caracterizar a los materiales según este parámetro. El primero en implementar un método para medir J en un laboratorio fue Read, quien ideó un dispositivo de medición colocando una serie de strain gauges en torno a la punta de la fisura. De este modo obtuvo J mediante el método de integral de contorno. Sin embargo, esto es poco práctico ya que hay que la disposición de los strain gauges era altamente compleja y era difícil de replicar, además de ser muy susceptible a pequeñas variaciones.

Es por esto que Begley y Landes [14] idearon un método más práctico para hallar J en un laboratorio. Tomaron una serie de probetas del mismo tamaño, geometría y material y les introdujeron fisuras de distintos tamaños mediante cargas cíclicas. Deformaron cada una de las probetas y representaron la carga vs desplazamiento de la fisura en un gráfico. El área bajo una determinada curva es igual a U , la energía absorbida por la probeta. Begley y Landes también graficaron U vs longitud de fisura para varios desplazamientos fijos (fig. 13). Para una probeta de espesor B , la integral J está dada por:

$$J = -\frac{1}{B} \left(\frac{\partial U}{\partial a} \right)_{\Delta} \quad (50)$$

J puede determinarse calculando la pendiente de la recta tangente a las curvas U vs a (desplazamiento de fisura). La desventaja de este método es que deben utilizarse múltiples probetas para determinar J en una serie de condiciones en particular.

Para superar el inconveniente de tener que mecanizar muchas probetas, lo cual impacta negativamente sobre los costos de ensayo, Rice demostró que es posible determinar J directamente de la curva carga vs desplazamiento de una sola probeta. Este método de probeta única es uno de los métodos aceptados por la norma ASTM E1820 [10] que normaliza los métodos de medición en laboratorio de J y de CTOD.

2.4. Mecanismos de fractura en metales

Previo a la profundización en los métodos de ensayos de fractoténacidad, es deseable entrar en detalles sobre los dos tipos de comportamiento fundamental que tienen los materiales ante fisuras ya que eso determina en gran manera la tenacidad del material.

En lo que respecta a la tenacidad a la fractura, los materiales pueden tener comportamiento dúctil o frágil. En la realidad sin embargo, los materiales rara vez presentan un comportamiento único, sino que suelen tener una combinación de ambos, si bien uno de los dos suele predominar. La temperatura de operación o de ensayo suele jugar un papel fundamental sobre el modo de falla.

El modo de falla dúctil está caracterizado por la coalescencia de huecos microscópicos que se originan en torno a inclusiones y segundas fases. La fractura por planos de clivaje, en cambio, involucra la separación a través de determinados planos cristalográficos y está asociado al comportamiento frágil. Si bien a la fractura por planos de clivaje se la llama fractura frágil, puede venir precedida por plasticidad generalizada y crecimiento de fisura dúctil.

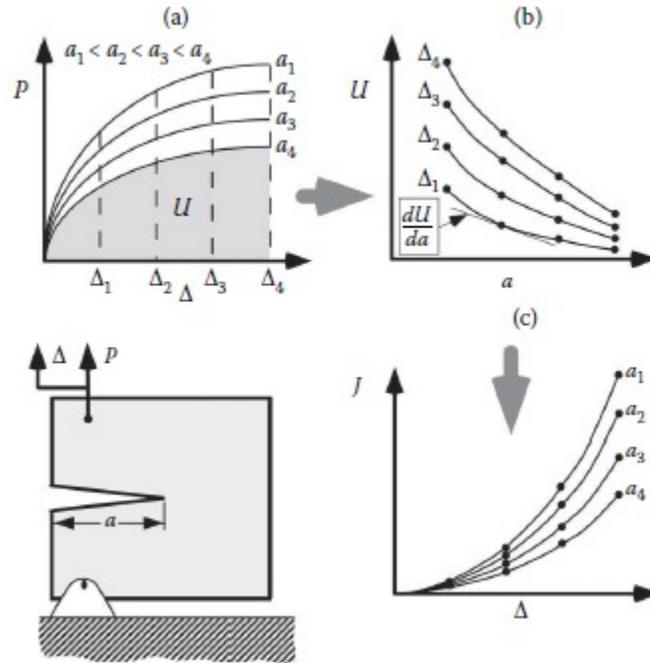


Figura 13: Esquema de las Mediciones de J realizadas por Landes y Begley. (a) Curvas de carga vs desplazamiento para distintas longitudes iniciales de fisura. (b) Curvas de longitud de fisura vs energía absorbida U . (c) Curvas de J vs desplazamiento (T.L. Anderson 2017 [4]).

2.4.1. Fractura dúctil

En un ensayo de tracción, al ser sometido a una carga, el material alcanza un punto de inestabilidad, donde el endurecimiento por deformación no puede continuar compensando la pérdida de sección resistente y se produce una estricción conocida como necking. En materiales de muy alta pureza, el cuello puede llegar a convertirse en una punta y alcanzar casi un 100% de reducción en el área transversal. Sin embargo, los materiales con mayor contenido de impureza fallan a menores deformaciones. Tal suele ser el caso de los aceros que se utilizan en aplicaciones estructurales y de recipientes a presión o ductos. Los huecos microscópicos nuclean en torno a inclusiones y partículas de segundas fases. A medida que se incrementa la deformación, se unen para formar una falla macroscópica, que termina conduciendo a la rotura. Los pasos que suelen verse en la falla dúctil son:

1. Formación de una superficie libre en la inclusión o segunda fase, ya sea por deslaminación o por fractura de la partícula.
2. Crecimiento del hueco en torno a la partícula mediante deformación plástica o tensión hidrostática.
3. Coalescencia del hueco con huecos adyacentes.

Un hueco se forma en torno a una inclusión o partícula de segunda fase cuando se aplica una tensión lo suficientemente grande para romper las uniones entre las superficies de la matriz y de la partícula. Una vez que los huecos se formaron, la deformación plástica adicional, así como la tensión hidrostática, producen el crecimiento hasta que se produce la coalescencia.

En caso de tracción uniaxial, suele observarse una superficie de fractura de copa y cono, tal como puede verse en la figura 14. El cuello produce un estado triaxial de tensiones en el centro de la probeta, lo cual promueve la nucleación de huecos en torno a las partículas más grandes. Si se produce una mayor deformación, los huecos comienzan a coalescer. El anillo exterior de la probeta contiene menor cantidad de huecos debido a que la tensión hidrostática es menor que en el centro.

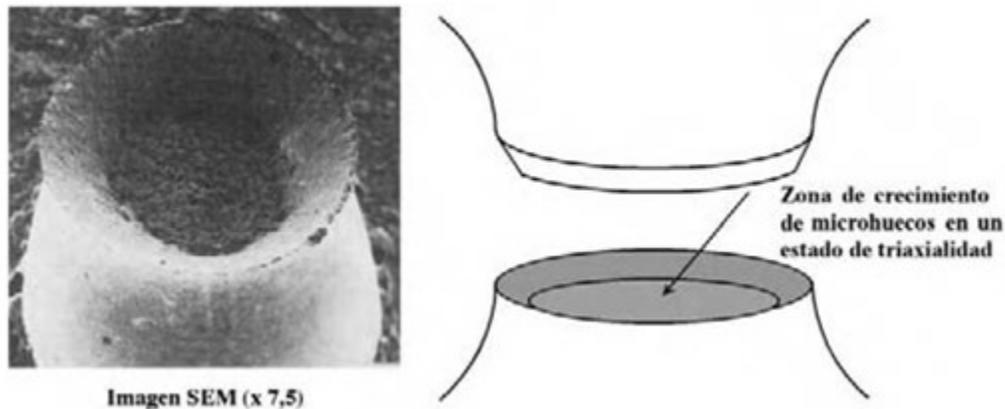


Figura 14: Fractura dúctil de una probeta de tracción provocada por coalescencia de micro huecos (Arana-Gonzalez 2002 [5]).

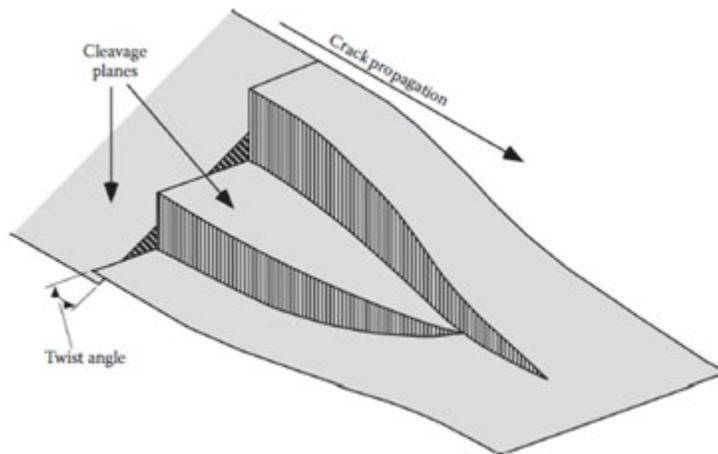


Figura 15: Formación de las marcas de río típicas de la fractura por planos de clivaje (T.L. Anderson 2017 [4]).

2.4.2. Fractura por planos de clivaje

La fractura por planos de clivaje (fig. 15) se define como la propagación súbita de una fisura a través de un plano cristalográfico en particular. La fractura por planos de clivaje es frágil, pero puede estar precedida por plasticidad generalizada y crecimiento de fisura dúctil. Los planos de clivaje preferidos son aquellos con una menor densidad de átomos, ya que hay un menor número de enlaces que romper y el espacio entre los planos es mayor. En materiales policristalinos el camino de la fractura es transgranular. Este mecanismo no es común en materiales FCC ya que hay más sistemas de deslizamiento para que pueda darse un comportamiento dúctil a todas las temperaturas. A bajas temperaturas, los metales BCC fallan por planos de clivaje porque hay un número limitado de sistemas de deslizamiento. Los metales HCP también suelen fallar por clivaje ya que solo tienen tres sistemas de deslizamiento por grano.

Para que la fractura por planos de clivaje se inicie, primeramente debe existir una discontinuidad en la cercanía de una fisura macroscópica. Adicionalmente esta discontinuidad debe ser significativa, de modo que al someterse el material a una sollicitación, la fisura comience a propagarse. Cuando esto sucede, la fisura macroscópica actúa como un concentrador de tensiones y una partícula de segunda fase, se rompe debido a la deformación plástica en el material que lo rodea, lo cual inicia la propagación inestable de la fisura (fig. 16).

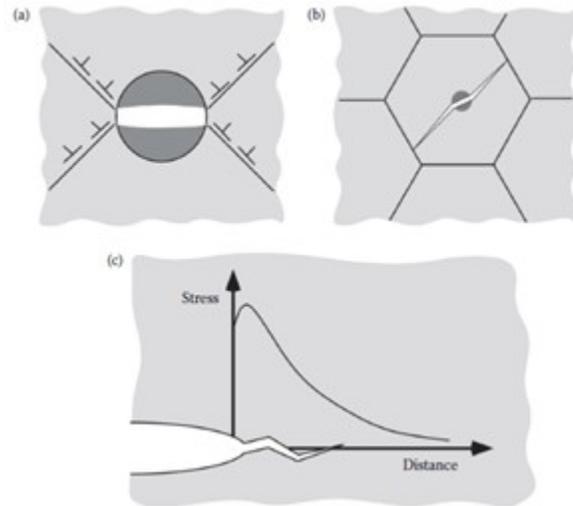


Figura 16: Mecanismos de Arresto de la Fisura. (a) Arresto de la fisura en un borde de grano. (b) Arresto de la fisura debido a una insuficiencia de tensión aplicada. (c) Arresto de fisura debido a un gradiente de tensiones pronunciado por delante del frente de fisura (T.L. Anderson 2017 [4]).

En algunos casos, la fisura nuclea, pero no se alcanza la rotura. Esto puede ocurrir por diversas razones. Puede darse que la fisura se detenga en una interfase matriz-partícula. También puede suceder que la partícula se rompa por exceso de deformación, pero que la fisura no pueda llegar a propagarse porque la tensión aplicada es menor que la que se requiere para que se dé la fractura. Por último, la microfisura puede no llegar a propagarse porque la deformación y el movimiento de dislocación en la matriz provocan el enroscamiento de la punta de la fisura. Las microfisuras deben mantenerse con un radio pequeño para que la tensión localizada exceda la resistencia cohesiva teórica. Si una microfisura se propaga a la matriz, puede ser arrestada en el borde de grano. Incluso si la fisura logra propagarse a los granos circundantes, puede ser arrestada si hay un gradiente de tensiones muy pronunciado por delante de la fisura.

2.4.3. La transición dúctil-frágil

Como se mencionó anteriormente, la temperatura juega un papel fundamental en la tenacidad de los aceros. La tenacidad a la fractura de los aceros ferríticos puede variar drásticamente en un pequeño rango de temperaturas. A bajas temperaturas, el acero tiene comportamiento frágil y falla por planos de clivaje, mientras que a altas temperaturas, es dúctil y falla por coalescencia de huecos. En la zona de transición entre ambos comportamientos, los dos mecanismos de falla pueden ocurrir. En la zona de transición inferior, la falla ocurre exclusivamente por el mecanismo de clivaje. Sin embargo, a medida que la temperatura aumenta, la tenacidad crece rápidamente y el clivaje deja de tener preponderancia. En la zona de transición superior, la fisura se inicia por coalescencia de huecos, pero la fractura se da por clivaje (fig. 17).

Heerens y Read [15] realizaron una serie de ensayos para mostrar la naturaleza de la fractura por clivaje en la zona de transición. Realizaron un gran número de ensayos de tenacidad a la fractura en aceros aleados con tratamiento térmico de templado y revenido a diversas temperaturas en la zona de transición. Los datos para una temperatura dada tenían una dispersión significativa en los resultados. Se ocuparon de examinar la superficie de falla al microscopio para determinar el sitio donde se iniciaba el clivaje. Luego midieron la distancia desde el punto de iniciación del clivaje hasta la punta de la fisura original y observaron que esto daba una medida de la tenacidad a la fractura. En probetas con baja tenacidad, la distancia era pequeña, es decir que el clivaje iniciaba muy cerca de donde había comenzado la fisura. En las probetas que exhibían gran tenacidad, en cambio, esta distancia era mayor.

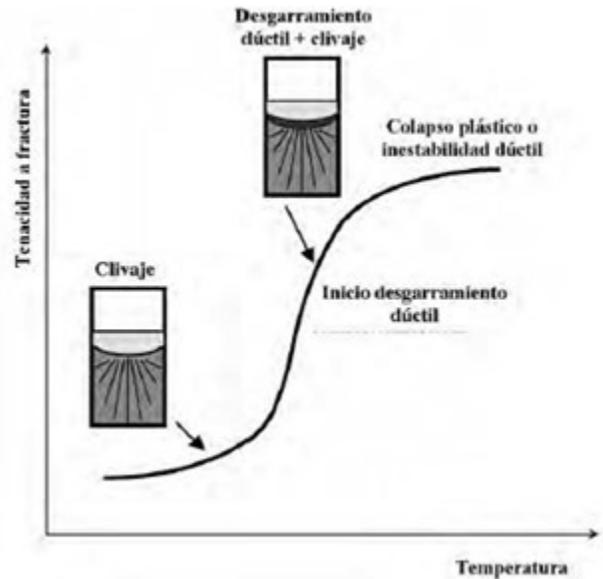


Figura 17: Transición dúctil-frágil en función de la temperatura (Arana-González 2002 [5]).

2.5. Ensayos de tenacidad a la fractura en metales

Una vez desarrollados los conceptos fundamentales de la fractomecánica, así como los parámetros que caracterizan a la tenacidad a la fractura y los tipos de comportamiento que exhiben los distintos materiales a la fractura, es oportuno detallar los distintos métodos que se utilizan de manera tanto industrial como en el ámbito de la investigación para hallar los valores de tenacidad a la fractura de los distintos materiales. En el caso de este trabajo, el análisis está centrado en los métodos más típicos para ensayar aceros utilizados comercialmente en gasoductos.

Un ensayo de tenacidad a la fractura mide la resistencia del material a la propagación de una fisura. Tales ensayos pueden arrojar un valor único o una curva de resistencia, donde se grafica un parámetro de tenacidad a la fractura (K , J , CTOD) vs la extensión de la fisura. Existen una serie de organizaciones en el mundo que publican procedimientos estandarizados para realizar ensayos de tenacidad a la fractura. Entre estas se encuentran la [ASTM](#), [BSI](#), [ISO](#) y [JSME](#).

2.5.1. Consideraciones generales

2.5.1.1 Configuración de las probetas

Los ensayos de tenacidad a la fractura pueden dividirse en dos grandes categorías: los ensayos de materiales y los ensayos de componentes. Los más comunes son los primeros, ya que ensayar componentes estructurales no es algo que comúnmente se haga y no es un proceso que se encuentre estandarizado.

Los estándares de ASTM, como por ejemplo la norma E1820 [10], permiten 5 tipos de probetas distintas. Las probetas que encuentran estandarizadas son: probeta compacta de tracción C(T), la probeta de flexión con entalla SE(B), la probeta con forma de arco, la probeta de disco y el panel de tensión media MT (fig. 18).

Cada tipo de probeta tiene tres dimensiones características importantes: la longitud de fisura a , el espesor B y el ancho W . En la mayoría de los casos, $W = 2B$ y $a/W = 0,5$. La gran mayoría de los ensayos se realizan con probetas C(T) o SE(B).

Cuando se trata de una pieza laminada o forjada y la probeta está alineada con alguno de los ejes de simetría de la placa, existen seis orientaciones de probeta posibles. Las letras L, T y S denotan las direcciones longitudinal, transversal y transversal corta. Notar que se requieren dos letras para identificar la probeta. La primera letra indica la dirección de la tensión de tracción principal que siempre es perpendicular

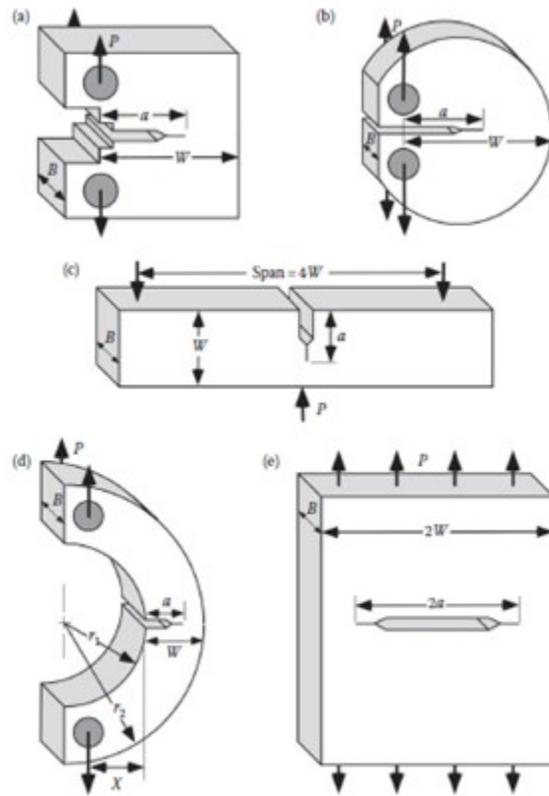


Figura 18: Configuraciones de Probetas para ensayos de Fractoténacida. (a) Probeta compacta (b) probeta de disco (c) probeta de flexión (d) probeta de arco y (e) panel de tracción (T.L.Anderson 2017 [4]).

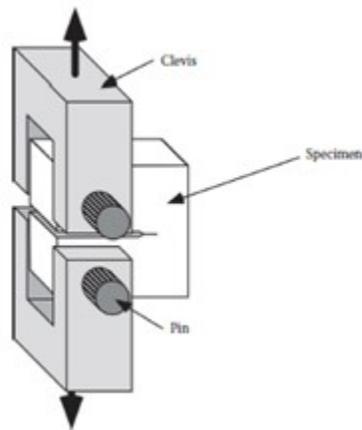


Figura 19: Dispositivo para ensayar probetas compactas (T.L.Anderson 2017 [4]).

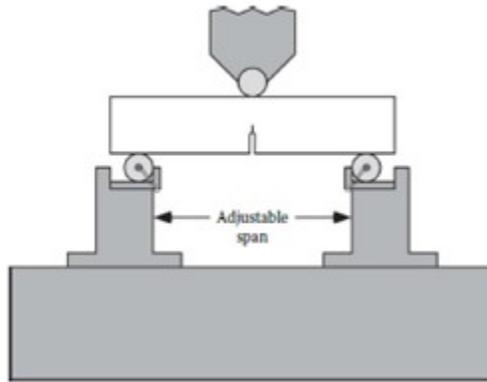


Figura 20: Dispositivo para ensayar probetas de flexión (T.L.Anderson 2017 [4]).

al plano de la fisura. La segunda letra denota la dirección de propagación de la fisura.

Una notación similar aplica para probetas extraídas de cilindros huecos y barras: circunferencial (C), radial (R) y longitudinal (L). Idealmente uno debería medir la tenacidad a la fractura en distintas direcciones, pero esto no suele ser práctico. Es por eso que se debe elegir la orientación de la probeta teniendo en mente el propósito del ensayo y a qué tipo de tensiones se verá sometida la pieza en operación, así como las restricciones geométricas impuestas por la pieza.

2.5.1.2 Pre-fisuración por fatiga

La teoría de fractomecánica aplica para fisuras cuyo radio de curvatura es infinitamente pequeño. Esto no es practicable en la realidad, sin embargo, es posible introducir fisuras lo suficientemente pequeñas como para que esta premisa sea válida. La forma más utilizada para introducir estas fisuras es mediante cargas cíclicas, sujetando la probeta con un dispositivo similar al de la figura 19 para probetas compactas o al de la figura 20 para probetas de flexión, mediante una máquina servo-hidráulica.

Normalmente se mecaniza una entalla en la probeta que actúa como concentrador de tensiones, para que la fisura nucleee en el lugar deseado. Luego se carga la pieza cíclicamente hasta que se forma la fisura y se la hace crecer de forma controlada.

La fisura por fatiga debe introducirse de tal manera que no perjudique el valor de tenacidad a la fractura que se está buscando medir. La carga cíclica produce una fisura de radio finito con una pequeña zona plástica en la punta, que contiene material endurecido por deformación y una complicada distribución de tensiones residuales. Para que la fractoténacidad revele las verdaderas propiedades del material, la fisura por fatiga debe cumplir las siguientes condiciones:

- El radio de la punta de la fisura en la rotura debe ser mucho mayor que el radio inicial.
- La zona plástica producida durante la fisuración por fatiga debe ser pequeña comparada con la zona plástica en la rotura.

Es para cumplir estas condiciones que los diferentes estándares prevén restricciones para las cargas cíclicas que se le pueden aplicar a la probeta.

2.5.1.3 Instrumentación

Como mínimo, la carga aplicada y un desplazamiento característico deben medirse en la probeta. En algunas ocasiones se colocan instrumentos adicionales para monitorear el crecimiento de la fisura o para medir más de un desplazamiento.

Medir la carga es relativamente sencillo, dado que prácticamente todas las máquinas de ensayo vienen equipadas con celdas de carga. El transductor de desplazamientos más común en ensayos de fractomecánica es el clip gage (fig. 21). Este se coloca en la boca de la fisura y consta de cuatro strain gages



Figura 21: Clip gage colocada sobre una probeta compacta (Epsilon Tech-<https://www.epsilontech.com/products/fracture-mechanics-cod-gage-model-3541/>).

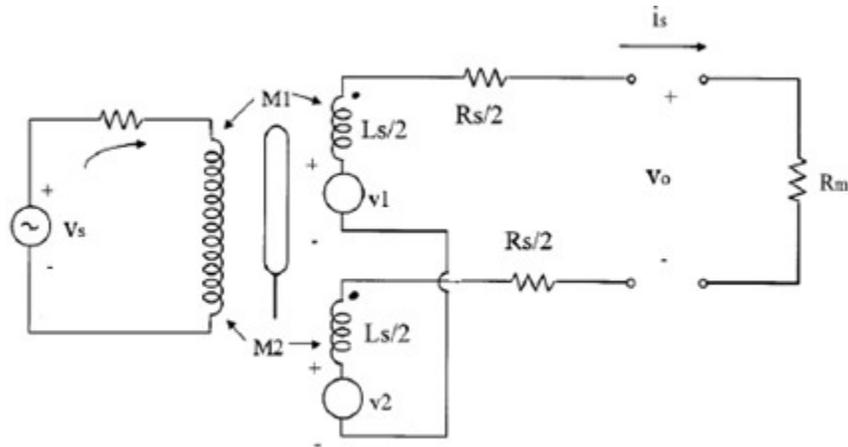


Figura 22: Esquema eléctrico de un sensor LVDT. Consta de un bobinado que es energizado y se desplaza un núcleo entre este y dos bobinados secundarios. Las tensiones inducidas en los bobinados secundarios dependen de la posición del núcleo (Zumbahlen 2011 [16]).

en torno a un par de vigas empotradas. La deflexión de las vigas resulta en una variación de la tensión a través de los strain gages, que varía linealmente con el desplazamiento. El clip gage debe unirse a unas mordazas muy afiladas para asegurarse que las vigas sean libres de rotar.

Un método alternativo para medir desplazamientos en ensayos de fractoténacidad es un transformador diferencial lineal variable (LVDT-fig. 22). Una barra de acero se coloca dentro de un cilindro hueco que contiene un par de bobinas de cable enrolladas. Cuando una corriente pasa por la primera bobina el núcleo se magnetiza e induce un voltaje en la segunda bobina. Cuando la barra se mueve, la caída de tensión en la segunda bobina cambia. La caída en la segunda bobina varía linealmente con el desplazamiento. Es un dispositivo útil para medir desplazamientos en ubicaciones que no sean la boca de la fisura.

2.5.2. Ensayo de K_{IC}

Cuando el material se deforma de manera elástica previo a la fractura, de modo que la zona plástica tiene un tamaño pequeño en comparación con las dimensiones de la probeta, un parámetro adecuado para caracterizar el comportamiento ante fisuras del material es el factor de intensidad de tensiones de modo I crítico K_{IC} . El primer método estandarizado para realizar su medición se encuentra en el ASTM E399 [17].

El aspecto fundamental para que este estándar produzca resultados útiles es que la fractura se produzca

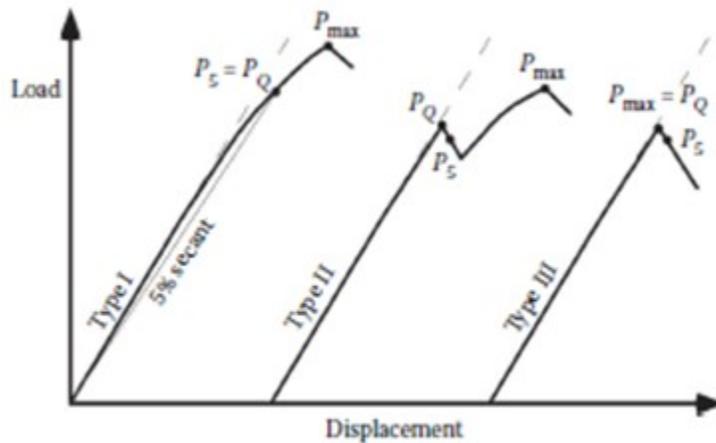


Figura 23: Tres comportamientos de la curva carga-desplazamiento (T.L.Anderson 2017 [4]).

bajo condiciones nominales de linealidad elástica. Como se mencionó previamente, la zona plástica debe ser pequeña en comparación con la probeta. Para asegurarse esto, las dimensiones relevantes son la longitud de la fisura a y la longitud del ligamento $W - a$. Este estándar permite 4 formas de probeta: C(T), SE (B), en forma de disco y en forma de arco.

La mayoría de los procesos estándar de ensayo llevan a resultados válidos siempre y cuando el técnico que los lleva a cabo siga los procedimientos especificados en la norma. Sin embargo, esta norma es la excepción, ya que a menudo produce resultados inválidos sin culpa alguna del técnico. Si la zona plástica resulta muy grande, no existe una forma de obtener un resultado válido de K_{IC} , sin importar la habilidad del técnico.

Una forma que propone el estándar para ver a priori que los resultados que se vayan a obtener sean válidos es verificar las siguientes dimensiones una vez que se prefisuró la probeta:

$$W - a \geq 2,5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (51)$$

Como puede verse, para poder conocer las dimensiones de la probeta necesaria, se debe tener previamente una estimación del K_{IC} del material, que se puede tomar de un material con características similares. Adicionalmente, durante todo el proceso de la carga cíclica, el valor de intensidad de tensiones nunca debe superar al K_{IC} para evitar la fractura prematura de la probeta. Es por esto que antes de realizar el ensayo, se debe tener alguna idea del orden del valor de K_{IC} , ya que de ese modo se puede elegir la carga cíclica adecuadamente. Si esta es muy alta, la probeta fallará de forma prematura, y si es muy baja, la prefisuración tomará mucho tiempo.

Dependiendo del comportamiento que tenga el material, se pueden distinguir tres tipos de curva de carga vs desplazamiento según puede observarse en la figura 23. La carga crítica P_Q se va a definir de distinta manera según el comportamiento que tenga la curva.

Primero se debe construir una línea secante al 5%, esto quiere decir, una recta que pase por el origen con una pendiente del 95% de la pendiente inicial de carga elástica, y de ese modo determinar P_5 . Para una curva del Tipo I, el comportamiento es suave y apenas se desvía de la linealidad antes de llegar a la carga máxima P_{max} . Esta desviación de la linealidad puede ser causada por plasticidad, crecimiento subcrítico de la fisura o por una combinación de ambos efectos. Para una curva de tipo I, P_5 es igual a P_Q . Con una curva de Tipo II, ocurre algo de crecimiento inestable de fisura (pop-in), antes de que la curva se aparte de la linealidad un 5%. En estos casos la carga crítica se define en el pop-in. En una curva de Tipo III, la probeta falla por completo antes de lograr un desvío de la linealidad del 5%. Es por esto que la carga crítica se define como la carga máxima.

La longitud de la fisura debe medirse desde la superficie de fractura. Como la profundidad de la fisura tiende a variar en el espesor, la longitud de fisura se define como el promedio de tres mediciones equiespaciadas. Una vez hallado P_Q , se define una tenacidad a la fractura provisional K_Q :

$$K_Q = \frac{P_Q}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (52)$$

Donde $f\left(\frac{a}{W}\right)$ es una función adimensional de $\frac{a}{W}$. En ASTM E399 [17] esta función está dada en forma polinómica para cada uno de los cuatro tipos de probeta. El valor de K_Q calculado de este manera solo será válido como K_{IC} si se cumplen los siguientes requerimientos:

$$0,45 \leq \frac{a}{W} \leq 0,55 \quad (53)$$

$$W - a \geq 2,5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}}\right)^2 \quad (54)$$

$$P_{max} \leq 1,1P_Q \quad (55)$$

Si se cumplen estas condiciones, entonces puede afirmarse que $K_Q = K_{IC}$. Como los requerimientos de ASTM E399 [17] son muy restrictivos, es a veces muy difícil o casi imposible obtener un resultado válido de K_{IC} para la mayoría de los materiales estructurales. El material debe tener una combinación de alta resistencia y baja tenacidad o la probeta debe ser muy grande para que la mecánica de fractura lineal elástica sea válida. En aceros estructurales de baja o media resistencia, resultados válidos de K_{IC} solo se encuentran en el lower shelf (fig. 26) de la curva de tenacidad. Para la zona de transición o el upper shelf (fig. 26) se requieren parámetros elasto-plásticos, tales como integral J o CTOD para caracterizar el comportamiento a la fractura. En general, si se puede medir un valor de K_{IC} para un acero de baja o media resistencia, quiere decir que este material es demasiado frágil para una aplicación estructural.

2.5.3. Ensayo de integral J

Los primeros estándares de ensayos de integral J estaban limitados solamente a materiales que exhibían una propagación de fisura dúctil y una curva de resistencia creciente. Sin embargo, ASTM E1820 [10] también cubre ensayos que terminan en un evento de fractura súbito, tal como lo es una fractura por clivaje.

Adicionalmente, la norma ASTM E1820 [10] incluye el ensayo de CTOD. La norma comprende dos métodos alternativos para ensayar integral J : el procedimiento básico y el de la curva de resistencia. El procedimiento básico consiste en cargar monótonamente la probeta hasta la falla o hasta que se produzca un desplazamiento en particular. La curva de resistencia requiere que el crecimiento de la fisura sea monitoreado durante el ensayo. En el procedimiento de la curva, el valor de la integral J se calcula incrementalmente. Ambos procedimientos pueden ser utilizados para calcular J a la inestabilidad o cerca del inicio de la propagación dúctil de la fisura. Este valor se denomina J_{IC} .

Los dos procedimientos se describirán en detalle en el desarrollo del presente trabajo, sin embargo, la distinción básica entre ambos es la siguiente. El ensayo básico requiere de múltiples probetas para trazar la curva de desplazamiento que permita encontrar J_{IC} , por lo que se requiere de más material. El procedimiento de la curva de resistencia o de probeta única, requiere solamente de una probeta. Sin embargo en este último, los cálculos que deben realizarse para llegar al valor de J_{IC} son mucho más complejos si no se cuenta con el software específico para este tipo de ensayos.

2.6. Efectos de temperatura, restricción y velocidad de carga sobre la tenacidad a la fractura

Ya se han mencionado algunos métodos para determinar la tenacidad de la fractura de un material. Suele referirse a los valores de tenacidad a la fractura como K_C , ya que se trata de valores críticos. Para situaciones específicas, hay distintos valores de K_C , por ejemplo, para una carga lenta bajo un estado de deformación plana, ensayo descrito en ASTM E399 [17], se tiene K_{IC} . La tenacidad a la fractura para tiempos de carga intermedios es conocido como $K_{IC}(t)$, donde entre paréntesis se pone el tiempo que

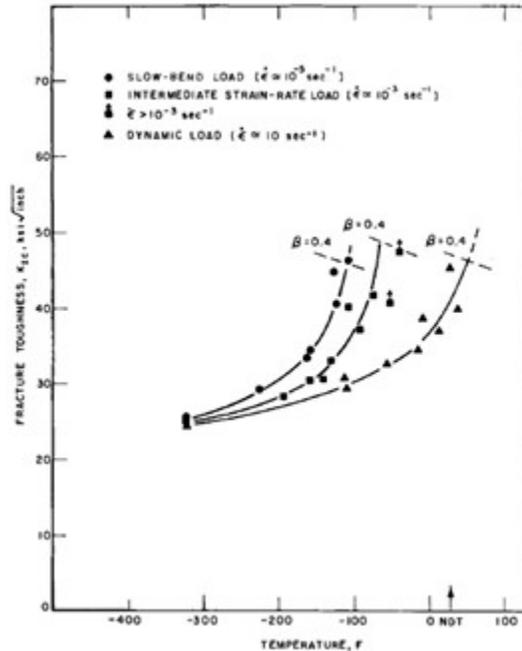


Figura 24: Efectos de la velocidad de carga sobre la Tenacidad a la Fractura en un acero A36 (Rolfe-Novak 1999 [18]).

lleva alcanzar la carga máxima. Por último, para un ensayo dinámico se utiliza el parámetro de intensidad de tensiones dinámico K_{Id} . Todos estos ensayos se llevan a cabo a distintas temperaturas para determinar la tenacidad a cada temperatura.

Es ampliamente conocido el hecho de que la tenacidad de la mayoría de los aceros de uso estructural varía con la temperatura de ensayo. Este fenómeno se observó inicialmente en diversas probetas de ensayos de impacto, como por ejemplo el de Charpy. Otro fenómeno que tal vez no es tan conocido es que la tenacidad a la fractura puede disminuir significativamente con una velocidad de carga creciente, es decir, K_{Id} puede ser menor que K_{IC} a la misma temperatura. De la misma manera, tal como se discutió con anterioridad, el espesor de la probeta también tiene su influencia, si esta es muy fina, se van a obtener valores de tenacidad a la fractura muy superiores a K_{IC} .

Es por esto que antes de usar un valor de tenacidad a la fractura para diseñar o determinar la aptitud para el servicio, es importante conocer la temperatura del servicio, la velocidad de carga y las restricciones para las deformaciones.

2.6.1. Efectos de la velocidad de carga sobre K

En general, para ensayos de tenacidad a la fractura realizados a una misma temperatura, la tenacidad resulta superior para ensayos lentos y a medida que se incrementa la velocidad de carga, la tenacidad a la fractura disminuye (fig. 24).

Este efecto también se puede ver en los ensayos de impacto de Charpy. Esto significa que la transición dúctil-frágil comienza a temperaturas más bajas para probetas ensayadas a menores de velocidades de carga.

El análisis fractográfico de probetas arrojó que este fenómeno está asociado con el cambio del modo de fractura a nivel microscópico en la punta de la fisura. En la parte baja de la zona de transición, el modo de fractura es por clivaje y en la parte alta, es dúctil. La conclusión es que la variación en el comportamiento del material se debe al cambio gradual en la zona de transición del mecanismo de fractura.

Los ensayos para obtener K_{IC} se realizan a velocidades lentas de carga de modo que el tiempo que se tarda en llegar a la carga máxima se encuentra en el rango entre los 10 y los 60 segundos. Dado que algunos aceros estructurales son sensibles a la tasa de deformación, su tenacidad a la fractura medida a altas

velocidades de carga puede ser diferente de la que se mide en un ensayo de K_{IC} . Este fenómeno es particularmente marcado en aceros estructurales de baja resistencia. Se considera acero de baja resistencia a aquel que tiene una tensión de fluencia inferior a 345 MPa.

La diferencia en la velocidad de carga entre un ensayo estático y uno dinámico es de seis ordenes de magnitud, de esta forma, se produce un desplazamiento en la temperatura de alrededor de 65 °C. Es decir que un ensayo dinámico realizado a 0 °C es equivalente a uno estático realizado a 65 °C (Rolfe-Novak 1999 [18]).

2.6.2. Efectos de la restricción a la deformación sobre la tenacidad a la fractura

Delante de una fisura con una punta de radio pequeño, la restricción lateral a la deformación (que se incrementa con el espesor de probeta) es tal, que hay tensiones que llegan a abarcar todo el espesor. Dado que estas tensiones deben anularse en la superficie libre de la probeta para que se mantenga el equilibrio, estas son menores en las probetas más finas que en las más gruesas. Para placas muy gruesas, en la línea media las tensiones son altas y por delante del frente de fisura hay un estado triaxial de tensiones. Este estado triaxial de tensiones reduce la ductilidad aparente del acero haciendo disminuir las tensiones de corte. De modo que la tenacidad a la fractura se ve afectada por el espesor de probeta, si bien las propiedades metalúrgicas del material son las mismas.

Si se observa la superficie de falla de probetas de distintos espesores, puede apreciarse como varía la proporción de superficie de falla dúctil y frágil. Un bajo porcentaje de área de fractura por tensiones de corte indica un comportamiento frágil, a medida que este porcentaje va creciendo, el comportamiento es más dúctil.

Cuando se carga una probeta durante un ensayo de fractura, se produce cierta fluencia en la punta de la fisura y esta será enromada. Para un material de comportamiento frágil a la temperatura de ensayo, el grado de enromamiento de la fisura será muy pequeño. Por lo tanto, se producirá la propagación inestable de la fisura cuando aún tiene un radio pequeño. En esencia, el material se fractura bajo carga elástica y exhibirá condiciones de deformación plana bajo condiciones de máxima restricción a las deformaciones.

Sin embargo, si a la temperatura de ensayo el material se comporta de manera dúctil ocurre un aumento de la deformación plástica en la punta de la fisura y esta sufre un enromamiento. Como resultado, se excede el límite de la deformación plástica. Por encima de esta temperatura de ensayo, la tenacidad a la fractura empieza a aumentar debido a los efectos del enromamiento de la punta de la fisura y la relajación de la restricción de la deformación plana.

El deslizamiento a través de planos cristalinos es necesario para que se produzca deformación plástica. Esta deformación de los granos individuales es necesaria para que se dé el crecimiento de la zona plástica en torno a la punta de la fisura. Dependiendo de la estructura metalúrgica del material, la carga continua del material puede llevar a un aumento en el deslizamiento y en la deformación (comportamiento elástico o elasto-plástico) o a la formación de fisuras y huecos (deformación plana). Un material que tenga un comportamiento dúctil a una determinada temperatura desarrollará microfisuras o huecos antes que la zona plástica crezca mucho, lo cual resulta en un crecimiento rápido e inestable de la fisura. A medida que la temperatura se incrementa, el material se vuelve más dúctil y los deslizamientos ocurren antes de la formación de microfisuras, lo cual forma una zona plástica más grande. Este es el comienzo de la transición de deformación plana, donde los granos comienzan a sufrir mayor plasticidad (plasticidad microscópica) pero el comportamiento de la probeta en general sigue siendo elástico (deformación plana macroscópica).

La transición de comportamiento elástico (deformación plana) a comportamiento plástico ocurre sobre en la región conocida como zona de transición dúctil-frágil. Notar que una probeta K_{IC} no puede utilizarse para medir el comportamiento en todo el rango, ya que necesita de deformación plana y comportamiento elástico. Otras probetas para otros tipos de ensayos como J y CTOD sí pueden ser utilizadas.

2.6.3. Desplazamiento de temperatura por velocidad de carga

Como se discutió anteriormente, existe un efecto de la temperatura y la velocidad de carga sobre los valores de K_{IC} obtenidos. Un efecto similar existe sobre las probetas estándar de CVN cuando se las ensaya a flexión lenta con tres puntos de apoyo en comparación con un ensayo de impacto. El efecto general de la velocidad de carga lenta es correr la curva CVN (energía vs T) hacia la izquierda y a su vez

a bajar los valores del upper shelf. Mediante sucesivos ensayos se ha llegado a la conclusión de que existe una relación lineal entre este desplazamiento de temperatura y la tensión de fluencia del material.

La magnitud de este corrimiento de temperatura debe ser medida desde el inicio de la zona de transición en el ensayo dinámico hasta el inicio de la zona de transición en el ensayo estático. Se toma como punto de referencia el inicio de la transición, más allá de que este efecto se halle presente independientemente de la referencia que se utilice, dado que, para ambos ensayos, este punto se encuentra en la zona de absorción de energía en la cual empieza a cambiar el modo de fractura a nivel microscópico.

Basándose en las observaciones que se mencionaron anteriormente con respecto a las variaciones debido a la velocidad de carga, se puede alcanzar una relación entre el corrimiento de temperatura T_{shift} , la tasa de deformación y la tensión de fluencia (Rolfe-Novak 1999 [18]):

$$T_{shift} = (150 - \sigma_{ys})(\dot{\epsilon})^{0,17} \quad (56)$$

Donde σ_{ys} es la tensión de fluencia en ksi, $\dot{\epsilon}$ es tasa de deformación en s^{-1} y T_{shift} es el desplazamiento de la temperatura en °F. Esta relación es válida para aceros con una tensión de fluencia menor que 965 MPa para tasas de deformación en el rango de $10^{-3}s^{-1} \leq \dot{\epsilon} \leq 10s^{-1}$.

2.7. Correlaciones entre CVN y K_{IC}

Como se ha mencionado en la introducción, los ensayos de fractoténacidad son caros y a menudo complejos de llevar adelante. Además, son muy pocos los laboratorios en el país que tienen el equipamiento y el conocimiento necesario para realizarlos. El costo de mecanizar y prefisurar un gran número de probetas para luego ensayarlas es elevado y se deben cumplir los requerimientos de tamaño para que los resultados sean válidos. Es por esto que resulta de gran utilidad práctica correlacionar los valores de tenacidad a la fractura con los de energía de impacto de Charpy.

La probeta de impacto de Charpy atraviesa una transición en la misma región de temperatura que lo hace la tenacidad a la fractura de deformación plana. De modo que no es sorpresa que se hayan desarrollado correlaciones entre los resultados de estos dos ensayos para la zona de transición. Un ejemplo de correlación entre la capacidad de arresto dinámico de fisuras K_{Id} y energía de impacto de Charpy CVN:

$$\frac{(K_{Id})^2}{E} = 5(CVN) \quad (57)$$

Esta es una relación empírica que tiene validez en la zona de transición y para una serie de materiales que se encuentran en un rango de aceros de diversos grados con tensiones de fluencia entre 248 y 965 MPa. Adicionalmente, hay que hacer un corrimiento por temperatura debido a la diferencia entre un ensayo dinámico (K_{Id}) y uno estático (K_{IC}):

$$T_{shift} = 215 - 1,5\sigma_{ys} \quad (58)$$

Usando estas dos relaciones, se puede tomar el valor de energía de impacto de Charpy (CVN), que típicamente son sencillos de obtener, y se puede predecir K_{IC} de la siguiente manera:

1. Obtener resultados de CVN o realizar el ensayo en la zona de transición baja.
2. A cada temperatura de esa región donde se cuentan con datos de energía de impacto calcular K_{Id} mediante la correlación.
3. Convertir los valores de K_{Id} a K_{IC} mediante el cambio de temperatura.

Las correlaciones entre K_{IC} y CVN en el Upper Shelf están basada en diversos estudios y ensayos. La correlación en el Upper Shelf entre K_{IC} y CVN de Rolfe-Novak fue obtenida empíricamente a partir de los resultados de ensayos de 11 tipos de acero distintos con una tensión de fluencia en el rango de 758 a 1700 MPa. En el upper shelf, los efectos de la velocidad de carga y la agudeza de la entalla no son tan críticos como en la zona de transición. La correlación tiene la forma:

$$\left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}}\right)^2 = 0,646 \left(\frac{CVN_{US}}{\sigma_{ys}} - 0,01\right) \quad \text{Rolfe - Novak} \quad (59)$$

Dado que K_{IC} es un ensayo de carga estática y el ensayo de Charpy es un ensayo de impacto, la correlación presentada anteriormente está limitada a aceros con tensión de fluencia mayores a 690 MPa, donde los efectos de la velocidad de carga son pequeños. Sin embargo, como se trata de una correlación en el Upper Shelf, donde los valores de CVN son constantes para aceros de diversas tensiones de fluencia, también se puede utilizar para aceros con tensión de fluencia menor a 690 MPa. Sin embargo, esta no es la única correlación existente. Los resultados de Rolfe-Novak no se vieron replicados en ensayos posteriores. Otra correlación propuesta en el upper shelf:

$$\left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}}\right)^2 = 0,18 \frac{CVN_{US}}{\sigma_{ys}} - 0,0011 \quad \text{Ault et al.} \quad (60)$$

Sin embargo, la norma API 579/ASME FFS [3] propone 4 métodos adicionales que pueden ser utilizados en la zona de transición: una tenacidad a la fractura establecida a partir de una correlación de límite inferior, establecer una curva de temperatura usando la tenacidad mediana de la Curva Maestra [19], hallar la tenacidad a la fractura mediante un valor de tenacidad de límite inferior de la Curva maestra y por último la utilización de un análisis probabilístico. Se elaborará sobre estos métodos en el desarrollo del presente trabajo.

2.8. Corrección a CVN para probetas sub-sized

Algo que suele suceder cuando se deben realizar ensayos de Charpy sobre materiales de gasoducto, es que el espesor de material no es suficiente para mecanizar una probeta estándar. Es por este motivo que se debe recurrir a probetas sub-sized para llevar adelante el ensayo. Como ya se mencionó previamente, el tamaño de la probeta tiene un efecto sobre la tenacidad del material y dicho fenómeno no puede ser soslayado. Es por eso que se debe recurrir a una corrección de la tenacidad por tamaño de probeta si se desean obtener resultados independientes de la geometría.

Sin ir más lejos, todos los caños analizados en este trabajo tienen un espesor menor a 10 mm, lo cual hace imposible la extracción de una probeta de Charpy estándar. En estos casos se utilizó una probeta sub-sized. Se define a una probeta como sub-sized cuando el espesor se ve reducido, pero las otras dimensiones, incluida la entalla, permanecen iguales.

La dificultad radica en la conversión de los valores de energía absorbida por una probeta sub-sized a los valores para una probeta estándar. Existen dos enfoques para realizar esto: uno es hallar directamente una conversión para los valores de energía y el otro sería un criterio de temperatura de transición. Lo primero sería lo ideal, dado que sería más sencillo calcular los valores de energía para una probeta estándar a partir de una relación directa. Este es el caso de muchos estándares, que para una energía absorbida por una probeta sub-sized, se multiplica dicho valor por una constante que depende del tamaño de la probeta y se obtiene así un valor de energía estándar sin aplicar ninguna corrección de temperatura. Esto, sin embargo, no es correcto, ya que el efecto del espesor de la probeta tendrá diferente magnitud según en qué zona de la curva de transición se esté ensayando.

En el lower shelf, las probetas sub-sized tienen una mayor energía de impacto en comparación con las probetas estándar. En el upper shelf el comportamiento se invierte y las probetas sub-sized tienen menor o igual energía absorbida que las probetas estándar. Esto se debe a que para distintas temperaturas, tal como se mencionó previamente, actúan distintos mecanismos de fractura. Cada uno de estos mecanismos de fractura se ven afectados de forma diferente por el espesor de probeta. La combinación de estos efectos hace que no sea posible la conversión de energías a través de una relación directa sin tener en cuenta los efectos de temperatura.

Ensayos realizados por McNicol en 1965 [20], mostraron que en la medida que decrece el espesor de probeta, la transición dúctil-frágil sucede a menor temperatura y además que la energía en el upper shelf es menor. Lo primero tiene que ver con el ya mencionado efecto del estado de tensión triaxial sobre la tenacidad. Ambos efectos combinados pueden verse en la figura 25.

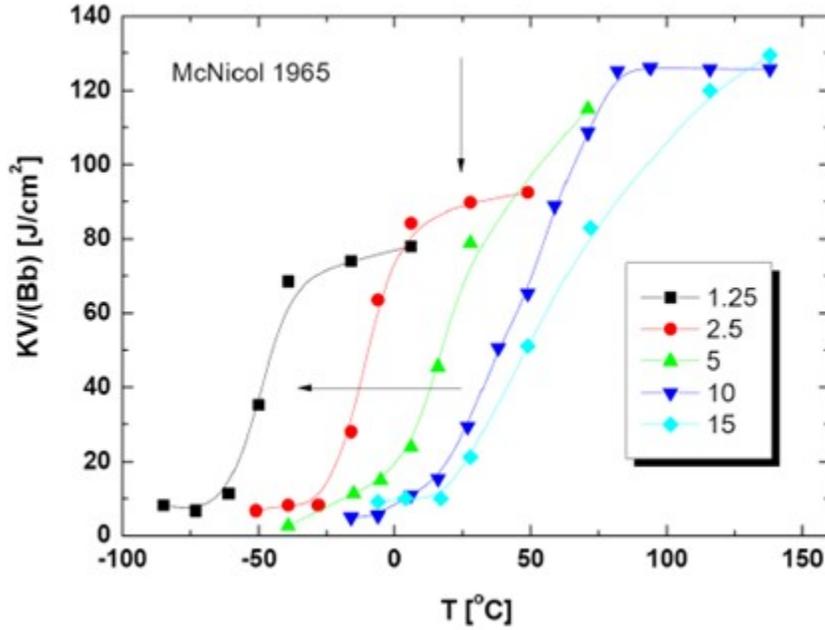


Figura 25: Comparación entre las curvas de transición para distintos espesores de probeta (Wallin 2016 [21]).

Debido al efecto de la disminución de la temperatura de transición para menores espesores de probeta, el valor obtenido de la probeta sub-sized debe ser penalizado de algún modo. La conversión propuesta por Kim Wallin [21] tiene esto en cuenta y puede ser utilizada en toda la curva de transición:

$$\frac{CVN_{B-US} \cdot 10}{CVN_{10-US} \cdot B} = 1 - \frac{0,5 \cdot \exp \frac{2 \left(\frac{CVN_{10-US}}{B} - 44,7 \right)}{17,3}}{1 + \exp \frac{2 \left(\frac{CVN_{10-US}}{B} - 44,7 \right)}{17,3}} \quad (61)$$

Donde CVN_{B-US} es la energía absorbida en el upper shelf para la probeta sub-sized y CVN_{10-US} corresponde al mismo parámetro pero para una probeta estándar. Previamente, para que la conversión esté completa, se debe hacer el corrimiento de temperatura ΔT debido al cambio en el espesor:

$$\Delta T = -51,4 \cdot \ln \left(2 \cdot \left(\frac{B}{10mm} \right)^{0,25} - 1 \right) \quad (62)$$

Una vez realizado el corrimiento de temperatura y la conversión al valor de Charpy para una probeta estándar, se tiene un valor de energía absorbida al impacto que puede ser utilizado para obtener un valor de tenacidad a la fractura mediante correlaciones entre $CVN - K_{IC}$.

3. Desarrollo

3.1. Ensayos realizados y manejo de la información

Se tomaron 6 muestras del gasoducto cuyas características pueden observarse en la tabla 1 con el propósito de ser sometidas a los ensayos que se mencionaron en la introducción y se describirán a continuación. Estas muestras fueron extraídas del gasoducto durante cambios de cañería que pueden darse por diversas razones, desde cortes de cañería por defectos hasta cambios en la clase del trazado³.

Tabla 1: Características de los gasoductos ensayados.

Muestra	Fabricante	Año de Fabricación	Diámetro [in]	Espesor [mm]	Grado API 5L
1	SIAT	1998	30	8,74	X65
2	Desconocido	1990	24	7,14	X52
3	C.F.I.	1960	24	7,14	X52
4	Durham	1960	22	6,35	X52
5	SIAT	1980	24	7,33	X52
6	Desconocido	1978	24	8,74	X46

Una vez extraídas las muestras, fue de gran importancia identificar a partir de planialtimetrías y otro tipo de documentación conforme a obra, la mayor cantidad de información de material posible, como, por ejemplo, el fabricante, año de instalación, grado del material, tipo de soldadura utilizada y espesor de pared, entre otros. La relevancia de este proceso radica en que, una vez realizados todos los ensayos correspondientes, se pueden extrapolar los resultados obtenidos a todos los gasoductos que cuenten con las mismas características (fabricante, grado y año) tal como prescribe la regulación 49 CFR 192 [1]. De esta manera se podrá agrupar los caños por población generando una base de datos con información fractomecánica y de material. Esto permite estimar datos de material en zonas donde no se cuenta con registros de pruebas. Contar con este tipo de información sistematizada resultará de suma relevancia a la hora de realizar cálculos para determinar la aptitud para el servicio de un caño en particular.

Luego de haberse realizado todo el proceso de recopilación de información, las muestras se transportaron al laboratorio industrial LABTESA para que se llevaran a cabo los ensayos mecánicos y los análisis químicos y metalúrgicos. De este laboratorio se recibió un informe técnico con el procedimiento experimental utilizado y los resultados obtenidos.

3.1.1. Ensayo de Charpy

Los ensayos de Charpy se condujeron según la norma ASTM E23 [22]. Para cada material se realizaron ensayos de impacto a 5 temperaturas diferentes (excepto por la muestra 4 que se ensayó a 7 temperaturas distintas) y para cada una de esas temperaturas se ensayaron 3 probetas distintas. Se realiza el ensayo a distintas temperaturas con el propósito de ajustar una curva de transición dúctil-frágil y de ese modo poder obtener valores de tenacidad intermedios más exactos. Según lo indicado en la norma ASTM E23 [22], de esos 3 valores debe adoptarse el valor promedio como el representativo de la temperatura de ensayo correspondiente. Las características de las probetas ensayadas pueden verse en la tabla 2.

Una vez recibidos los resultados, se procesó y se analizó la información obtenida. En primera instancia se realizó la conversión por probeta sub-sized según la expresión 61 de los datos de energía absorbida, para luego realizar un ajuste de la curva de transición dúctil frágil. La fórmula utilizada para el ajuste propuesto en API 579 Parte 9 Anexo F [3] es la siguiente:

$$CVN = A + B \cdot \tanh\left(\frac{T - D}{C}\right) \quad (63)$$

³La clase de trazado es una característica del gasoducto que tiene que está relacionada con el entorno en el que se encuentra. En particular está vinculado con la cantidad de personas que ocupan el área que rodea la traza del gasoducto. Al producirse nuevos asentamientos u obras civiles ocupadas por personas en las cercanías de la línea puede existir la necesidad de cambiar la clase del trazado y colocar caño pesado.

Tabla 2: Características de los ensayos de Charpy.

Muestra	Temperaturas de Ensayo [°C]	Dimensiones de las probetas [mm]
1	20, 0, -20, -40, -60	7,5x10x55
2	20, 0, -20, -40, -60	5x10x55
3	22, 0, -10, -21, -40	5x10x55
4	20, 0, -20, -40, -45, -50, -60	5x10x55
5	20, 0, -20, -30, -40	5x10x55
6	20, 10, 0, -10, -20	7,5x10x55

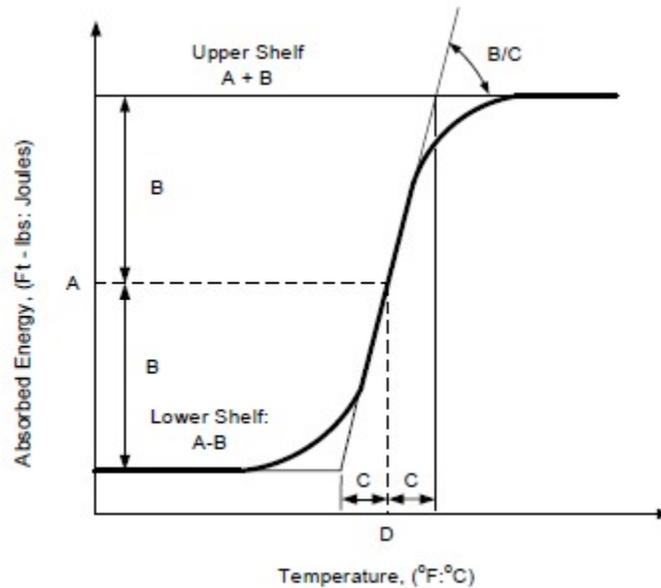


Figura 26: Significado de los parámetros de ajuste de la curva de impacto explicados en la norma API 579 [3].

Donde T es la temperatura en la que se está evaluando y A, B, C y D son los parámetros de ajuste (fig. 26). Los parámetros de ajuste A y B se calculan de la siguiente manera:

$$A = \frac{CVN_{US} + CVN_{LS}}{2} \quad (64)$$

$$B = \frac{CVN_{US} - CVN_{LS}}{2} \quad (65)$$

El ajuste de las curvas se realizó mediante el software OriginLab aplicando un algoritmo de Levenberg-Marquardt o de cuadrados mínimos amortiguados.

Los resultados obtenidos, luego de ser convertidos a valor de probeta estándar de Charpy mediante la relación de conversión enunciada en el marco teórico, se utilizaron para las correlaciones comparación $CVN - K_{IC}$ que luego fueron comparadas con el K_{IC} obtenido a partir de relación directa con J_{IC} (ecuación 79).

3.1.2. Ensayo de tracción

Los ensayos de tracción sobre las muestras de cañería extraída se llevaron a cabo siguiendo la norma ASTM A370 *Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products* [23] y todas las pruebas se condujeron a temperatura ambiente. Para cada tipo de material se pueden tomar probetas en las siguientes ubicaciones y direcciones (fig. 27):

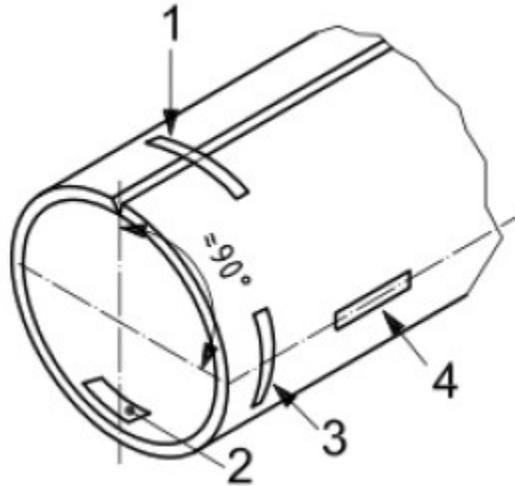


Figura 27: Esquema de extracción de probetas de tracción según API 5L.



Figura 28: Probeta de la muestra 4 con las improntas de dureza Vickers en metal base, soldadura y ZAC.

1. Transversal a la soldadura longitudinal.
2. Transversal ubicada a 180° de la soldadura longitudinal.
3. Transversal a 90° de la soldadura longitudinal.
4. Longitudinal en material base a 90° de la soldadura longitudinal.

En el caso de los ensayos realizados, se tomaron probetas en las direcciones 1 y 2. Los resultados que se registraron fueron la carga máxima, tensión última, carga de fluencia, tensión de fluencia y alargamiento porcentual de la probeta.

3.1.3. Ensayo de dureza Vickers

Los ensayos de dureza Vickers se realizaron de acuerdo con la norma ASTM E92 [24], utilizándose una carga de 10 kg durante un lapso de 15 segundos por punto relevado. Este ensayo se llevó a cabo en metal base tanto en la dirección longitudinal como transversal. Para cada una de estas direcciones de análisis se tomaron 5 improntas (fig. 28).

3.1.4. Evaluación del tenor inclusionario

Los análisis de contenido inclusionario fueron llevados a cabo según la norma ASTM E45-13 *Standard Test Methods for Determining the Inclusion Content of Steel* [25]. Este método está basado en microscopía óptica y busca determinar el tamaño, morfología número y tipo de inclusiones presentes en la muestra. La norma provee tablas con imágenes de los tipos de inclusiones que se hallan en aceros más comúnmente. A través de la comparación de las imágenes de estas tablas con lo que se observa en el microscopio se puede identificar el tipo de inclusión observada.

Según su morfología, las inclusiones se clasifican en cuatro categorías: (A) sulfuros, (B) aluminatos, (C) silicatos y (D) óxidos globulares. También son clasificadas según su tamaño en inclusiones gruesas y finas.

Para asegurarse que la muestra extraída sea representativa del material analizado, se utiliza un enfoque conocido como “Worst Fields” propuesto en la norma ASTM E45 [25] y que consiste en observar bajo el microscopio la zona con mayor severidad de toda el área pulida para cada uno de los diferentes tipos de inclusión. Para determinarse la severidad de cada uno de los tipos de inclusión se utilizan tablas como la que se muestra en la tabla 3, donde se asigna un nivel de severidad según el número de inclusiones halladas. En el caso de encontrarse entre dos categorías se debe redondear a la inmediatamente anterior. En la figura 4 puede verse la clasificación de inclusiones gruesas y finas para las cuatro categorías existentes.

Tabla 3: Tabla para determinar la severidad de las inclusiones según ASTM E45-13 [25].

(mm (in) a 100X o cuenta)				
Severidad	A	B	C	D
0.5	3,7 (0,15)	1,7 (0,07)	1,8 (0,07)	1
1.0	12,7 (0,50)	7,7 (0,3)	7,6 (0,30)	4
1.5	26,1 (1,03)	18,4 (0,72)	17,6 (0,69)	9
2.0	43,6 (1,72)	34,3 (1,35)	32,0 (1,26)	16
2.5	64,9 (2,56)	55,5 (2,19)	51,0 (21,01)	25
3.0	89,8 (3,54)	82,2 (3,24)	74,6 (2,94)	36
3.5	118,1 (4,65)	114,7 (4,52)	102,9 (4,05)	49
4.0	149,8 (5,90)	153,0 (6,02)	135,9 (5,35)	64
4.5	189,8 (7,47)	197,3 (7,77)	173,7 (6,84)	81
5.0	223,0 (8,78)	247,6 (9,75)	216,3 (8,52)	100

Tabla 4: Tabla para clasificar las inclusiones por espesor según ASTM E45-13 [25].

Tipo de Inclusión	Serie Fina		Serie Gruesa	
	Ancho mínimo en μm (in)	Ancho máximo en μm (in)	Ancho mínimo en μm (in)	Ancho máximo en μm (in)
A	2 (0,00008)	4 (0,00016)	> 4 (0,00016)	12 (0,0005)
B	2 (0,00008)	9 (0,00035)	> 9 (0,00035)	15 (0,0006)
C	2 (0,00008)	5 (0,0002)	> 5 (0,0002)	12 (0,0005)
D	2 (0,00008)	8 (0,0003)	> 8 (0,0003)	13 (0,0005)

La presencia de sulfuros (Tipo A) en los aceros está por supuesto fuertemente vinculada a la presencia de S, que en general se presenta en forma de sulfuros de manganeso. Estas son inclusiones muy deformables, por lo que, al darse la deformación de la chapa de acero en el proceso de laminación en caliente, tienden a estirarse en la dirección de laminación. Por otra parte, los aluminatos (tipo B) se presentan en este tipo de aceros como conglomerados de partículas que no son deformables, pero que sin embargo se fracturan y se alinean durante la laminación, produciendo un efecto similar a las inclusiones alargadas de tipo A.

Los silicatos son fases vítreas y por tanto su comportamiento varía según la temperatura de transición vítrea, que depende de la composición de las inclusiones. En el caso de que la temperatura de transición vítrea sea alta, las inclusiones serán indeformables. Sin embargo, si esta es baja, las inclusiones se encontrarán en estado líquido a las temperaturas de conformado en caliente, por lo cual también se deformarán en la dirección de laminación. Se distinguen de las inclusiones de MnS por su coloración más oscura.

Por último, se encuentran los óxidos globulares, que son indeformables y suelen aparecer aislados en la estructura del material.

3.1.5. Análisis químico

Se realizaron análisis químicos espectrométricos según la norma ASTM E 415 *Method for Analysis of Carbon and Low-Alloy Steel by Spark Atomic Emission Spectrometry* [26]. Lo que se busca con este análisis es establecer los porcentajes de los elementos que componen al material de la cañería. Se condujeron ensayos en el metal base de la cañería.

Los elementos que se pueden identificar con la técnica enunciada son: Carbono, Manganeso, Silicio, Fósforo, Azufre, Cromo, Níquel, Molibdeno, Cobre, Vanadio y Titanio.

3.1.6. Examen metalográfico

El propósito de conducir exámenes metalográficos es observar e identificar la microestructura y el tamaño de grano del metal. Para determinar el tamaño de grano se utilizó el método comparativo descrito en la norma ASTM E112-13 *Standard Test Methods for Determining Average Grain Size* [27]. Se trata de un procedimiento basado en conceptos geométricos, por lo que puede ser aplicado a cualquier metal o aleación. La limitación que tiene esta norma es que es solo aplicable a materiales completamente recristalizados, con granos equiaxiales y una distribución unimodal de tamaños de grano, por lo cual excluye del análisis a materiales con un alto grado de trabajo en frío.

El método consiste en observar la muestra de material bajo el microscopio óptico con un aumento determinado y en comparar la estructura observada con una serie de tablas con imágenes de distintos tamaños de grano correspondientes al aumento utilizado (fig. 29). Para asegurar que el análisis sea representativo se realizan tres mediciones distintas de la sección de cada muestra.

Por otra parte, para identificar la microestructura presente en el metal base, se siguió la norma ASTM E3 [28] y se analizaron muestras atacadas con Nital 2% a aumentos de 100 X y 1000 X (al igual que en los ensayos de tamaño de grano y de tenor inclusionario).

3.1.7. Ensayo de integral J

Una vez realizados los ensayos previamente mencionados, las muestras se trasladaron al Laboratorio de Mecánica Experimental INTEMA en la Ciudad de Mar del Plata. Se decidió que los ensayos de Integral J se llevaran a cabo allí, debido a su capacidad técnica, a su equipamiento tecnológico y a su larga trayectoria en la temática.

Mediante el ensayo de Integral J descrito en la norma ASTM E1820-20 *Standard Test Methods for Measurement of Fracture Toughness* [10] se buscó medir el parámetro de material J_{IC} que luego se convertiría mediante relación directa a valores de K_{IC} para realizar la comparación con los valores obtenidos a partir de correlaciones con Ensayo de Charpy.

Además de entregarse las muestras para ser ensayadas, se entregó una planilla de información con los datos de tensión de fluencia, tensión última (obtenidas por ensayo de tracción) y fractoténacidad estimada a partir de correlaciones con CVN.

En base a la geometría y el material disponible de las muestras, se tomaron probetas del metal base en la dirección longitudinal de propagación de la fisura (orientación T-L, es decir, probeta mecanizada en dirección transversal del caño y dirección longitudinal de propagación de fisura) y se mecanizaron para obtener una configuración de flexión en tres puntos con entalla simple SENB (fig. 30).

En la figura 30 puede verse una probeta utilizada para los ensayos de integral J realizados. El mecanizado se hizo mediante equipamiento de corte, fresado, limado y amolado. Se realizó teniendo en mente el objetivo de obtener las probetas a partir de la menor cantidad de material posible considerando una eventual necesidad de repetir ensayos en un futuro.

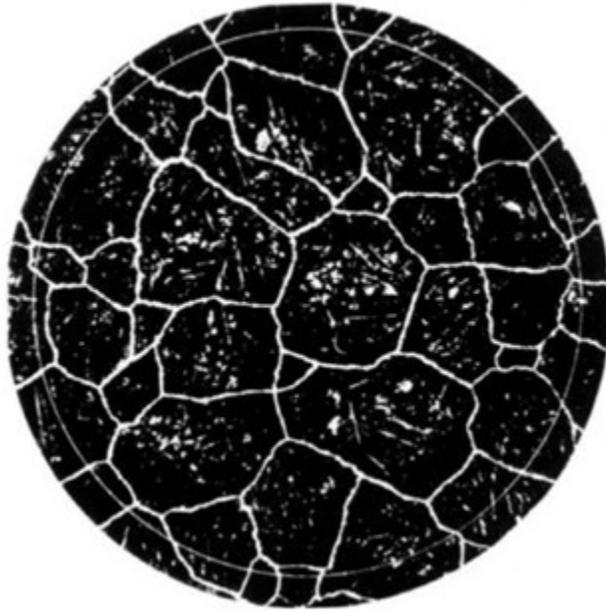


Figura 29: Ejemplo de un esquema comparativo para ensayo de tamaño de grano según ASTM E112 [27].

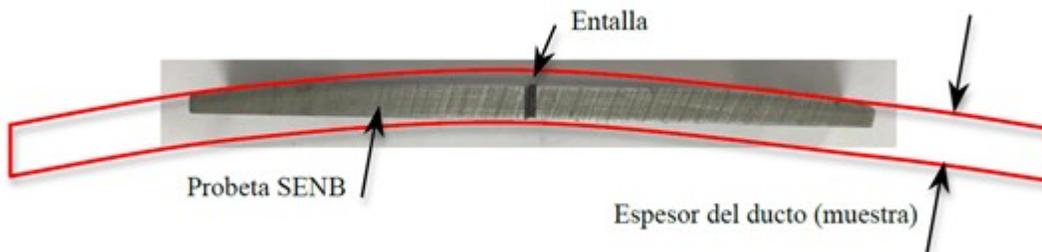


Figura 30: Esquema de extracción de las probetas fractomecánicas.

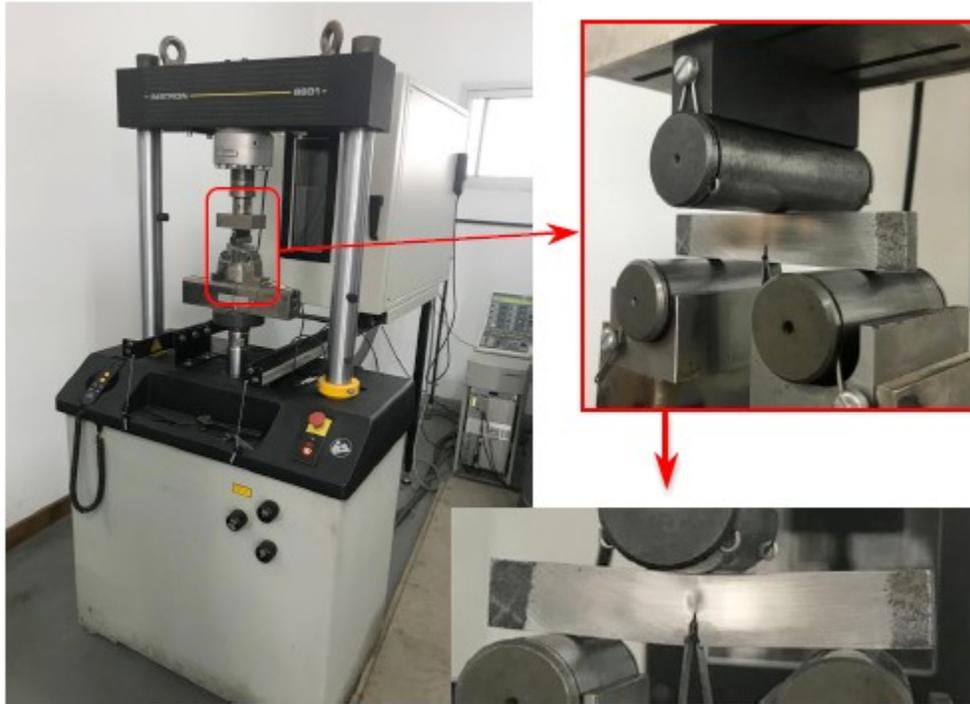


Figura 31: Máquina de Ensayos Universal Instron 8801 y configuración para la realización de ensayos.

La norma establece ciertas relaciones entre las dimensiones ancho W , espesor B y longitud $S = 4W$ de la probeta que deben ser respetadas. Debido a las limitaciones del espesor dadas por el espesor de pared del caño se definieron probetas de $W = 15 \text{ mm}$ y $S = 60 \text{ mm}$. Las curvaturas de los distintos caños dadas por el diámetro de cada uno definieron a los espesores de probeta. Estos se presentan en la tabla 5.

Tabla 5: Espesores de las probetas ensayadas.

Muestra	Espesor de muestra [mm]	Espesor de probeta [mm]
1	8,74	7
2	7,14	5
3	7,14	5
4	6,35	4,7
5	7,33	5
6	8,74	6,5

Los ensayos se realizaron utilizando una máquina universal de fatiga INSTRON 8801 de 10 toneladas de capacidad de carga (fig. 31). La prefisuración por fatiga de las probetas se realizó utilizando dicha máquina de ensayos, con relaciones de carga $R = 0,1$ (se define la relación de carga como el cociente entre la carga mínima y la máxima) y frecuencias de ciclado de 5 Hz. En general la prefisuración se logró aplicando entre 30.000 y 60.000 ciclos y en ningún caso el factor de intensidad de tensiones máximo K_{max} en el vértice de la grieta superó los $30 \text{ MPa} \cdot \sqrt{m}$, tal como lo establece la norma.

La propagación de las fisuras por fatiga se realizó de tal manera de generar una extensión total de fisura a valores de longitud de fisura/ancho de probeta de entre 0,4 y 0,5. Esto se hizo a fin de cumplir con la norma en cuanto a la mínima propagación de fisura con carga de fatiga. De acuerdo con la geometría de la entalla, que es de 1 mm de espesor y con una punta final de 0,8 mm a un ángulo de 60° , la extensión mínima de la probeta debe ser de 1,2 mm. En todos los casos, la extensión superó los 1,5 mm.

El laboratorio dispuso del software necesario para llevar adelante los ensayos con probeta única, lo cual disminuye los tiempos de mecanizado y la cantidad de material requerido debido a necesitar menor

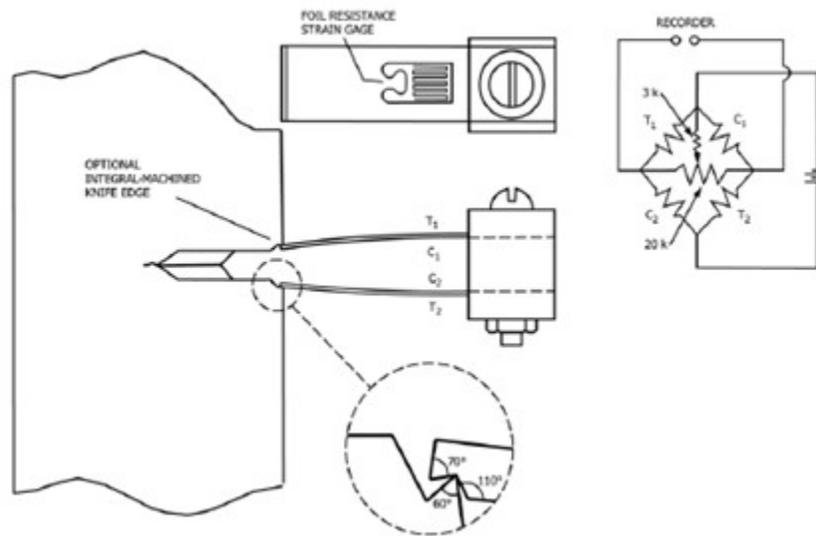


Figura 32: Instrumental requerido para realizar la medición del desplazamiento de la fisura (ASTM E1820 [10]).

cantidad de probetas.

En un ensayo de Integral J se debe contar con un dispositivo para medir el desplazamiento de la boca de la fisura y simultáneamente se debe poder medir la carga aplicada. Para ponderar el desplazamiento se utilizan strain gauges montados sobre un dispositivo que se coloca en el ranurado de la probeta (fig. 32).

Asimismo la norma requiere que la carga aplicada para pre-fisurar la probeta por fatiga no exceda cierto valor máximo. Dicho valor máximo de tensión es aquel que produce una intensidad de tensiones en la punta de la fisura K_{max} que debe hallarse considerablemente por debajo de la fractotenicidad del material determinada por este método. Es justamente por esta razón que se debe tener una idea del orden de magnitud de la fractotenicidad del material antes de iniciar los ensayos de integral J .

La prefisuración por fatiga se puede realizar tanto por control de carga como por control de desplazamiento. Si se mantiene un ciclo de carga constante, el rango de K y el K_{max} aumentarán conforme vaya creciendo la fisura. Si por el contrario, se mantiene el ciclo de desplazamiento constante sucederá lo opuesto.

Para este trabajo se aplicó el método de ensayo de la curva de resistencia o curva R, mencionada previamente en el marco teórico. En dicho ensayo se obtiene la curva de resistencia a partir de una probeta única, lo cual evita los costos y el inconveniente de mecanizar múltiples probetas. A continuación se procederá a realizar una breve explicación de los pasos que se deben seguir para realizar el ensayo de integral J . En primera instancia se describirá el ensayo de integral J de probeta múltiple, que si bien no es el que se aplicó, resulta de gran utilidad para luego entender el procedimiento de probeta única.

3.1.7.1 Método de probetas múltiples

Para llevar adelante el ensayo de integral J se requieren ciertos elementos de hardware, muchos de los cuales han sido previamente mencionados. Algunos de los más importantes son: registro de carga vs desplazamiento en la línea de aplicación de carga, mordazas para fijar la probeta, extensómetros, celdas de carga y de desplazamiento. Se utilizan clip gauge (extensómetros con cuchillas) para medir la apertura de la boca de la fisura, que está directamente relacionada con el crecimiento de la fisura.

Una vez montada la probeta en la máquina de ensayos universal, se la debe prefisurar por fatiga. La relación entre la longitud de la fisura y el ancho de la probeta a/W debe hallarse entre 0,45 y 0,70. La prefisura por fatiga debe realizarse con un valor de carga medio por debajo de P_f , siendo este para una probeta de flexión en tres puntos:

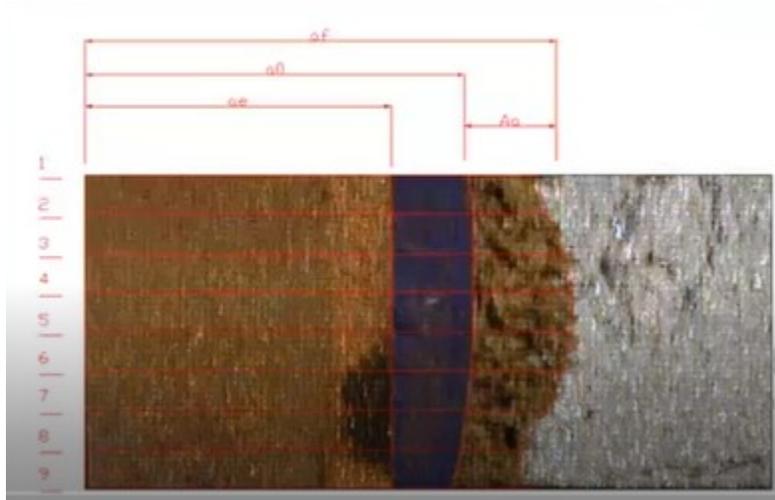


Figura 33: Proceso de Medición de Δa mediante el método de los 9 puntos.

$$P_f = 0,5 \cdot \frac{B \cdot b_0^2 \cdot \sigma_y}{S} \quad (66)$$

Donde σ_y es la tensión de flujo, b_0 es el ligamento remanente de la probeta y S es la distancia entre los apoyos. Estos parámetros se calculan mediante las siguientes expresiones:

$$\sigma_y = \frac{\sigma_{ys} + \sigma_{uts}}{2} \quad (67)$$

$$b_0 = W - a_0 \quad (68)$$

$$S = 4W \pm 0,02 \cdot W \quad (69)$$

Donde σ_{uts} es la resistencia a la tracción del material. La variable P_f representa el valor medio de la carga sinusoidal de fatiga. Por otra parte, es importante mencionar que la fisura formada por fatiga debe estar alineada con la entalla mecánica de la probeta o de lo contrario la probeta no será aceptable y deberá descartarse.

El método de ensayo consiste en cargar la probeta prefisurada para inducirle una extensión estable de fisura, referida a un desgarramiento dúctil. El desgarramiento dúctil da como resultado una relación continua de tenacidad a la fractura vs crecimiento de fisura (curva J-R). Es precisamente a partir de la curva J-R que finalmente se puede determinar el J_{IC} .

Una vez alcanzado el crecimiento de fisura deseado, se quita la probeta de la máquina de ensayos y se realiza un teñido térmico de la fisura. Lo que se consigue con esto es una coloración particular sobre el área de la fisura, que luego permitirá distinguirla del área no fisurada para poder realizar la medición. Se calienta la probeta en un horno a 300°C durante media hora. Luego la probeta es fragilizada con nitrógeno líquido y es fracturada en la máquina de ensayos para poder proceder a la medición de la fisura. Lo que interesa medir es el Δa que se toma desde el a_0 hasta la longitud final de fisura. Para realizar la medición, se mide en 9 puntos distintos (método de los 9 puntos-fig.33) y luego se realiza un promedio. Entre cada uno de estos puntos no debe haber un desvío de más del 5% del valor promedio.

En el procedimiento de probeta múltiple, cada probeta se corresponde con un punto en la curva J-R y deben existir como mínimo 5 puntos válidos para poder ajustar la curva. Una vez medido el Δa se debe calcular el J mediante las siguiente expresión:

$$J = \frac{K^2 \cdot (1 - \nu^2)}{E} + J_{pl} \quad (70)$$

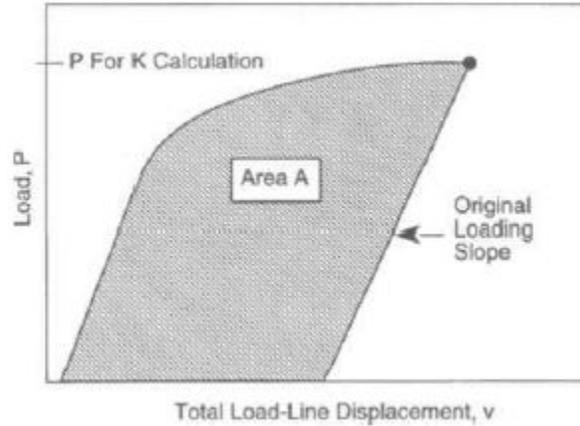


Figura 34: Área bajo la curva de carga vs desplazamiento utilizada para el cálculo de J_{pl} (ASTM E1820 [10]).

Como puede verse, el cálculo de J se divide en una parte elástica J_{el} y una parte plástica J_{pl} . El parámetro K del término elástico se calcula mediante la expresión:

$$K = \frac{P}{\sqrt{B \cdot B_N \cdot W}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (71)$$

Donde B_N es el espesor neto de la probeta. En el caso de probetas con entallas laterales, representa la distancia entre las raíces de dichas entallas. Por otra parte, el término plástico se calcula con la siguiente ecuación:

$$J_{pl} = \frac{(2 + 0,522 \frac{b_0}{W}) \cdot A_{pl}}{B \cdot b_0} \quad (72)$$

El área bajo la curva A_{pl} representa la energía empleada para llegar a un determinado valor de carga y debe ser calculado (fig. 34). La función $f(a/W)$ está detallada en la norma ASTM E1820 [10] y varía según la geometría de la probeta.

Para cada probeta se repite el mismo procedimiento, pero con cargas menores. Sin embargo, antes de añadir los puntos a la curva se debe realizar el procedimiento de delimitación de la zona de exclusión. Los puntos que se hallen por fuera de una zona demarcada no serán aceptables. En primer lugar se debe trazar la línea de enromamiento:

$$J = m \cdot \Delta a \cdot \sigma_y \quad (73)$$

El parámetro m suele ser igual a 2, aunque en ocasiones puede tomar un valor superior.

Si el punto se halla por fuera de la línea de enromamiento, se considera que se está por fuera de la zona de crecimiento estable de la fisura. Una vez que se trazó la línea de enromamiento, se trazan líneas de exclusión paralelas a 0,15 y 1,5 mm del eje de ordenadas. Estas dos líneas demarcan la zona de validez de los puntos obtenidos. También se trazan líneas de construcción a 0,2 y 0,5 mm. La línea de 0,2 mm servirá para determinar el J_{IC} y la línea de 0,5 mm divide la zona de exclusión en dos. Ambas zonas deben contener al menos un punto (fig. 35). La zona de exclusión se cierra por arriba mediante una recta conocida como J_{limite} :

$$J_{limite} = \frac{b_0 \cdot \sigma_y}{15} \quad (74)$$

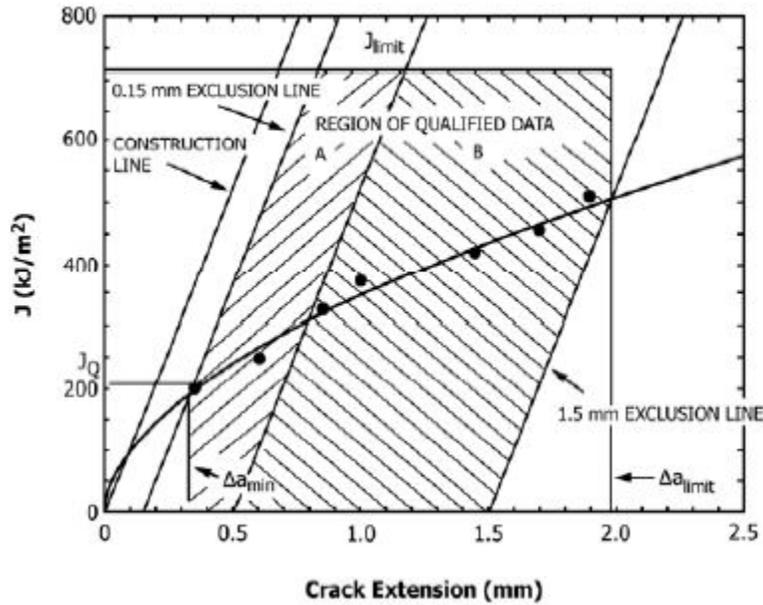


Figura 35: Construcción de la curva J-R. La recta indicada como “Construction Line” es la línea de enroscamiento (ASTM E1820 [10]).

También existe un límite superior a los valores que el Δa puede tomar:

$$\Delta a_{max} = 0,25 \cdot b_0 \quad (75)$$

El propósito de incluir estas líneas de exclusión es que el punto se encuentre dentro de cierta zona donde se garantice que la fisura se encuentra en un estado triaxial de tensiones. De este modo se obtiene un valor conservador de J_{IC} , que no sobreestima la fractotenicidad del material.

Una vez que se encuentran todos los puntos válidos, se realiza un ajuste para la curva J-R de acuerdo con la siguiente expresión:

$$J = C_1 \cdot \left(\frac{\Delta a}{K} \right)^{C_2} \quad (76)$$

El valor de la ordenada del punto de intersección entre la curva J-R y la línea de 0,2 mm es el valor de J_Q . Para que el J_Q pueda ser llamado J_{IC} , se deben cumplir las siguientes condiciones:

$$B, b_0 > 25 \cdot \frac{J_Q}{\sigma_y} \quad (77)$$

$$\frac{d(J_Q)}{d(\Delta a)} < \sigma_y \quad (78)$$

Adicionalmente, ninguna probeta debe presentar clivaje (fractura frágil).

J_{IC} determina el comienzo del crecimiento estable de la fisura y es una propiedad del material. Una vez obtenido el valor de J_{IC} , mediante la siguiente ecuación se calcula el K_{JC} , que se comparará con los valores de K_{IC} obtenidos por correlaciones:

$$K_{JC} = \sqrt{\frac{E \cdot J_{IC}}{(1 - \nu^2)}} \quad (79)$$



Figura 36: Colocación de la probeta de flexión en tres puntos en la máquina de ensayos con el clip gauge.

3.1.7.2 Ensayo de probeta única

Este ensayo requiere de solo una probeta de material y del mismo hardware utilizado para el ensayo de probetas múltiples (una configuración de ensayo típica puede verse en la figura 36). La gran diferencia es que se debe contar con un software que permita realizar sucesivos ciclos de carga y descarga de la probeta. Cada uno de estos ciclos de carga y descarga reemplaza a una probeta del método multiprobeta y representa un punto de la curva J - R .

En cada carga y descarga se produce un incremento en la extensión de la fisura. Las cargas y descargas deben estar espaciadas de modo tal que el desplazamiento entre dos ciclos consecutivos no supere los $0.01 W$. Además se debe contar mínimamente con 8 puntos válidos antes de alcanzar la carga máxima.

A medida que crece la carga, la pendientes de las sucesivas rectas de carga y descarga varía. A partir de cada una de dichas pendientes se calcula un Δa (el software se encarga de hacer esto automáticamente-fig. 37). El método utilizado para calcular el avance de la fisura a partir de la pendiente de la curva de carga y descarga es conocido como método de complianza elástica. La complianza C se define como la inversa de la pendiente de la curva de carga y descarga, tal como se puede ver en la figura 37. En la medida que la fisura avanza, la complianza aumenta, es decir, la rigidez disminuye. Los distintos estándares para ensayo de integral J incluyen expresiones polinómicas que relacionan el valor de complianza con el cociente a/W para distintas geometrías de probeta. Por ejemplo, en el estándar ASTM E1820 [10] se especifica la siguiente expresión para el cálculo de la complianza de una probeta de flexión:

$$C = \frac{6S}{EWB_e} \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 \cdot \left[0,76 - 2,28\left(\frac{a}{W}\right) + 3,87\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 2,04\left(\frac{a}{W}\right)^3 + \frac{0,66}{(1-a/W)^2}\right] \quad (80)$$

donde S representa la distancia entre apoyos y B_e se calcula como:

$$B_e = B - \frac{(B - B_N)^2}{B} \quad (81)$$

El software también se ocupa de tomar el valor de carga máxima de cada ciclo para realizar el cálculo del correspondiente J del mismo modo que se hizo para el caso del ensayo de probetas múltiples:

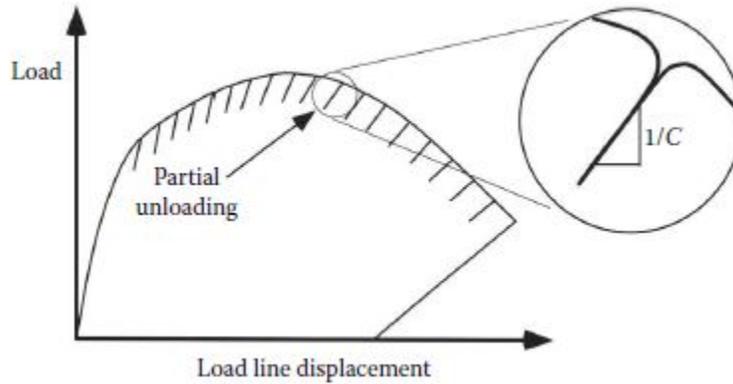


Figura 37: Curva de carga vs apertura de la fisura utilizada para construir la curva J-R en el ensayo de probeta única (T.L.Anderson 2017 [4]).

$$J_{(i)} = \frac{K_{(i)}^2 \cdot (1 - \nu^2)}{E} + J_{pl(i)} \quad (82)$$

Donde la parte plástica se calcula de la siguiente manera:

$$J_{pl(i)} = \left(J_{pl(i-1)} + \frac{\eta_{(i-1)}}{\beta_{(i-1)}} \cdot \frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B} \right) \cdot \left(1 - \gamma_{(i-1)} \cdot \frac{a_{(i)} - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \quad (83)$$

Los factores η y γ son función del ancho de probeta W y del ligamento remanente b_i :

$$\eta_{(i-1)} = 2 + 0,522 \cdot \frac{b_{(i-1)}}{W} \quad (84)$$

$$\gamma_{(i-1)} = 1 + 0,76 \cdot \frac{b_{(i-1)}}{W} \quad (85)$$

Una vez finalizado el ensayo, se debe quitar la probeta, teñirla térmicamente y fragilizarla para luego romperla y poder examinar la superficie de fisura. Esto permitirá medir el tamaño de la prefisura original mediante el método de los 9 puntos. Como se mencionó anteriormente, para cada carga y descarga se obtiene un valor de J y Δa que se puede introducir en el gráfico. Las mismas restricciones de validez para cada punto que se aplicaban en el método de probetas múltiples, se deben aplicar también en este caso.

3.1.7.3 Probetas con entalla lateral

En aquellos casos en los que se llegó a obtener un valor de J_Q observado, pero este no resultó válido como J_{IC} se debieron repetir los ensayos utilizando probetas con entalla lateral (fig. 38). El procedimiento consiste en practicar un ranurado lateral del 10% del espesor de la probeta una vez realizada la pre-fisuración por fatiga.

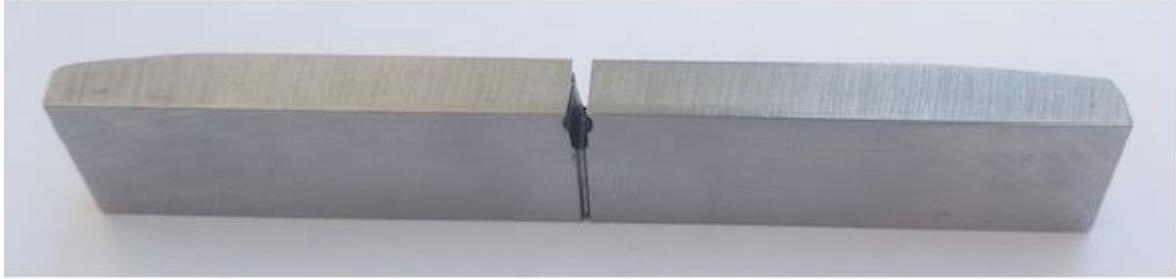


Figura 38: Probeta con entalla lateral utilizada en los ensayos.

El propósito del mecanizado de la mencionada entalla lateral en las probetas, es aumentar la triaxialidad de tensiones en la punta de la fisura. De este modo disminuye la tenacidad a la fractura medida, aumentando las posibilidades de obtener un resultado de J_{IC} válido.

3.2. Correlaciones CVN- K_{IC} y otros métodos de estimación de la fractoténacidad

Una vez calculadas las curvas de impacto para todas las muestras, se procedió a realizar las conversiones a fractoténacidad K_{IC} mediante las diferentes correlaciones para la zona de transición y upper shelf. Las fórmulas de las correlaciones se presentan en la tabla 6.

Tabla 6: Correlaciones que se tuvieron en cuenta para obtener K_{IC} a partir de CVN y poder ser comparadas con el valor de K_{JC} obtenido del ensayo de integral J.

Método de estimación	Zona de validez	Fórmula
Lower bound	Válido en toda la curva de transición.	$K_{IC} = 36,5 + 3,084 \cdot \exp(0,036 \cdot (T - T_{ref} + 56))$
Master curve median	Zona de transición	$K_{median(L)} = 20 + (K_{median(25mm)} - 20) \cdot \left(\frac{L}{25}\right)^{-0,25}$
Master curve lower bound	Zona de transición	$K_{IC} = 20 + (K_0 - 20) \cdot \left(\ln\left(\frac{1}{1-F}\right) \cdot \frac{25}{L}\right)^{0,25}$
Análisis probabilístico	Zona de transición	$K_{IC} = 20 + (K_0 - 20) \cdot \left(\ln\left(\frac{1}{1-F}\right) \cdot \frac{25}{L}\right)^{0,25}$
Rolfe-Novak	Upper shelf	$\left(\frac{K_{mat}}{\sigma_{ys}}\right)^2 = 0,64 \cdot \left(\frac{CVN}{\sigma_{ys}} - 0,01\right)$
Wallin mediana	Upper shelf	$J_{1mm} = 0,74 \cdot CVN^{1,28}$
Wallin lower bound	Upper shelf	$J_{1mm} = 0,53 \cdot CVN^{1,28}$
BS 7910	Upper shelf	$K_{IC} = \sqrt{\frac{E \cdot 0,53 \cdot C_{V-US}^{1,28} \cdot 0,2^{0,133} \cdot CV-US^{0,256}}{1000 \cdot (1-\nu^2)}}$
Roberts-Newton	Upper shelf y zona de transición	$K_{IC} = 9,35 \cdot CVN^{0,63}$

3.2.1. Lower bound

El método de estimación denominado Lower Bound es un método válido en todo el rango de temperaturas, que se extrae de ASME Sección XI Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components [29]. ASME XI [29] es un código de inspección de componentes nucleares y establece un método para la estimación de fractoténacidad cuando no se cuenta con datos de ensayos. Es uno de los 4 métodos recomendados por API 579 9F.4.2 [3] para estimar la tenacidad a la fractura en la zona de transición. Se trata de un método que arroja valores conservadores basándose en un método que consiste primeramente en hallar una temperatura de referencia para el cálculo. La premisa fundamental detrás de este método es que distintos aceros ferríticos exhiben curvas de tenacidad vs temperatura de la misma forma, pero con la temperatura de transición desplazada. Al graficar la tenacidad a la fractura vs la temperatura relativa a una temperatura de transición de referencia T_{ref} (K_{mat} vs $T - T_{ref}$), todas las curvas tienden a colapsar sobre una tendencia común. La fórmula para el cálculo de K_{IC} es la siguiente:

$$K_{IC} = 36,5 + 3,084 \cdot \exp(0,036 \cdot (T - T_{ref} + 56)) \quad (86)$$

FIG. A-4200-1 LOWER BOUND K_{IR} AND K_{IC} TEST DATA FOR SA-533 GRADE B CLASS 1, SA-508 CLASS 2, AND SA-508 CLASS 3 STEELS

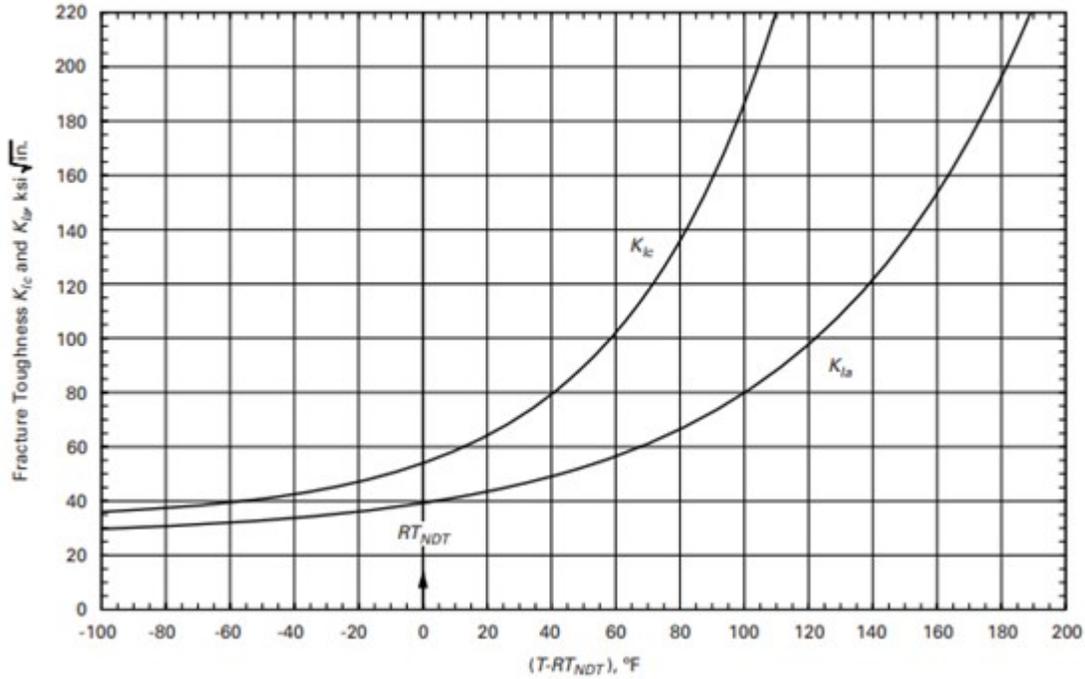


Figura 39: Curvas de K_{IR} y K_{IC} para una serie de aceros de grado nuclear publicada en el código ASME Sección XI [29].

En el código ASME XI [29] se toma a la temperatura de ductilidad nula RT_{NDT} como temperatura de referencia T_{ref} . Sin embargo, de no contar con ensayo de "drop weight", se puede tomar como T_{ref} a la temperatura a la cual en el ensayo de Charpy la probeta exhibe una expansión lateral de al menos 0,89 mm y absorbe no menos de 68 J menos 33°C. En aceros poco tenaces es posible que esta energía absorbida no se alcance y por lo tanto existe otra posibilidad para calcular la temperatura de referencia mediante la siguiente expresión:

$$T_{ref} = D + \frac{C}{2} \cdot \ln \frac{C_V - CVN_{LS}}{CVN_{US} - C_V} \quad (87)$$

Donde CVN_{US} es el valor de Charpy en el upper shelf, CVN_{LS} en el lower shelf, y C y D son los parámetros de ajuste de la curva de Charpy (fig. 26). Además la norma API 579/ASME FFS [3] recomienda tomar un valor de energía de impacto de Charpy $C_V = 20J$ para aceros al carbono. Debe tomarse en cuenta que la expresión 87 es solo aplicable con unidades del sistema imperial. Al tener la correlación 86 una forma exponencial, se debe poner un valor de cut-off ya que de lo contrario la tenacidad crecería indefinidamente. Es por eso que se definen los siguientes valores de corte según con que material se está trabajando: 110 MPa $\cdot\sqrt{m}$ para aceros de composición química desconocida y 220 MPa $\cdot\sqrt{m}$ para aceros de bajo azufre (menor al 0,01 %).

La correlación de lower bound surgió a partir de estudios realizados en los años 60 y 70 sobre aceros de baja aleación donde se recolectó información de fractoténacidad y se la graficó vs la temperatura. Luego se trazaron dos curvas por debajo de los puntos obtenidos. La curva de K_{IC} es una envolvente inferior de todos los puntos que representan ensayos de fractoténacidad bajo cargas cuasi-estáticas. Luego existe también una curva denominada de K_{IR} , que envuelve a los puntos ensayados bajo carga dinámica, pero dicha curva no será tenida en cuenta para el presente estudio (fig. 39).

Es importante hacer la aclaración de que si bien esta correlación fue inicialmente desarrollada para

aceros de grado nuclear, fue luego validada para aceros al carbono y soldaduras, así como para acero 2,25Cr-1Mo.

3.2.2. Master curve mediana y master curve lower bound

El método de la master curve en sus variantes mediana y lower bound se encuentran basados en métodos estadísticos soportados en estudios realizados sobre una amplia cantidad de materiales metálicos. Ambos se encuentran como métodos recomendados para estimar la tenacidad a la fractura en la zona de transición dentro de la norma API 579 9F.4.2. [3] Es una evolución del método Lower Bound descrito en el apartado anterior en el sentido que los datos de tenacidad del material se derivan solamente de ensayos de fractoténacidad. Adicionalmente, la calidad de estos datos es superior debido al avance de la técnica que se dio entre los años 60 y fines de los 90, cuando se publicó este método en el estándar ASTM E1921:97 *Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range* [30]. Los datos de orígenes no relacionados con la fractomecánica, que sí fueron incluidos en el método Lower Bound en los años 70, fueron descartados en este trabajo.

Un mejor entendimiento de la fractomecánica permitió lograr una mayor comprensión de los motivos de la dispersión en los datos de fractoténacidad para un mismo material. Se entiende que esta dispersión se debe a una distribución aleatoria de los potenciales puntos de iniciación de una fractura por clivaje que se hallan típicamente en una estructura ferrítica. Una distribución de Weibull de tres parámetros resulta suficiente para ajustar la distribución de datos existente.

A partir de este principio fue posible observar que la mayoría de los aceros ferríticos tienden a conformar una curva mediana común de tenacidad a la fractura vs temperatura para probetas normalizadas de una pulgada de espesor. De este modo se dio origen a una curva maestra universal o Master Curve.

Este método requiere el cálculo de una temperatura denominada T_0 . El procedimiento para realizar dicho cálculo está detallado en el estándar ASTM E 1921:97 [30] y se define como la temperatura a la cual un set de datos que tiene 6 o más valores válidos de K_{JC} (valores de K_{IC} obtenidos a partir de relación directa con J_{IC}) obtenidos a partir de probetas de una pulgada de espesor, tendrá una mediana de $100 \text{ MPa}\sqrt{m}$.

La master curve es una curva derivada empíricamente con una forma fija que representa tenacidad a la fractura con carga cuasi-estática vs temperatura en la región de la transición para aceros ferríticos utilizados comercialmente con datos obtenidos puramente de ensayos fractomecánicos. La temperatura T_0 es la temperatura de referencia que ubica a la curva en los ejes cartesianos K_{JC} vs T.

En cierto modo puede trazarse un paralelismo con el método lower bound, dado que en ambos casos se busca trazar una curva universal a todos los materiales en estudio, siendo la diferencia fundamental que en este caso se traza la mediana, en lugar del límite inferior y que además se usa una temperatura de referencia distinta a la RT_{NDT} .

La curva mediana es un caso particular de ajuste de curva a los datos obtenidos, donde se elige una probabilidad de falla $P_f = 0,5$. Podría ser el caso que se optara por una probabilidad de falla diferente. Para $P_f = 0,5$ la estimación de K_{IC} adopta la siguiente expresión:

$$K_{ICmedian(25mm)} = 30 + 70 \cdot \exp(0,019 \cdot (T - T_0)) \quad (88)$$

La expresión con la cual se calcula T_0 :

$$T_0 = T_{ref} - 77 + \frac{\sigma_{ys}}{12} + \frac{1000}{CVN_{US}} \quad (89)$$

donde:

$$T_{ref} = T - \frac{C}{4} \cdot \ln\left(\frac{C_V \cdot (CVN_{US} - 28)}{28 \cdot (CVN_{US} - C_V)}\right) \quad (90)$$

Donde C_V es el valor de energía de impacto de Charpy y C es el parámetro de ajuste de la curva de Charpy (fig. 26). Una alternativa a esta expresión para T_{ref} es tomar la temperatura a la cual la probeta de

impacto de Charpy absorbe 28 J, solo se aplica la fórmula 89 cuando no se alcanzan los 28 J de energía absorbida. Por último, se calcula la fractoténacidad para un frente de fisura de longitud L:

$$K_{ICmedian(L)} = 20 + (K_{ICmedian(25mm)} - 20) \cdot \left(\frac{L}{25}\right)^{-0,25} \quad (91)$$

Donde se toma un frente de L = 100 mm o 4 in por recomendación de la norma API 579 [3].

En caso de buscar realizar el cálculo de la master curve lower bound, el procedimiento inicia de la misma manera que para la mediana. Se calcula la temperatura de referencia T_0 de la misma forma y también se calcula la tenacidad mediana para una fisura de una pulgada de longitud a la temperatura de interés $K_{ICmedian(25mm)}$ mediante la fórmula 88.

La diferencia surge en el siguiente paso, ya que con el resultado anterior de $K_{ICmedian(25mm)}$ se debe calcular la media de la distribución de Weibull K_0 para un frente de fisura de 25 mm (una pulgada) a la temperatura de interés mediante la ecuación:

$$K_0 = 20 + (K_{ICmedian(25mm)} - 20) \cdot (\ln 2)^{-0,25} \quad (92)$$

Por último se procede a calcular la fractoténacidad correspondiente a una probabilidad acumulada F y un frente de fisura de longitud L. La probabilidad acumulada recomendada por API 579 [3] para un cálculo de Lower Bound es F = 0,05:

$$K_{IC} = 20 + (K_0 - 20) \cdot \left(\ln\left(\frac{1}{1-F}\right) \cdot \frac{25}{L}\right)^{0,25} \quad (93)$$

donde nuevamente se toma L = 100 mm.

3.2.3. Análisis probabilístico

Otra alternativa para estimar un valor de fractoténacidad en la zona de transición, recomendado por API 579 [3], es implementar un análisis probabilístico mediante el método Monte Carlo. Esta opción está limitada para los casos en los que no se cuenta con ensayos de Charpy y no existen datos de fractoténacidad del material analizado.

A continuación se detalla el proceso que se debe seguir para obtener valores de K_{mat} aleatorios para ser utilizados en una simulación Monte Carlo. En primer lugar se calcula el valor medio de la temperatura de referencia T_0 mediante la ecuación 89 y T_{ref} mediante la ecuación 90. Se considera que el valor de T_0 tiene un desvío estándar de 18°C [3]. Luego se calcula K_0 mediante la expresión 92 y K_{IC} con la ecuación 93 Para el valor de F se deben generar números aleatorios entre 0 y 1. Se repite este proceso variando los valores de F para generar los distintos puntos. El resultado final para cada punto en temperatura analizado será un valor de K_{IC} con su valor medio y su desvío estándar.

3.2.4. Correlaciones en el upper shelf

A partir de distintos estudios realizados sobre diferentes series de materiales fueron surgiendo diversas correlaciones para el upper shelf a lo largo de los años. Algunas fueron previamente mencionadas dentro del marco teórico. Las correlaciones que se tendrán en cuenta para este trabajo son:

$$\left(\frac{K_{mat}}{\sigma_{ys}}\right)^2 = 0,64 \cdot \left(\frac{CVN}{\sigma_{ys}} - 0,01\right) \quad \text{Rolfe - Novak} \quad (94)$$

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{E \cdot 0,53 \cdot C_{V-US}^{1,28} \cdot 0,2^{0,133 \cdot C_{V-US}^{0,256}}}{1000 \cdot (1 - \nu^2)}} \quad \text{BS 7910} \quad (95)$$

$$J_{1mm} = 0,74 \cdot CVN^{1,28} \quad \text{Wallin mediana} \quad (96)$$

$$J_{1mm} = 0,53 \cdot CVN^{1,28} \quad \text{Wallin lower} \quad (97)$$

$$K_{IC} = 9,35 \cdot CVN^{0,63} \quad \text{Roberts - Newton} \quad (98)$$

Es importante la aclaración de que todas las correlaciones anteriores son válidas para unidades del SI, a excepción de la de Roberts-Newton, que está formulada para unidades del sistema imperial.

Tal como se mencionó dentro del marco teórico, la correlación de Rolfe-Novak surgió de un estudio llevado a cabo donde se analizaron once tipos de acero distintos, todos de alta resistencia, y se realizaron estimaciones lineales elásticas para probetas con tamaño de ligamento remanente de entre 75 y 150 mm.

La correlación del estándar BS 7910 *Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic Structures* [31] utiliza la energía absorbida en el upper shelf en un ensayo de Charpy para estimar la tenacidad a la fractura en la iniciación de la fisura dúctil, o crecimiento dúctil de la fisura en 0,2 mm, tal como lo define la mencionada norma.

Con respecto a las correlaciones entre CVN y J_{IC} desarrolladas por Kim Wallin, hace falta mencionar que una vez obtenido el valor de J_{IC} , se lo debe convertir a K_{IC} mediante la relación directa $J_{IC}-K_{IC}$, a fin de hacer posible la comparación entre las distintas correlaciones.

4. Resultados

4.1. Ensayos de Charpy

En primer lugar, se detallarán los resultados obtenidos a partir de los ensayos de Charpy, para luego trazar la curva de transición correspondiente a cada muestra obtenida y finalmente realizar la conversión de CVN a K_{IC} mediante las correlaciones. En la tabla 20 del anexo A se resumen los resultados de ensayo de impacto de Charpy para cada una de las muestras (probeta sub-sized).

Una vez obtenido los valores de Charpy, es necesario realizar la corrección por tamaño de probeta enunciada en la ecuación 61 debido a la utilización de probetas sub-sized. Además se realiza la correspondiente corrección de temperatura. Los resultados del ensayo de Charpy corregidos por tamaño se presentan en la tabla 21 del anexo A.

Posteriormente se realizó el ajuste de la curva de energía absorbida mediante el método de cuadrados mínimos amortiguados para una tangente hiperbólica de 4 parámetros A, B, C y D. Recordar que D representa la temperatura de transición dúctil-frágil (fig. 26). En la tabla 7 se detallan dichos parámetros de ajuste. La curva obtenida para la muestra 1 se encuentra en la figura 40 y el resto pueden verse en el anexo A.

Tabla 7: Parámetros de ajuste de las curvas de Charpy.

N° de Muestra	A	B	C	D
1	110	86	26	-52
2	72,5	45,5	33	-5
3	49	24	14	-6,5
4	19	14	14	-21
5	26	23	35	27
6	43	33	13	14

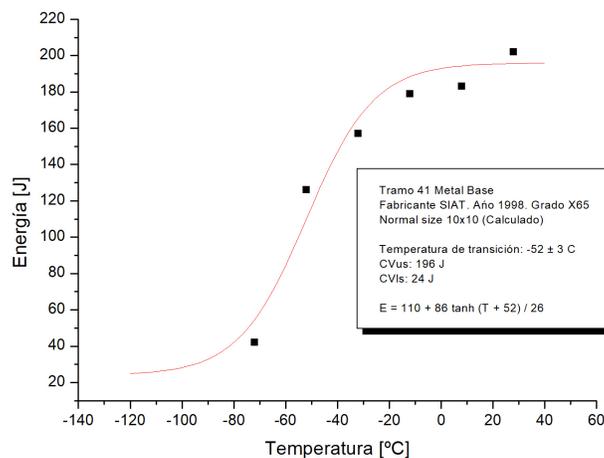


Figura 40: Curva de energía de impacto para la muestra 1.

4.2. Ensayo de integral J

A continuación se presentan los resultados obtenidos a partir del ensayo de integral J de modo que la comparación entre los valores reales y de correlaciones pueda ser llevada a cabo.

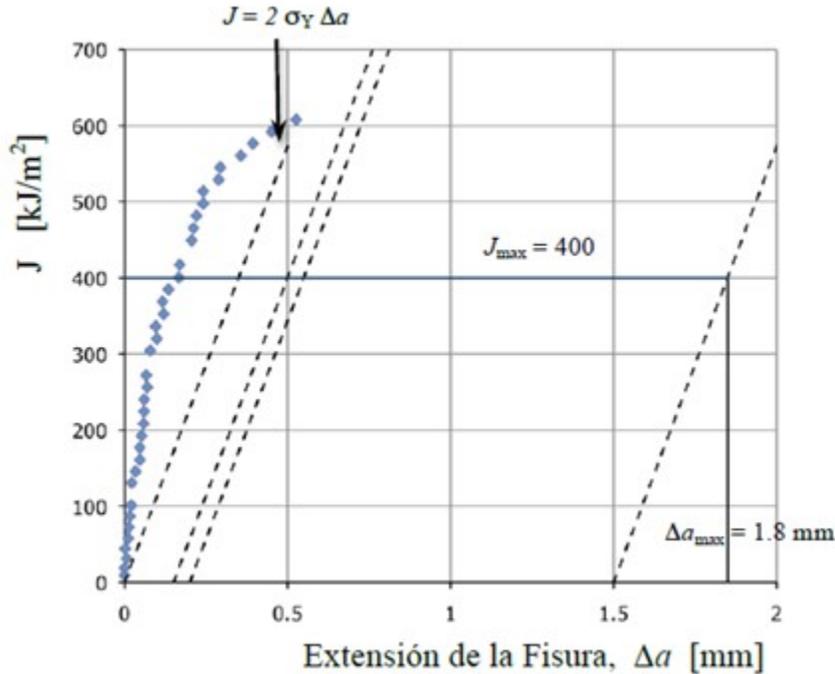


Figura 41: Curva J-R para la muestra 1 con línea de enromamiento de $m = 2$.

En los siguientes apartados se muestran los resultados del ensayo de integral J para la distintas muestras. Se incluyen las curvas de carga vs desplazamiento del ensayo de integral J de probeta única, así como la correspondiente curva J-R e imágenes de la superficie de fractura.

4.2.1. Muestra 1

La figura 41 muestra los resultados del parámetro J en función de la extensión de fisura Δa junto con las distintas líneas de exclusión indicadas en la norma ASTM E1820 [10]. Se puede ver indicada la línea de enromamiento con un parámetro $m = 2$. Tal como se puede apreciar, los resultados obtenidos no son aceptables ya que se encuentran por fuera de la zona de validez. El valor máximo para J está dado por $J_{max} = \frac{b_0 \cdot \sigma_y}{15}$ y tiene un valor de 400 kJ/m^2 . Por otra parte el desplazamiento máximo está dado por $\Delta a_{max} = 0,25 \cdot b_0 = 1,8 \text{ mm}$.

Los datos obtenidos experimentalmente no siguen la pendiente estimada para la extensión de fisura por el enromamiento de su punta calculada con un parámetro de $m = 2$. A modo de comparación también se utilizó el parámetro de enromamiento estipulado en la norma británica BS 7448-4:1997 *Fracture mechanics toughness tests. Method for determination of fracture resistance curves and initiation values for stable crack extension in metallic materials* [32], donde se tiene un $m = 3,75 \cdot \sigma_{ts}$ que arroja un valor de 3,98. Se volvió a graficar la curva J-R con la curva de enromamiento con $m = 4$ (fig.42). En este caso puede verse que la curva sigue la pendiente de la línea de enromamiento, sin embargo la limitación viene dada por el J_{max} . Adicionalmente, sigue sin poder ajustarse una curva J-R debido a la insuficiencia de puntos válidos.

La figura 43 muestra una fotografía de la superficie de la fractura obtenida a partir del ensayo de integral J. En el extremo derecho de la imagen puede verse la entalla, luego la zona prefisurada, después una pequeña zona de propagación asociada con el enromamiento de la punta de la fisura, a continuación el marcado de la posición final de la fisura por fatiga mecánica y por último la zona de fractura. Puede verse con claridad la gran plastificación del ligamento remanente.

La variación promedio de la longitud de la fisura propagada por fatiga de una variación promedio de 1,87 mm. La propagación de la fisura durante el ensayo dio lugar a una propagación en la parte central de 2,2 mm, mientras que en la superficie la propagación fue prácticamente nula. Esto hace que el ensayo no

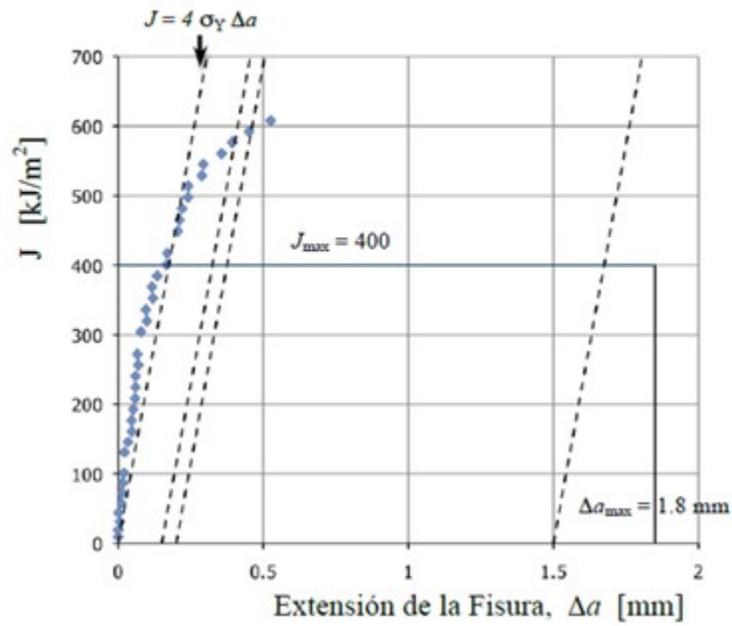


Figura 42: Curva J-R para la muestra 1 con línea de enromamiento de $m = 4$.

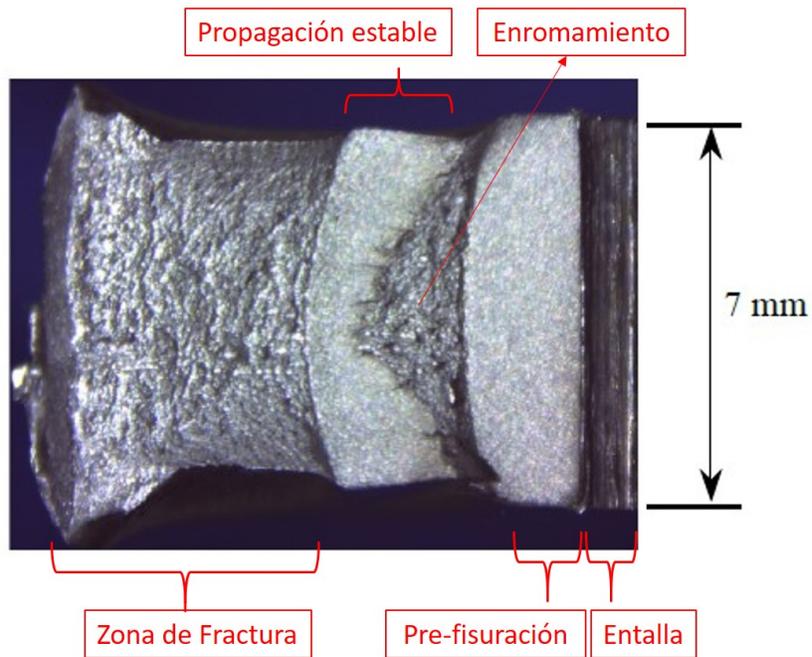


Figura 43: Fotografía de la superficie de fractura para la muestra 1 con las diferentes zonas demarcadas.

cumpla con la norma ASTM E1820, ya que la extensión de la fisura a lo largo del espesor no puede mostrar una variación mayor a $0,1 \cdot \sqrt{(b_0 \cdot B)} = 0,72\text{mm}$ respecto de la fisura promedio.

El valor de J requerido para provocar el inicio de la propagación estable de la fisura resultó alrededor de los 600kJ/m^2 , lo cual supera por un amplio margen el valor máximo aceptable para una probeta de 7 mm de espesor (400kJ/m^2). Es por esto que se decidió repetir el ensayo utilizando una probeta con entalla lateral.

En este último ensayo se obtuvo un valor de $J_Q = 435\text{kJ/m}^2$ (fig. 44). Este valor sigue siendo superior al $J_{max} = B \cdot \sigma_y/10 = 400\text{kJ/m}^2$. Sin embargo, este valor es el que se utilizará para comparación con correlaciones.

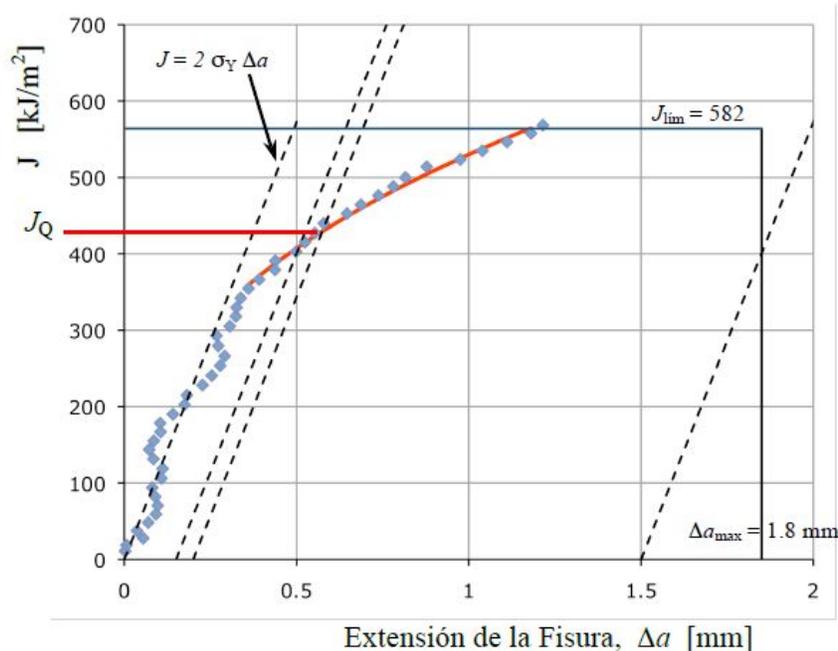


Figura 44: Curva J-R de la primera muestra para el ensayo realizado con entalla lateral.

4.2.2. Muestra 2

La figura 45 muestra los resultados del parámetro J en función de la extensión de la fisura Δa junto con las diferentes líneas de exclusión y limitaciones indicadas por la norma ASTM E1820 [10]. La pendiente de la línea de construcción asociada al redondeo de la punta de la fisura (línea de enromamiento), de las líneas de exclusión (0,15 mm y 1,5 mm) y de la línea de offset (0,2 mm) es igual a $m \cdot \sigma_y$ con $m = 2$. El valor de desplazamiento máximo es $\Delta a_{max} = 0,25 \cdot b_0 = 1,8\text{mm}$.

Tal como se puede apreciar, los resultados obtenidos no son válidos ya que se encuentran por fuera de la zona de exclusión. El valor estimado para J_Q se encuentra aproximadamente en 375kJ/m^2 mientras que el valor máximo admisible dado por $J_{max} = \frac{(b_0 \cdot \sigma_y)}{15}$ es de 231kJ/m^2 . Para este caso los datos experimentales siguen la pendiente de la línea de enromamiento con $m = 2$.

La figura 46 muestra la superficie de fractura de la probeta ensayada. De derecha a izquierda puede verse el final de la entalla, la zona prefisurada, una pequeña zona de propagación debida al enromamiento de la fisura, la zona de propagación estable de la fisura, el marcado de la posición final de la fisura por fatiga mecánica y la fractura final de la probeta. En este caso, si bien existió una importante plastificación del ligamento remanente puede observarse propagación estable de fisura en la zona de la superficie.

Como el J_Q obtenido se halla por fuera de la zona de validez y no puede ser considerado J_{IC} , se repitieron los ensayos utilizando probeta con entalla lateral. El resultado obtenido fue de $J_Q = 255\text{kJ/m}^2$. Dicho valor se encuentra una vez más, por encima del límite superior establecido por $J_{max} = B \cdot \sigma_y/10 =$

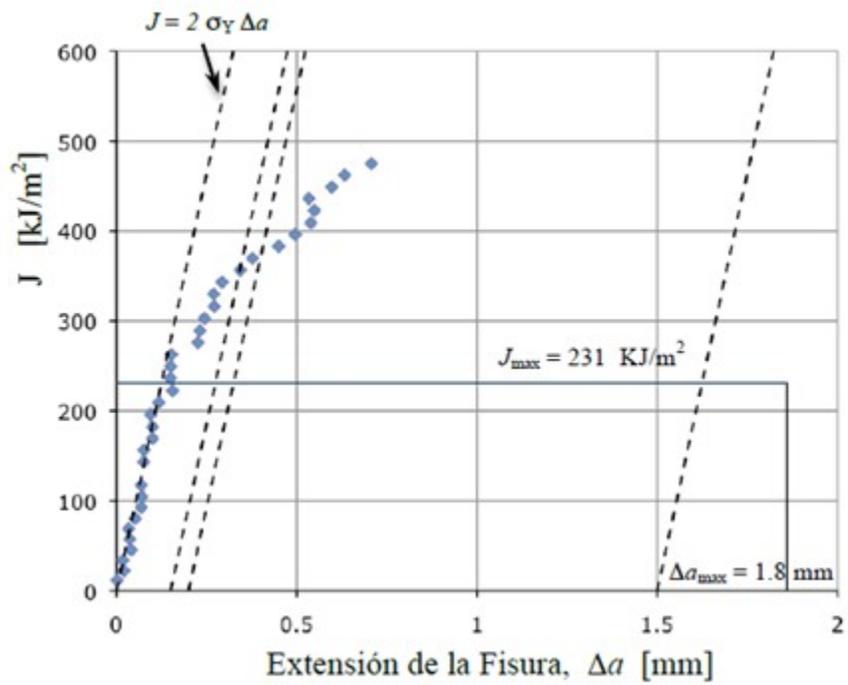


Figura 45: Curva J-R para la muestra 2 con línea de enroscamiento de $m = 2$.

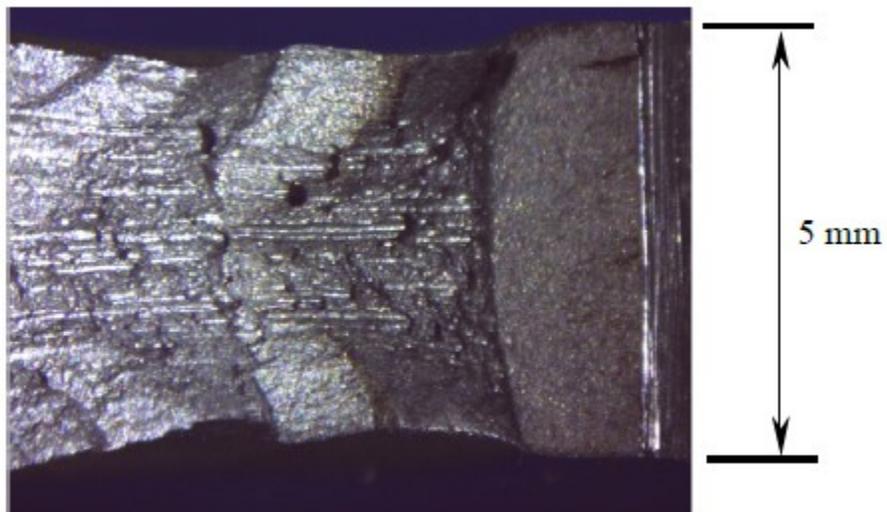


Figura 46: Fotografía de la superficie de fractura para la muestra 2.

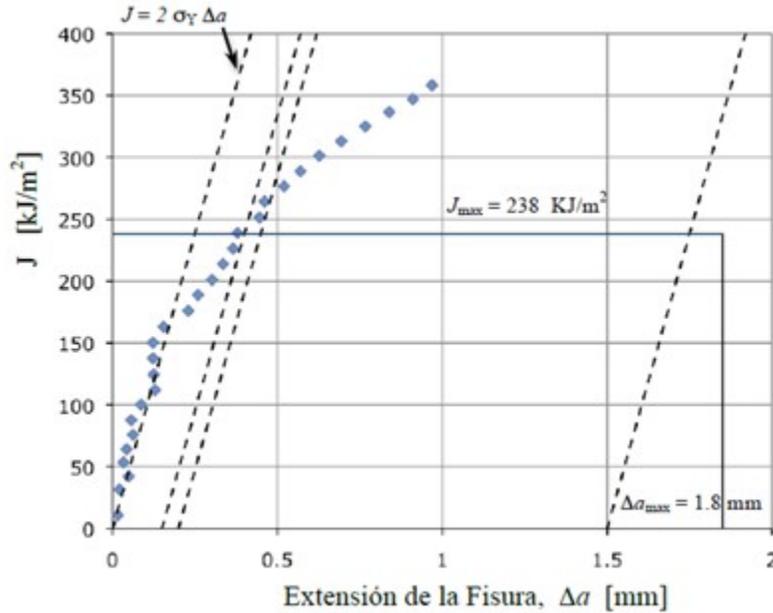


Figura 47: Curva J - R para la muestra 3 con línea de enromamiento de $m = 2$.

231 kJ/m^2 . Sin embargo, este es el valor que se utilizará para la comparación con K_{JC} .

4.2.3. Muestra 3

La figura 47 muestra la curva J - R con las respectivas líneas de exclusión y limitación indicadas por la norma ASTM E1820 [10]. La pendiente de la línea de construcción asociada al redondeo de la punta de la fisura (línea de enromamiento), de las líneas de exclusión (0,15 mm y 1,5 mm) y de la línea de offset (0,2 mm) es igual a $m \cdot \sigma_y$ con $m = 2$. El valor de desplazamiento máximo es $\Delta a_{max} = 0,25 \cdot b_0 = 1,8 \text{ mm}$.

Analizando la figura 47, se puede concluir que el valor de J_Q obtenido de 270 kJ/m^2 no es válido, dado que se encuentra por encima del $J_{max} = \frac{(b_0 \cdot \sigma_y)}{15} = 238 \text{ kJ/m}^2$. Los datos experimentales siguen la pendiente de la línea de enromamiento con $m = 2$. Para esta probeta tampoco se pudo ajustar una curva J - R ya que no se contaron con suficientes puntos dentro de la zona de exclusión.

La figura 48 contiene una fotografía de la superficie de fractura de la probeta ensayada de la muestra 3. De derecha a izquierda puede verse el final de la entalla, la zona prefisurada, una pequeña zona de propagación debida al enromamiento de la fisura, la zona de propagación estable de la fisura, el marcado de la posición final de la fisura por fatiga mecánica y la fractura final de la probeta.

En este caso, también se repitió el ensayo utilizando probeta con entalla lateral. En este caso fue posible obtener el valor de $J_{IC} = 169 \text{ kJ/m}^2$, inferior al máximo permisible $J_{max} = B \cdot \sigma_y / 10 = 238 \text{ kJ/m}^2$.

4.2.4. Muestra 4

En la figura 49 se pueden ver los resultados del parámetro J graficado contra la extensión de la fisura Δa . La pendiente de la línea de construcción asociada al redondeo de la punta de la fisura (línea de enromamiento), de las líneas de exclusión (0,15 mm y 1,5 mm) y de la línea de offset (0,2 mm) es igual a $m \cdot \sigma_y$ con $m = 2$. El desplazamiento máximo es de $\Delta a_{max} = 0,25 \cdot b_0 = 1,8 \text{ mm}$.

Tal como se puede ver en la figura 49, se obtuvieron suficientes puntos válidos como para ajustar la curva J - R con una exponencial de la forma $J = C_1 \cdot \Delta a^{C_2}$. Para este caso se obtuvo un parámetro $C_1 = 195$ y $C_2 = 0,514$. El valor obtenido para J_Q a partir de la intersección entre la curva de ajuste con la línea de offset es de 109 kJ/m^2 . Dicho valor de J_Q se halla por debajo de $J_{max} = \frac{b_0 \cdot \sigma_y}{15} = 464 \text{ kJ/m}^2$.

La verificación de validez de J_Q arroja valores mínimos de ligamento remanente b_0 y de espesor de probeta B de 2,7 mm. En ambos casos se cumple la condición ya que $b_0 = 7,93 \text{ mm}$ y $B = 4,7 \text{ mm}$.

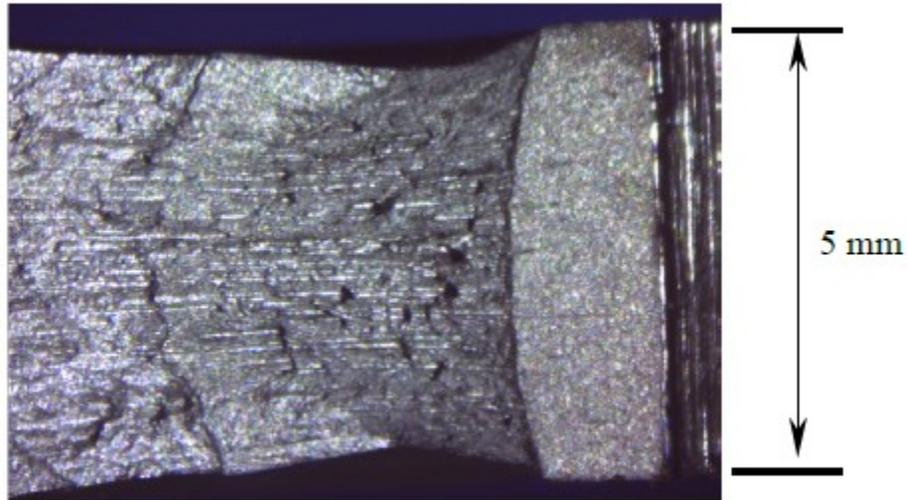


Figura 48: Fotografía de la superficie de fractura de la muestra 3.

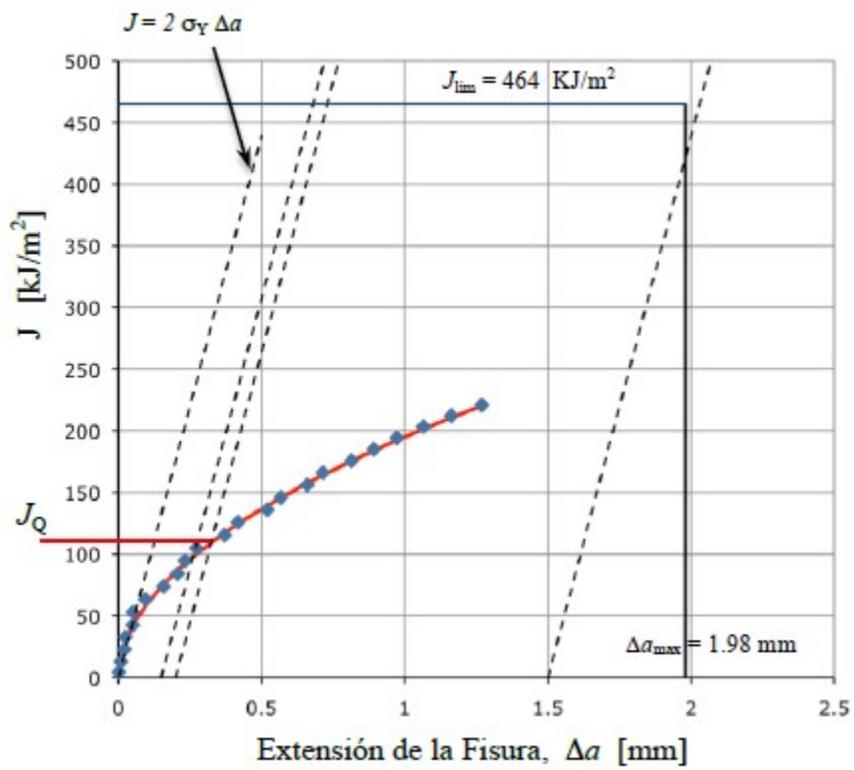


Figura 49: Curva J-R para la muestra 4.

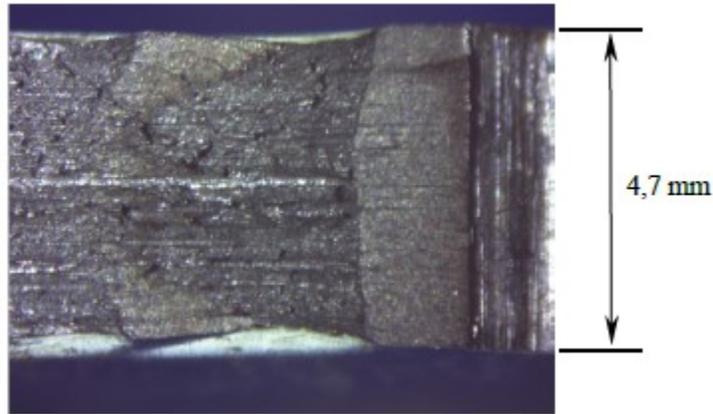


Figura 50: Fotografía de la superficie de fractura de la muestra 4.

Sin embargo, la fisura final obtenida en el ensayo luego de la propagación estable no cumple con las limitaciones del punto 9.1.4.2 de la norma ASTM E1820 [10]. La variación entre los valores máximos y mínimos de longitud a lo largo del frente de la fisura final está alrededor de los 0,8 mm, lo cual supera la limitación de la norma de $0,1 \cdot \sqrt{b_0 \cdot B} = 0,6$ mm. A raíz de esto, el valor de J_Q no es válido como J_{IC} .

Por este motivo, se debió repetir el ensayo utilizando probeta con entalla lateral. En dicho caso se obtuvo un valor de $J_{IC} = 64 \text{ kJ/m}^2$, inferior al $J_{max} = B \cdot \sigma_y / 10 = 283 \text{ kJ/m}^2$, por lo que se utilizará para comparar con K_{JC} . Además en la figura 50 puede apreciarse la superficie de fractura de la probeta ensayada.

4.2.5. Muestra 5

Al igual que para la muestra 4, se obtuvieron suficientes puntos válidos como para ajustar la curva J - R con una exponencial de la forma $J = C_1 \cdot \Delta a^{C_2}$. Para este caso se obtuvo un parámetro $C_1 = 251$ y $C_2 = 0,767$. El valor obtenido para J_Q a partir de la intersección entre la curva de ajuste con la línea de offset es de 96 kJ/m^2 . La verificación de validez de J_Q arroja valores mínimos de ligamento remanente b_0 y de espesor de probeta B de 1,7 mm. En ambos casos se cumple la condición ya que $b_0 = 7,36$ mm y $B = 5$ mm. El valor de integral J límite es $J_{max} = \frac{b_0 \cdot \sigma_y}{15} = 559 \text{ kJ/m}^2$ y $\Delta a_{max} = 0,25 \cdot b_0 = 1,85$ mm.

Sin embargo, la fisura final obtenida en el ensayo luego de la propagación estable no cumple con las limitaciones del punto 9.1.4.2 de la norma ASTM E1820 [10]. La variación entre los valores máximos y mínimos de longitud a lo largo del frente de la fisura final está alrededor de los 1,1 mm, lo cual supera la limitación de la norma de $0,1 \cdot \sqrt{b_0 \cdot B} = 0,6$ mm. A raíz de esto, el valor de J_Q no es válido como J_{IC} .

Es por esto que el ensayo se realizó nuevamente utilizando probeta con entalla lateral. El valor obtenido fue $J_{IC} = 78 \text{ kJ/m}^2$, que se encuentra por debajo del valor máximo permitido $J_{max} = B \cdot \sigma_y / 10 = 283 \text{ kJ/m}^2$. Las imágenes de la curva J - R y la superficie de fractura se incluyen en el anexo B.

4.2.6. Muestra 6

Para la muestra 6 se obtuvieron suficientes puntos válidos como para ajustar la curva J - R con una exponencial de la forma $J = C_1 \cdot \Delta a^{C_2}$. Para este caso se obtuvo un parámetro $C_1 = 105$ y $C_2 = 0,51$. El valor obtenido para J_Q a partir de la intersección entre la curva de ajuste con la línea de offset es de 52 kJ/m^2 . La verificación de validez de J_Q arroja valores mínimos de ligamento remanente b_0 y de espesor de probeta B de 1,04 mm. En ambos casos se cumple la condición ya que $b_0 = 7,5$ mm y $B = 6,5$ mm. El valor de integral J límite es $J_{max} = \frac{(b_0 \cdot \sigma_y)}{15} = 502 \text{ kJ/m}^2$ y $\Delta a_{max} = 0,25 \cdot b_0 = 1,88$ mm.

Sin embargo, la fisura final obtenida en el ensayo luego de la propagación estable no cumple con las limitaciones del punto 9.1.4.2 de la norma ASTM E1820 [10]. La variación entre los valores máximos y mínimos de longitud a lo largo del frente de la fisura final está alrededor de los 1,1 mm, lo cual supera la limitación de la norma de $0,1 \cdot \sqrt{b_0 \cdot B} = 1,5$ mm. A raíz de esto, el valor de J_Q no es válido como J_{IC} .

Es por esto que el ensayo debió repetirse utilizando probeta con entalla lateral. De allí se obtuvo un valor válido de $J_{IC} = 43kJ/m^2$, ya que se encuentra por debajo de $J_{max} = B \cdot \sigma_y/10 = 324kJ/m^2$. Es por esto que se utilizará para comparación con correlaciones. Las curvas del ensayo y la imagen de la superficie de fractura se hallan en el anexo B.

4.2.7. Resumen de los ensayos de integral J

En la tabla 8 se resume toda la información obtenida mediante los ensayos de integral J , así como los valores de fractoténacidad del material calculados a través de relación directa entre J y K (ecuación 79).

Debe tenerse en cuenta que como solo se realizaron ensayos de integral J a temperatura ambiente, se podrá comparar contra el valor obtenido de correlaciones obtenido a la misma temperatura (se comparará un solo punto por muestra). La temperatura ambiente al momento del ensayo de integral J fue de 20°C para todos los casos. Las imágenes de las curvas de carga vs apertura de fisura utilizadas para construir las curvas J - R también se hallan en el anexo B.

Tabla 8: Datos obtenidos a partir de los ensayos de Integral J .

Muestra	T de Ensayo [°C]	J_Q [kJ/m ²]	J_{IC} [kJ/m ²]	K_Q [MPa·√m]	K_{JC} [MPa·√m]
1	20	435	-	313	-
2	20	255	-	240	-
3	20	169	169	195	195
4	20	64	64	120	120
5	20	78	78	133	133
6	20	43	43	98	98

4.3. Ensayo de tracción

En la tabla 9 se detallan los valores relevantes obtenidos a partir de los ensayos de tracción. También se indica el grado del material para verificar que la tensión de fluencia obtenida se halle por encima de la TFME (Tensión de Fluencia Mínima Especificada).

A partir de la información obtenida en los ensayos de tracción, puede verse que en todos los casos la tensión de fluencia del material se encuentra por encima de la tensión de fluencia mínima especificada. Esto apunta hacia el hecho de que probablemente los grados de los distintos materiales se encuentran correctamente asignados. Contar con información confiable respecto de la tensión de fluencia y tensión última del material resulta de gran importancia no solo a la hora de calcular la MAPO, sino que también es fundamental para determinar la fractoténacidad a partir de correlaciones, ya que muchas de ellas requieren datos de tracción como input. En el anexo C se exhiben las curvas de carga vs desplazamiento para los ensayos de tracción realizados.

Tabla 9: Datos obtenidos a partir de los ensayos de tracción.

Muestra	Dimensiones de Probeta [mm]	Grado	TFME [MPa]	Tensión de Fluencia [MPa]	Tensión Última [MPa]	Alargamiento Porcentual [%]
1	38 x 8,6	X65	448	537	608	32,4
2	38 x 7,4	X52	358	413	514	35
3	38 x 7	X52	358	395	559	38,4
4	37,6 x 6,4	X52	358	399	488	27,6
5	37,8 x 7,2	X52	358	507	627	17,8
6	38 x 8,8	X46	317	457	542	24,9

4.4. Ensayo de dureza Vickers

Se realizaron ensayos de dureza con impronta Vickers sobre todas las muestras. Se tomaron 5 medidas en la dirección longitudinal (tabla 10) y 5 en la dirección transversal (tabla 11).

Tabla 10: Valores de dureza Vickers (HV) bajo carga de 10 kg tomadas sobre el metal base en dirección longitudinal de la cañería.

Muestra	Valor 1	Valor 2	Valor 3	Valor 4	Valor 5	Promedio
1	194	191	189	191	195	192
2	170	164	151	164	181	166
3	173	169	167	171	170	170
4	140	151	149	150	148	147
5	210	195	195	193	199	198
6	182	167	165	181	186	176

Tabla 11: Valores de dureza Vickers (HV) bajo carga de 10 kg tomadas sobre el metal base en dirección transversal de la cañería.

Muestra	Valor 1	Valor 2	Valor 3	Valor 4	Valor 5	Promedio
1	189	190	188	198	186	190
2	175	166	156	162	180	168
3	167	171	171	169	170	170
4	148	153	155	154	160	154
5	206	208	198	196	207	203
6	184	181	171	181	194	182

4.5. Análisis de tenor inclusionario

En la tabla 12 pueden verse los resultados de contenido inclusionario de las muestras ensayadas cuantificado según la norma ASTM E45 [25].

Tabla 12: Valores de Tenor Inclusionario.

Muestra	Sulfuros		Aluminatos		Silicatos		Óxidos Globulares	
	Finos	Gruesos	Finos	Gruesos	Finos	Gruesos	Finos	Gruesos
1	1	1	0	0	0,5	0,5	0,5	0,5
2	0,5	1	1	1	0	0	1,5	2
3	0	0	1	2	0	0	2	1,5
4	2	1,5	0,5	1	1	-	1	1
5	1	1	0	0	1	1	1	1
6	1	1,5	0	0	2	3	0,5	1

En el anexo D se incluyen las imágenes tomadas de la superficie analizada para cada muestra con un aumento de 100x.

4.6. Análisis químico

En la tabla 13 se muestran los resultados obtenidos del análisis espectrométrico para determinar la composición química de las 6 muestras disponibles.

Tabla 13: Composición química de las muestras obtenidos por espectrometría [%].

Muestra	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	V
1	0,14	1,4	0,29	0,026	0,003	0,01	0,03	0,01	0,16	0,062
2	0,16	1,04	0,33	0,024	0,007	0,04	0,06	0,01	0,04	0,001
3	0,24	1,1	0,27	0,016	0,023	0,07	0,12	0,04	0,18	0,001
4	0,25	0,79	0,07	0,028	0,022	0,02	0,05	0,01	0,084	0,001
5	0,21	0,98	0,35	0,014	0,026	0,01	0,05	0,01	0,02	0,001
6	0,27	0,84	0,09	0,018	0,022	0,02	0,06	0,01	0,18	0,001

En prácticamente todos los casos, los porcentajes de los distintos elementos cumplen con las condiciones impuestas por API 5L [33] para los distintos grados de material. Dichas condiciones se muestran en la tabla 14. La única excepción es el porcentaje de carbono para la muestra 6, que es 0,27 y se encuentra levemente por encima del máximo establecido de 0,27 para un grado X46.

Tabla 14: Valores mínimos y máximos de los distintos elementos hallados en el acero para diferentes grados api (API 5L 2018 [33]).

	C	Mn	P	S	V	Nb	Ti
Grado	max	max	min	max	max	max	max
X65	0,26	1,45	-	0,03	0,03	a	a
X52	0,26	1,40	-	0,03	0,03	a	a
X46	0,26	1,40	-	0,03	0,03	a	a

a: La suma de V, Nb y Ti no debe superar el 0,15%.

4.7. Examen metalográfico

- Muestra 1: se identificó una estructura de ferrita y perlita en bandas con un tamaño de grano N°8.
- Muestra 2: se identificó una estructura de ferrita y perlita en bandas con un tamaño de grano N°8.
- Muestra 3: se identificó una estructura de ferrita y perlita en bandas con un tamaño de grano N°8.
- Muestra 4: se identificó una estructura de ferrita y perlita en bandas con un tamaño de grano N°8.
- Muestra 5: se identificó una estructura ferrítico-perlítica de distribución granular homogénea con un tamaño de grano N°7-8.
- Muestra 6: se identificó una estructura de ferrita y perlita en bandas con un tamaño de grano N°7-8.

En el anexo E se incluyen las imágenes de la microestructura del material.

4.8. Comparación entre K_{IC} estimado y K_{JC}

A continuación se realizará una comparación entre los valores de K_{IC} estimados mediante las correlaciones en la zona de transición y en el Upper Shelf con los valores de K_{IC} obtenidos a partir de relación directa con J_{IC} (K_{JC}). Vale mencionar que en el caso de las muestras 1 y 2, no se llegó a un valor de J_{IC} , sin embargo se utilizarán los valores de J_Q obtenidos a partir del ensayo con entalla lateral.

Si bien se cuenta con la curva de Charpy ajustada a partir de los valores del ensayo, por lo cual se podrían obtener valores de fractoténacidad para cualquier temperatura a partir de correlaciones, en este caso interesa tener dicho valor solamente para la temperatura a la que se realizó el ensayo de integral

J (20°C). Esto se debe a que la comparación solamente es válida cuando la temperatura de ensayo es coincidente en ambos casos.

Debido a la variedad y diferencia entre los materiales, no se comparará el valor de K_{JC} contra las mismas correlaciones en las 6 muestras. Esto se debe a que, como se mencionó previamente, dichas correlaciones tienen un determinado rango de validez, y para dos materiales distintos, el mismo punto en temperatura puede hallarse en dos regiones distintas. Por ejemplo, para un material relativamente muy tenaz, como la muestra 1, el punto de los 20°C se encuentra claramente en el upper shelf, mientras que para un material más frágil, como lo es la muestra 6, dicho punto se encuentra en la zona de transición. En la tabla 15 se muestran los valores de tenacidad a la fractura K_{IC} a partir de correlaciones a 20°C para las muestras en la zona de transición. Por otra parte, en la tabla 16 se hallan los valores de fractoténacidad para las muestras correspondientes al upper shelf.

Tabla 15: Valores de K_{IC} a partir de correlaciones en la zona de transición (valores en $MPa \cdot \sqrt{m}$).

Muestra	Master Curve Mediana	Master Curve Lower Bound	Lower Bound	Monte-Carlo
2	651	349	220	545
5	81	52	62	72
6	129	77	96	109

Tabla 16: Valores de K_{IC} a partir de correlaciones en el upper shelf (valores en $MPa \cdot \sqrt{m}$).

Muestra	Wallin Mediana	Rolfe-Novak	Wallin Lower Bound	BS 7910	Newton-Roberts
1	382	256	323	214	235
3	201	131	170	125	125
4	122	86	103	80	77

A continuación se calculó el error de cada una de las correlaciones con respecto al K_{JC} tanto en zona de transición (tabla 17) como en upper shelf (tabla 18). La fórmula que se utilizó para el cálculo de error fue:

$$Error[\%] = \frac{K_{correlacion} - K_{JC}}{K_{JC}} \cdot 100\% \quad (99)$$

Tabla 17: Error promedio y desvío estándar de los valores de correlaciones con respecto a K_{JC} en la zona de transición.

Muestra	Error MC Mediana	Error MC Lower Bound	Error Lower Bound	Error Monte-Carlo
6	31 %	-22 %	-3 %	11 %
5	-39 %	-61 %	-53 %	-46 %
2	172 %	46 %	-8 %	128 %
Promedio	55 %	-12 %	-21 %	31 %
Desvío	107 %	54 %	28 %	88 %

En la zona de transición, la correlación que tuvo un mejor ajuste a los datos de K_{JC} fue la Master Curve Lower Bound, con un error promedio del -12 %, donde el signo negativo indica que se aproximó por defecto. Es por esto que se trata de una aproximación conservadora.

La otra correlación que se aproximó de manera bastante cercana e incluso con un menor desvío estándar que la Master Curve Lower Bound, fue la correlación Lower Bound de ASME XI, con un error promedio del -21 % y un desvío estándar del 28 %.

En el upper shelf, la correlación con una mejor aproximación al K_{JC} fue la de Wallin Lower Bound, con un error promedio del -8 % y un desvío estándar del 10 %. Se debe hacer una mención especial para

Tabla 18: Error promedio y desvío estándar de los valores de correlaciones con respecto a K_{JC} en el upper shelf.

Muestra	Error Wallin-Mediana	Error Rolfe-Novak	Error Wallin LB	Error BS	Error Newton-Roberts
4	2 %	-28 %	-14 %	-34 %	-36 %
3	3 %	-33 %	-13 %	-36 %	-36 %
1	22 %	-18 %	3 %	-32 %	-25 %
Promedio	9 %	-27 %	-8 %	-34 %	-32 %
Desvío	11 %	7 %	10 %	2 %	6 %

la correlación de Wallin Mediana, que tuvo un desempeño similar aunque ligeramente peor, con un error promedio del 9% (aproxima por exceso) y un desvío estándar del 11%. El comportamiento de las correlaciones en el espectro de diferentes temperaturas puede verse en la figura 51 para la zona de transición y en la figura 52 para el upper shelf. Se trata de los gráficos de la muestra 1. Las figuras para el resto de las muestras pueden verse en el anexo F. Los valores numéricos utilizados para el trazado de las curvas se encuentran en el anexo G.

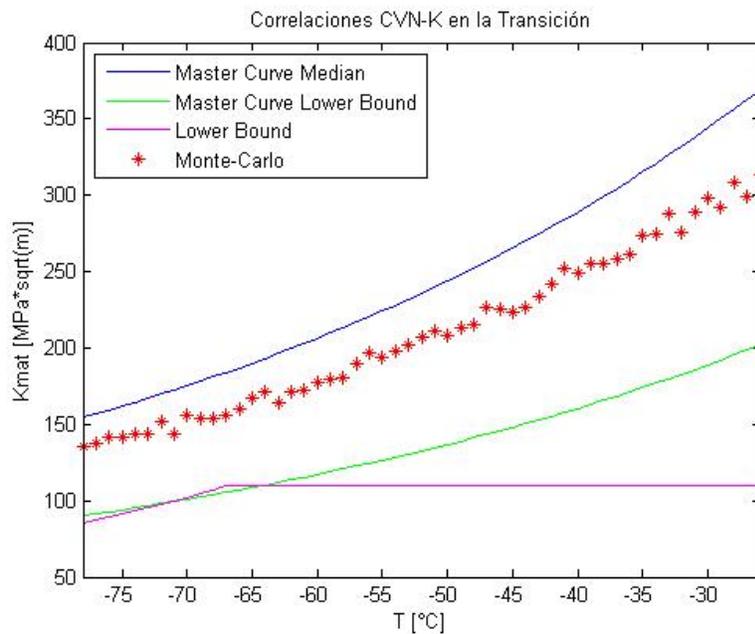


Figura 51: Comportamiento de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 1.

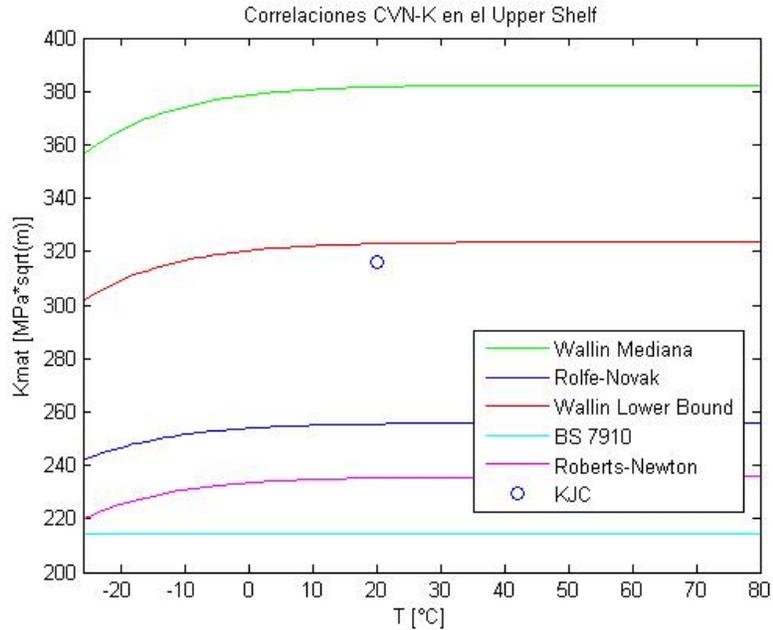


Figura 52: Comportamiento de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 1. También puede verse representado el valor de K_{JC} para fines comparativos.

Es relevante mencionar que en la figura 51, en el caso de la simulación Monte-Carlo, se graficaron los puntos correspondientes al valor medio de las simulaciones.

Es remarcable el hecho de que son las correlaciones conservadoras, Wallin Lower Bound y Master Curve Lower Bound, las que mejor aproximan a los datos experimentales, en contraposición con Wallin Mediana y Master Curve Mediana. Esto puede explicarse en parte gracias a que los valores de K_{JC} que se utilizaron para la comparación son los provenientes del ensayo de integral J con probetas con entalla lateral, que arrojan resultados conservadores. Es por esto que el resultado de K_{JC} obtenido fue ciertamente más bajo que el esperable debido al método de ensayo. Sin embargo, esta fue la única alternativa viable para obtener un valor aceptable de K_{JC} .

El principal inconveniente para obtener un resultado de K_{JC} válido con probetas sin entalla lateral fue la restricción geométrica impuesta por la cañería. Existe un límite superior al tamaño de probeta que se puede extraer dado por la curvatura y el espesor del caño. Es por esto que al tener probetas de menor tamaño, el ensayo se ve altamente controlado y determinado por las singularidades del material, como lo pueden ser las inclusiones y segundas fases.

4.9. Impacto de parámetros metalúrgicos en la fractoténacidad

Algunos de los parámetros críticos en la tenacidad a la fractura del material son el tamaño de grano y la composición química (en especial el contenido de carbono). Además resulta interesante analizar la injerencia que tiene la presencia de inclusiones sobre la tenacidad a la fractura.

En la tabla 19 se reflejan los resultados de tamaño de grano en comparación con la fractoténacidad. Es difícil extraer conclusiones definitivas dado que el tamaño de grano es muy similar en todas las muestras. Si bien está claro que el tamaño de grano es uno de los factores que más impactan en la fractoténacidad (junto con el contenido de carbono, la presencia de segundas fases y la deformación en frío), esto no se puede concluir a partir de este conjunto de datos. La imposibilidad para formular una relación entre el tamaño de grano y la tenacidad a la fractura basándose en los resultados de los ensayos realizados, se debe a que para poder hacerlo deberían dejarse los otros parámetros que impactan sobre la fractoténacidad fijos (contenido de carbono especialmente) y variar solamente el tamaño de grano. Esto no sucede, ya que como puede verse en la figura 53 existen grandes diferencias en el contenido de carbono de las distintas muestras.

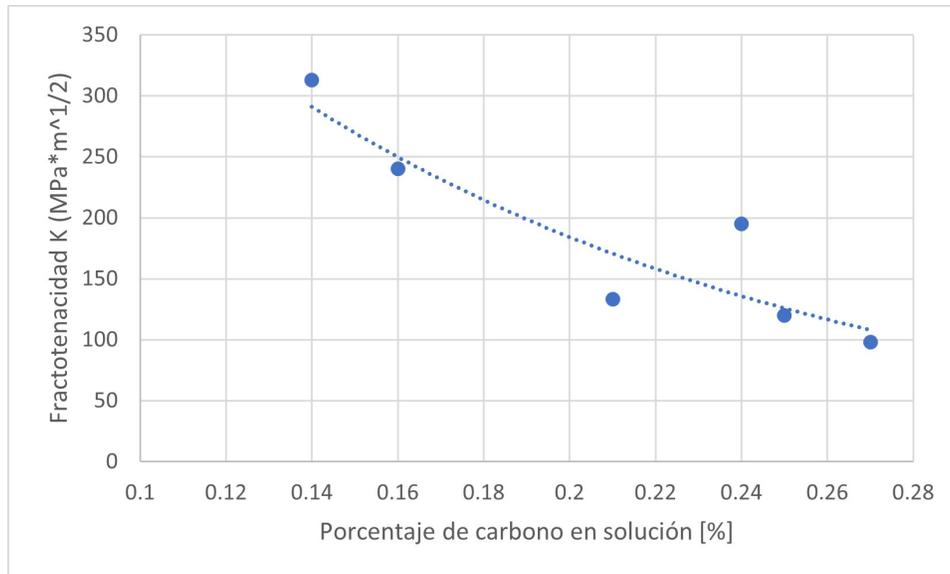


Figura 53: Contenido porcentual de carbono en relación con la tenacidad a la fractura para las muestras analizadas (se incluye curva de tendencia exponencial).

No es casual el hecho de que las muestras con menor tamaño de grano tengan una mayor fractotenaicidad. Al fin y al cabo, la tenacidad a la fractura representa la capacidad de arresto de fisura que tiene un material. De modo que un material con menor tamaño de grano tendrá una mayor capacidad de arresto de fisura dada por su mayor superficie de grano. Como es sabido, el borde de grano es un área de mayor energía y para que la fisura se propague requiera por ende una energía mayor.

Tabla 19: Tamaño de grano en relación con la tenacidad a la fractura para las muestras analizadas.

Muestra	Tamaño de Grano	K_{IC} [Mpa \sqrt{m}]
1	8	313
2	8	240
3	8	195
4	8	120
5	7-8	133
6	7-8	98

Otro factor que resulta interesante analizar es el contenido de carbono de las muestras. En la figura 53 se puede ver la correlación entre el contenido de carbono en porcentaje de las distintas muestras y su relación con el K_{IC} .

La conclusión que se puede extraer de la figura 53 es que existe una relación inversa entre el contenido de carbono presente en el material y la fractotenaicidad. Esto se debe a que el carbono en solución tiende a fragilizar el material, y por ende la capacidad de arresto de fisura disminuye. Sin embargo existe una relación de compromiso entre tenacidad a la fractura y resistencia mecánica. Especialmente en los aceros antiguos (anteriores a 1990), era muy complicado alcanzar tensiones de fluencia elevadas con un bajo contenido de carbono.

Esta situación cambió con el avance de la metalurgia, y en especial con el advenimiento de los aceros microaleados (contienen pequeños porcentajes de aleantes como por ejemplo Cr y V). Este tipo de aceros microaleados tienen la particularidad de poder alcanzar muy altas tensiones de fluencia con un bajo contenido de carbono. Esto permite lograr a su vez una muy alta tenacidad. Es justamente por esto que se observan tenacidades a la fractura en torno a los 300 MPA \sqrt{m} en aceros microaleados posteriores al año 1990. En el caso de las probetas en estudio, se puede ver que las únicas muestras que tienen una

tenacidad a la fractura por encima de los $200 \text{ MPa}\sqrt{m}$ son la 1 y la 2, elaboradas justamente a partir del año 1990.

5. Conclusiones y trabajos a futuro

Una de las principales conclusiones que se pueden extraer del presente trabajo es que lo recomendable a la hora de realizar estimaciones conservadoras de la tenacidad a la fractura de los aceros típicamente hallados en gasoductos, es utilizar las correlaciones Master Curve Lower Bound cuando la temperatura de estudio se halla en la zona de transición, y la correlación Wallin Lower Bound en el upper shelf. De todos modos, esta afirmación debe ser validada con estudios adicionales sobre otros aceros presentes en el sistema de gasoductos de TGN. Es por eso que se propone que en una futura instancia, se continúen realizando ensayos de Charpy y ensayos de Integral J sobre otros gasoductos, para proveer una validación adicional para los resultados obtenidos.

Otra observación que se puede realizar es que para el caso particular de los materiales analizados, es que las correlaciones más conservadoras fueron las que arrojaron un menor porcentaje de error promedio. Esto puede deberse a que el valor de K_{JC} utilizado para la comparación con las correlaciones provino de ensayos con entalla lateral, que como se ha mencionado previamente, tiende a disminuir la tenacidad a la fractura del material. Sería también interesante como una tarea a futuro, realizar ensayos sobre los mismos materiales pero sin entalla lateral (buscando obtener resultados válidos de K_{JC}) y así poder cuantificar en que medida la entalla lateral provoca la disminución de la fractoténacidad.

Por otra parte, pudo verse que los parámetros metalúrgicos como el tamaño de grano y la composición química, guardan una correlación e impactan sobre la tenacidad a la fractura del material. Puede apreciarse un aumento considerable de la fractoténacidad en los aceros fabricados de manera posterior al año 1990, momento en el cual se comenzaron a implementar mejoras significativas en la manufactura metalúrgica. Estas mejoras redundan en un menor tamaño de grano, un menor contenido inclusionario y una mayor resistencia con menor contenido de carbono, lo cual en conjunto conforma un material mucho más tenaz que en el pasado.

Adicionalmente se pudo desarrollar una búsqueda y análisis bibliográfico el cual se plasmó en este documento que colaborará en la base de conocimiento y agregado de valor a la empresa. También se comenzó a desarrollar una biblioteca con datos de materiales instalados en ductos con información de: ensayo de Charpy, tracción, dureza, metalografía, análisis químico e integral J.

Por otra parte, se pudo evaluar a proveedores y seleccionar a los más idóneos para las tareas realizadas. En el transcurso de la gestión se adquirió un know-how desde una perspectiva técnica y un vínculo estratégico con laboratorios.

Este trabajo busca a su vez ser un primer paso en una dirección que implica el desarrollo de capacidades de realizar ensayos de fractoténacidad en el laboratorio de materiales CEMAT del ITBA. La institución ya cuenta con la mayoría del equipamiento técnico necesario para mecanizar probetas fractomecánicas y llevar adelante ensayos de integral J. El desafío que queda planteado a futuro es poder explotar todos estos recursos y con el paso del tiempo desarrollar una expertise en la realización de ensayos fractomecánicos.

Glosario

A_{pl} Area plástica. 47

B Espesor de probeta fractomecánica. 27

B_N Espesor neto de la probeta de integral J . 47

CVN_{10-US} Valor de Charpy para una probeta estándar. 37

CVN_{B-US} Valor de Charpy de upper shelf para una probeta sub-sized. 37

CVN_{LS} Valor de Charpy en el lower shelf. 52

CVN_{US} Valor de Charpy en el upper shelf. 52

E' Módulo de Young efectivo. 19

G Tasa de liberación de energía del criterio energético de la LEFM.. 9

J Integral J . 4

J_{IC} Integral J crítica. 6

J_{el} Componente elástica de la integral J . 47

J_{pl} Componente plástica de la integral J . 47

K Factor de intensidad de tensiones. 4

K_Q Tenacidad a la fractura provisional. 32

K_{IC} Fractotenicidad o factor de intensidad de tensiones crítico. 6

K_{III} Factor de intensidad de tensiones de modo III.. 11

K_{II} Factor de intensidad de tensiones de modo II.. 11

K_{Id} Tenacidad a la fractura dinámica. 33

K_I Factor de intensidad de tensiones de modo I.. 11

K_{JC} Fractotenicidad del material obtenido por relación directa con J_{IC} .. 5

P_f Valor de carga media máxima permitida para la prefisuración por fatiga en un ensayo de integral J . 45

P_Q Carga crítica en el ensayo de tenacidad a la fractura. 31

RT_{NDT} Temperatura de ductilidad nula. 52

S Distancia entre apoyos para una probeta de flexión de ensayo de integral J .. 49

T_{ref} Temperatura de referencia para el cálculo de K_{IC} por correlaciones. 51

T_{shift} Corrimiento de temperatura por velocidad de carga. 35

W Ancho de probeta fractomecánica. 27

Y_{eff} Factor geométrico para el cálculo de K_{eff} .. 15

a semi-longitud de fisura. 7

a_{eff} Longitud de fisura efectiva.. 15

b_0 Ligamento remanente en la probeta luego de la prefisuración por fatiga en un ensayo de integral J . 46

r_y Radio plástico o longitud de la zona plástica en torno a la punta de fisura.. 14

u_y Desplazamiento de la punta de la fisura.. 19

ν Módulo de Poisson. 15

σ_{ys} Tensión de fluencia. 14

A Área de la fisura.. 21

API American Petroleum Institute.. 4

ASME American Society of Mechanical Engineers. 5

ASTM American Society for Testing and Materials. 27

BCC Estructura cúbica de cuerpo centrado o body centered cubic.. 25

BSI British Standards Institution. 27

CTOD Crack tip opening displacement o apertura de la punta de fisura. 19

CVN Charpy V Notch o energía absorbida al impacto en el ensayo de Charpy.. 4

E Módulo de Young. 7

EPFM Mecánica de Fractura Elasto-plástica. 19

FCC Estructura cúbica de cara centrada o face centered cubic.. 25

HCP Estructura hexagonal compacta o hexagonal close packed structure.. 25

ILI In-line inspection. 5

ISO International Organization for Standardization. 27

JSME Japan Society of Mechanical Engineers. 27

LEFM Mecánica de Fractura Lineal Elástica. 7

MAPO Maxima presión de operación admisible.. 4

SCC Stress Corrosion Cracking. 5

SMYS Tensión de fluencia mínima especificada.. 4

TGN Transportadora de Gas del Norte S.A.. 4, 5

Anexos

A. Información de ensayos de Charpy

Tabla 20: Tabla con los valores de Charpy obtenidos a partir de ensayos.

Muestra 1	Temperatura (°C)						
	20	0	-20	-40	-60	-	-
	Energía (J)						
	157	158	151	123	117	-	-
Muestra 2	Temperatura (°C)						
	20	0	-20	-40	-60	-	-
	Energía (J)						
	77	69	63	42	35	-	-
Muestra 3	Temperatura (°C)						
	22	0	-21	-40	-60	-	-
	Energía (J)						
	36	35	29	16	13	-	-
Muestra 4	Temperatura (°C)						
	20	0	-20	-40	-45	-50	-60
	Energía (J)						
	17	16	15	10	9	4	4
Muestra 5	Temperatura (°C)						
	20	0	-20	-30	-40	-	-
	Energía (J)						
	13	9	7	5	2	-	-
Muestra 6	Temperatura (°C)						
	20	10	0	-10	-20	-	-
	Energía (J)						
	53	33	19	15	9	-	-

Tabla 21: Valores de Impacto de Charpy corregidos por tamaño con corrimiento de temperatura.

Muestra 1	Temperatura (°C)							
	28	8	-12	-32	-52	-	-	-
	Energía (J)							
	228	230	216	170	161	-	-	-
Muestra 2	Temperatura (°C)							
	40	20	0	-20	-40	-	-	-
	Energía (J)							
	176	149	134	86	71	-	-	-
Muestra 3	Temperatura (°C)							
	42	20	-1	-20	-40	-	-	-
	Energía (J)							
	73	71	61	32	26	-	-	-
Muestra 4	Temperatura (°C)							
	40	20	0	-20	-25	-30	-40	-
	Energía (J)							
	34	32	30	20	18	8	8	-
Muestra 5	Temperatura (°C)							
	40	20	0	-10	-20	-	-	-
	Energía (J)							
	26	18	14	10	4	-	-	-
Muestra 6	Temperatura (°C)							
	28	18	8	-2	-12	-	-	-
	Energía (J)							
	71	44	25	20	12	-	-	-

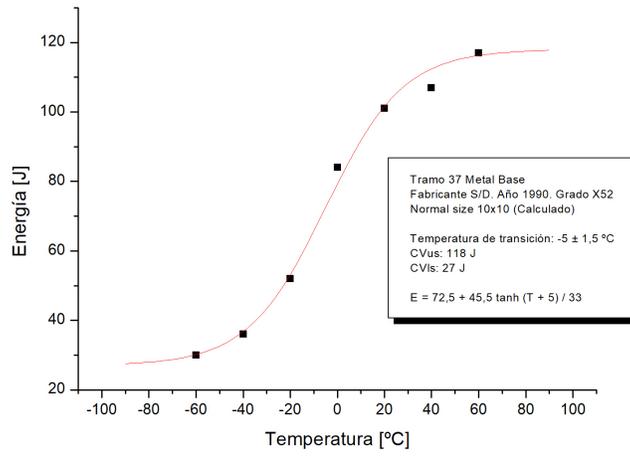


Figura 54: Curva de energía de impacto para la muestra 2.

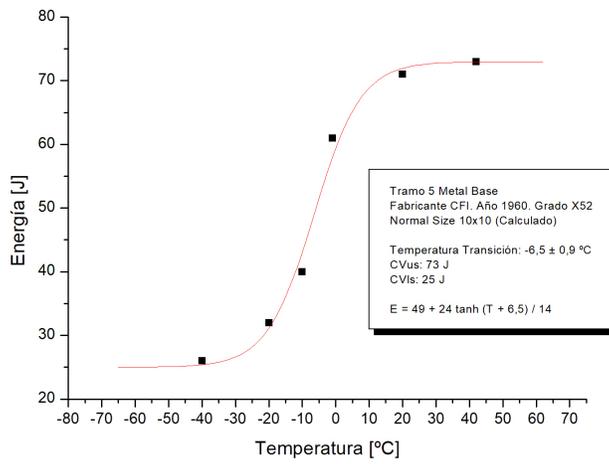


Figura 55: Curva de energía de impacto para la muestra 3.

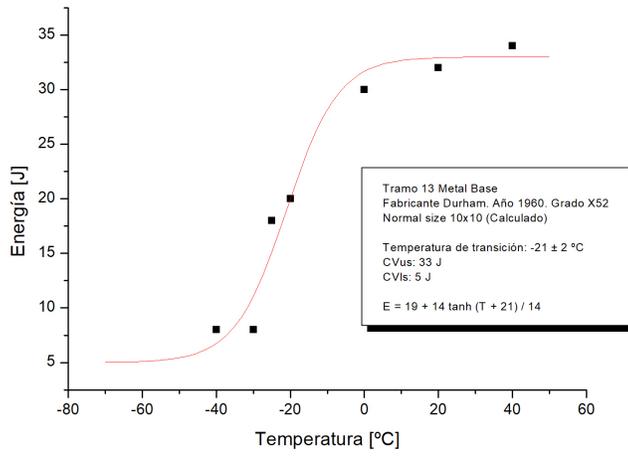


Figura 56: Curva de energía de impacto para la muestra 4.

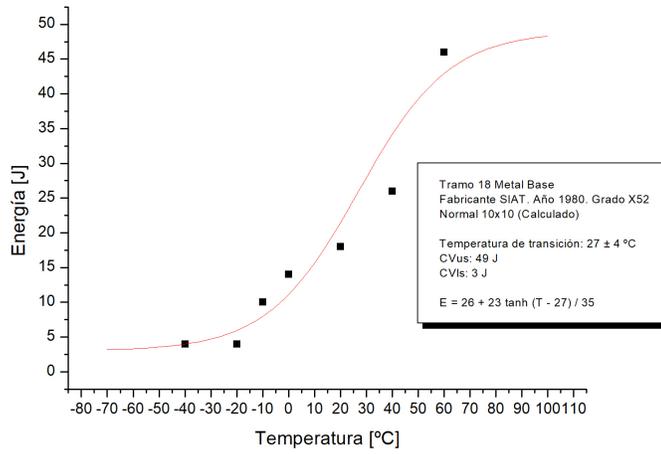


Figura 57: Curva de energía de impacto para la muestra 5.

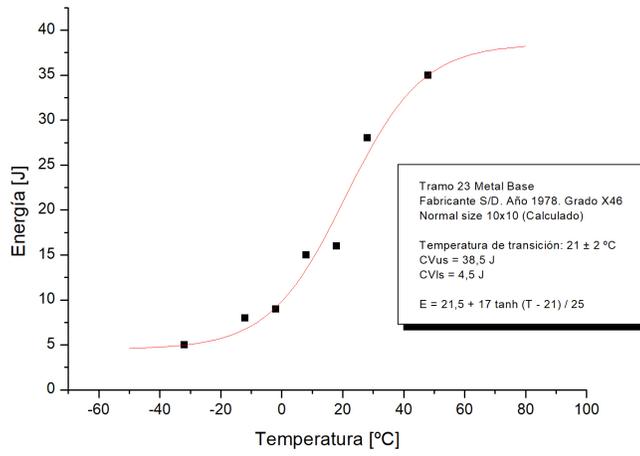


Figura 58: Curva de energía de impacto para la muestra 6.

B. Imágenes del ensayo de integral J

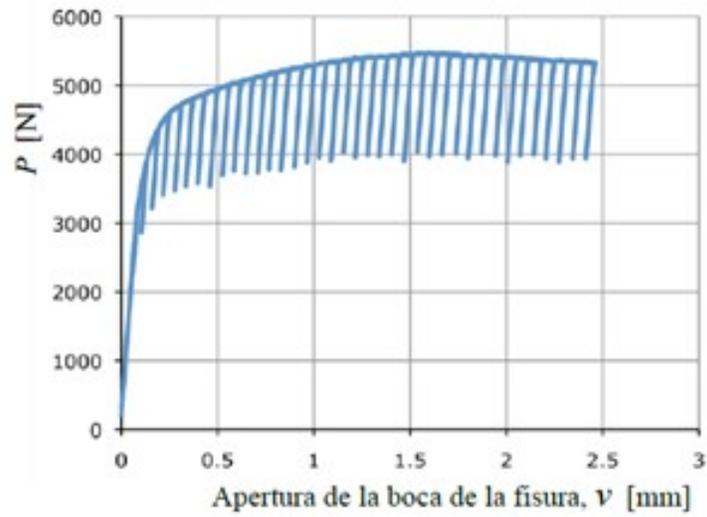


Figura 59: Curva de carga vs desplazamiento para la muestra 1.

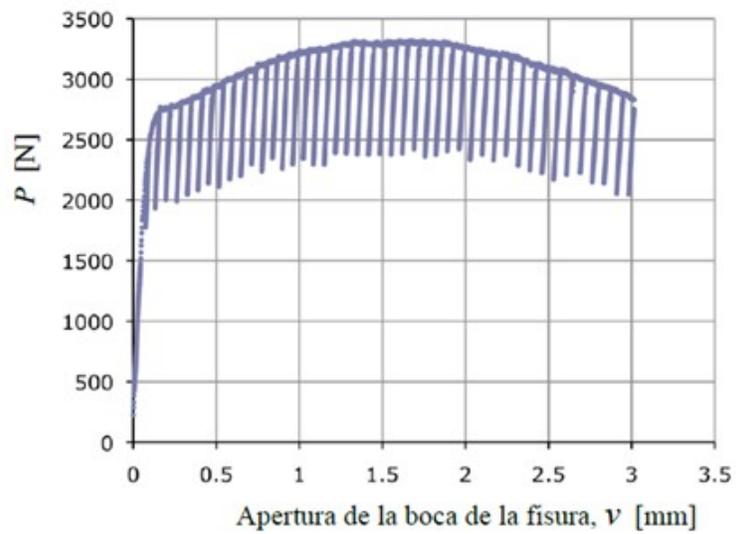


Figura 60: Curva de carga vs desplazamiento para la muestra 2.

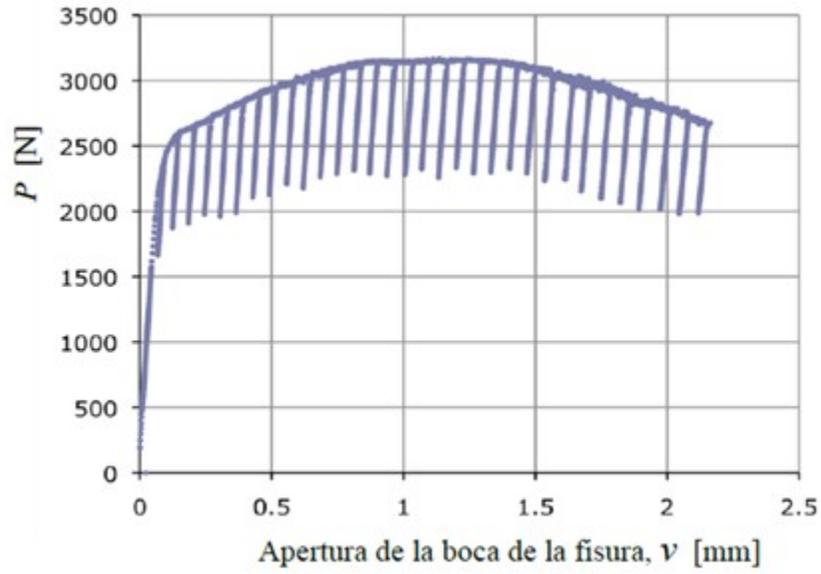


Figura 61: Curva de carga vs desplazamiento para la muestra 3.

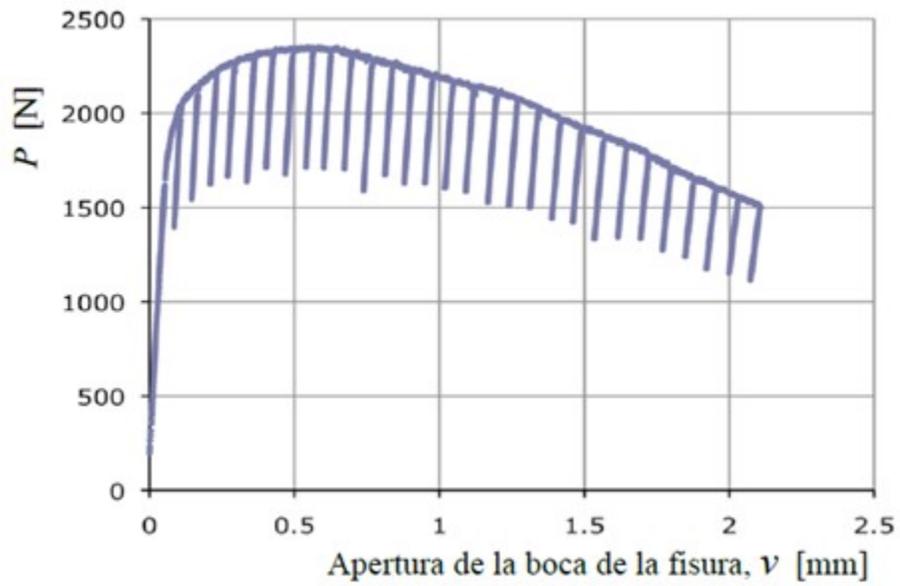


Figura 62: Curva de carga vs desplazamiento para la muestra 4.

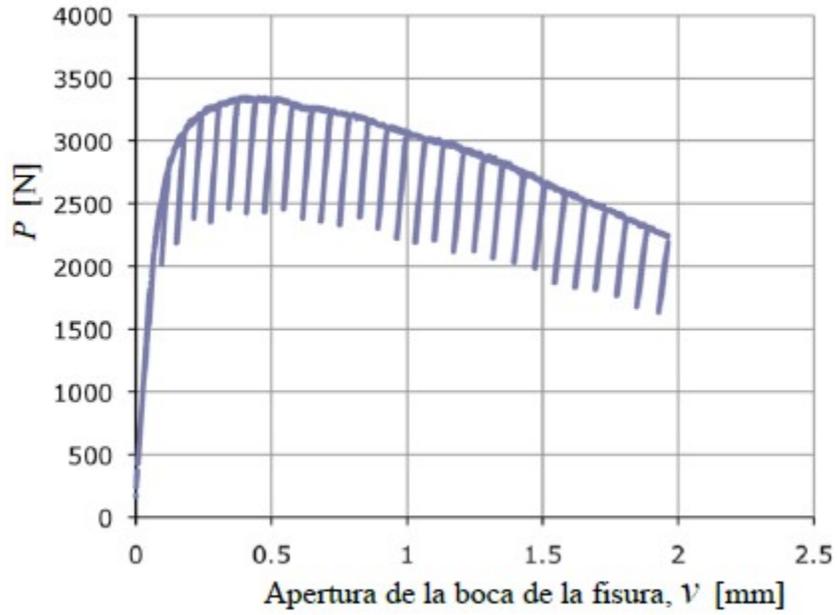


Figura 63: Curva de carga vs desplazamiento para la muestra 5.

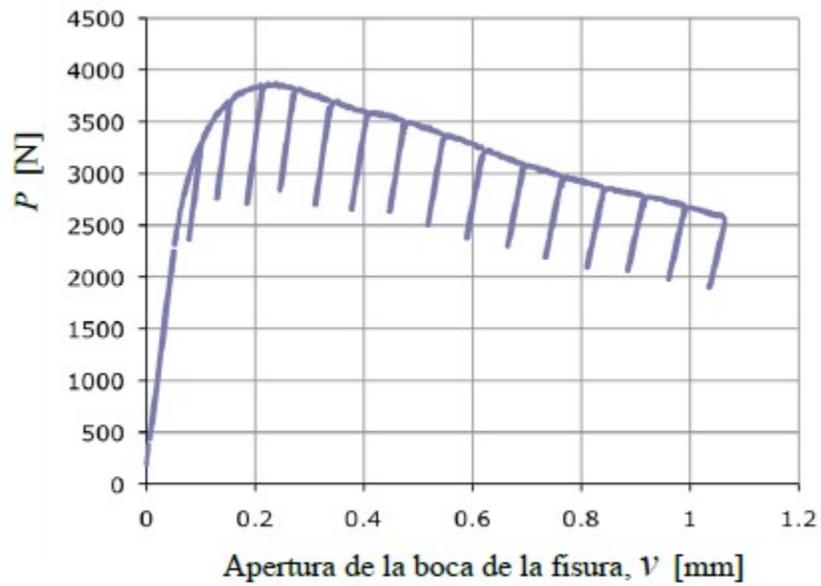


Figura 64: Curva de carga vs desplazamiento para la muestra 6.

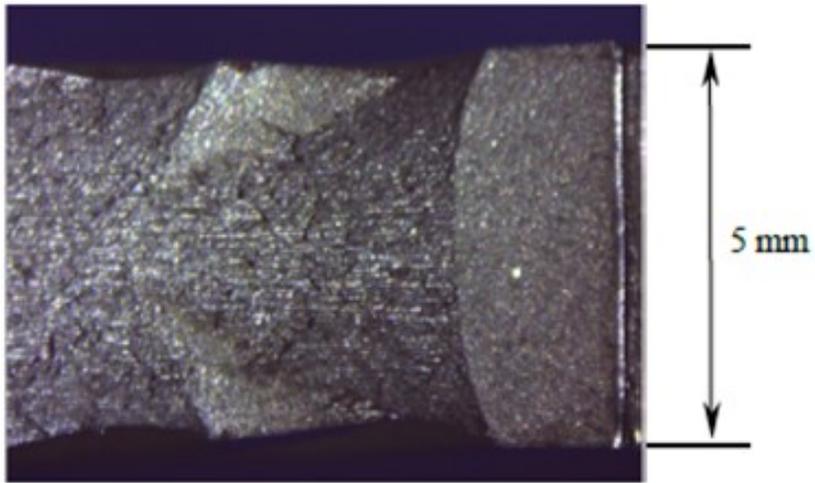


Figura 65: Fotografía de la superficie de fractura para la muestra 5.

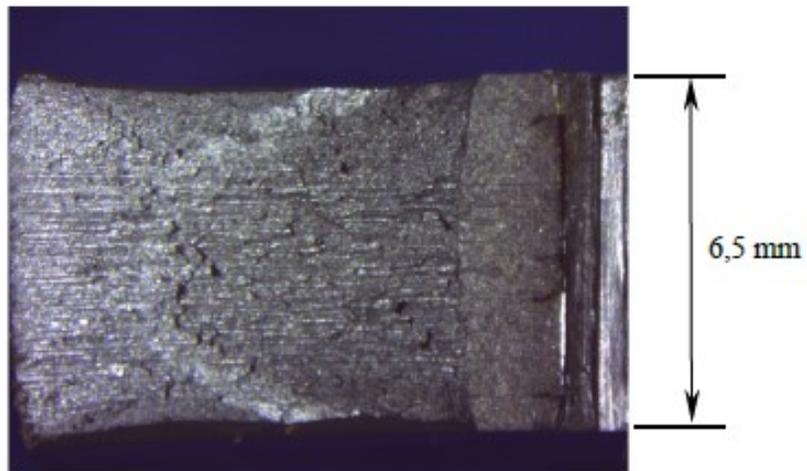


Figura 66: Fotografía de la superficie de fractura para la muestra 6.

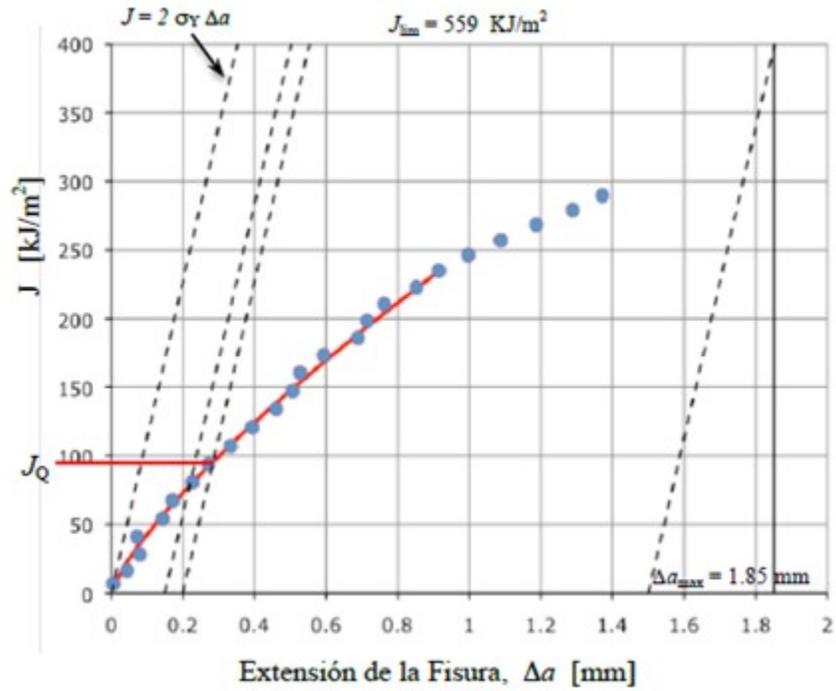


Figura 67: Curva J-R para la muestra 5 con línea de enroscamiento de $m = 2$.

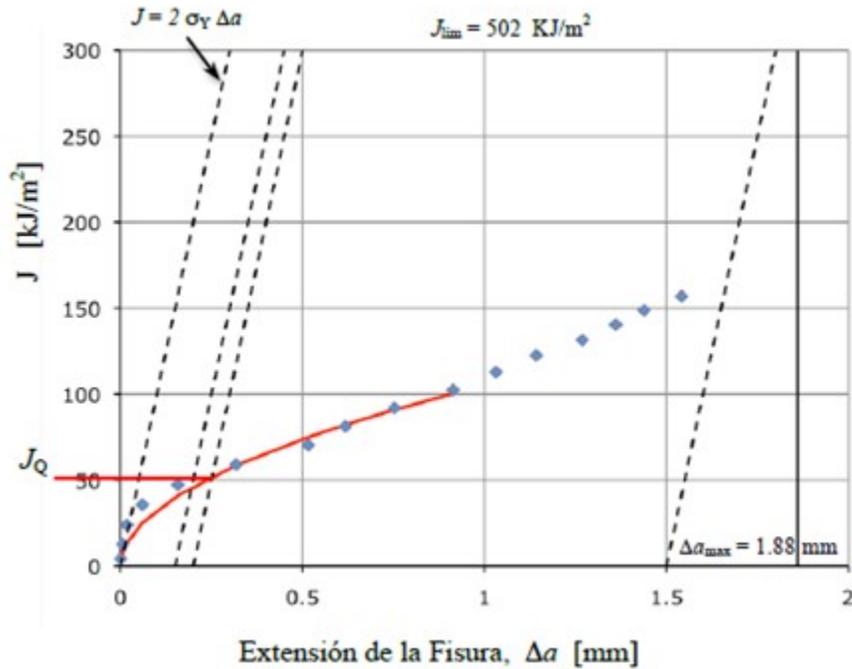


Figura 68: Curva J-R para la muestra 6 con línea de enroscamiento de $m = 2$.

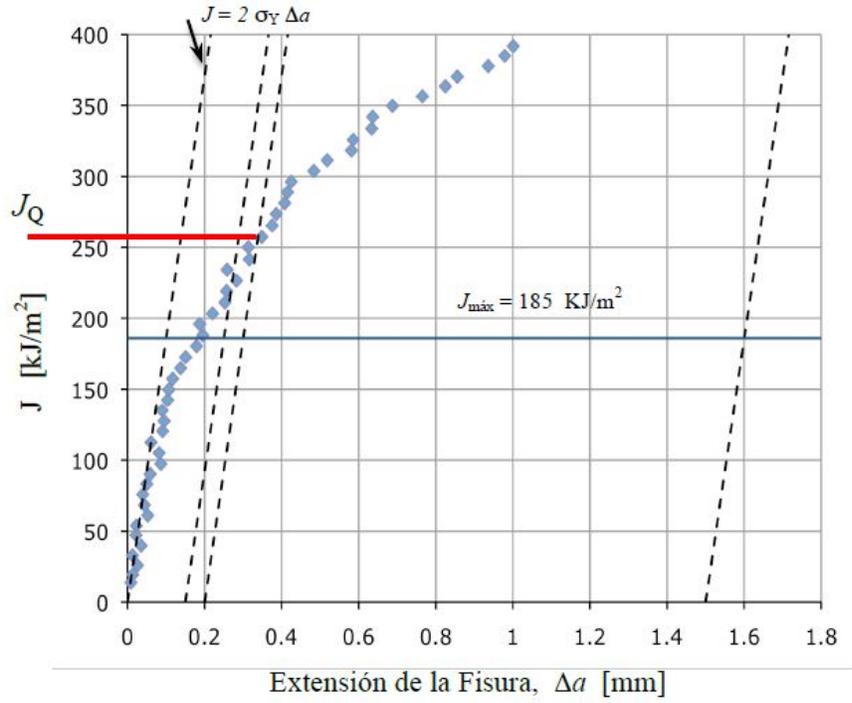


Figura 69: Curva J-R para la muestra 2 del ensayo con entalla lateral.

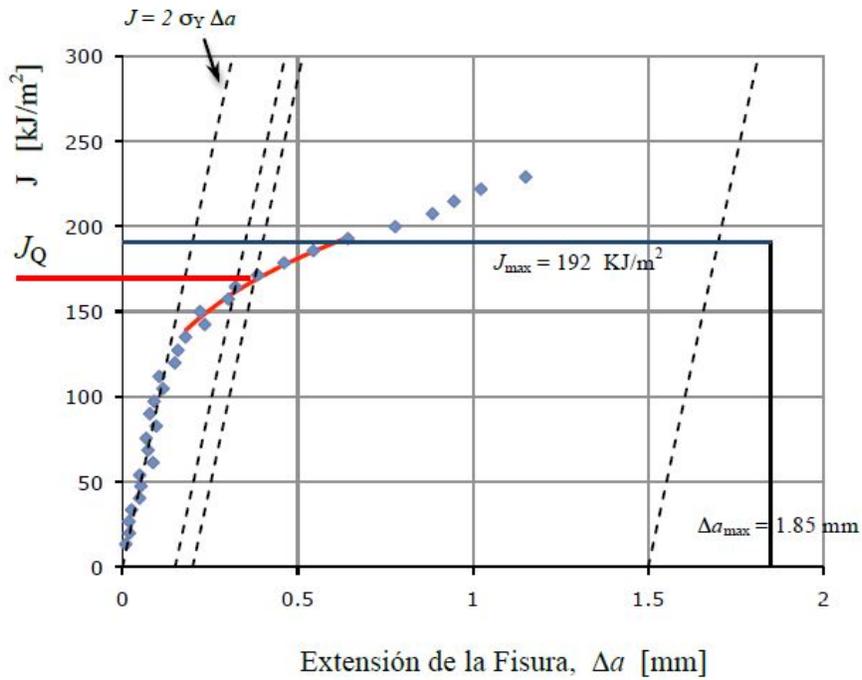


Figura 70: Curva J-R para la muestra 3 del ensayo con entalla lateral.

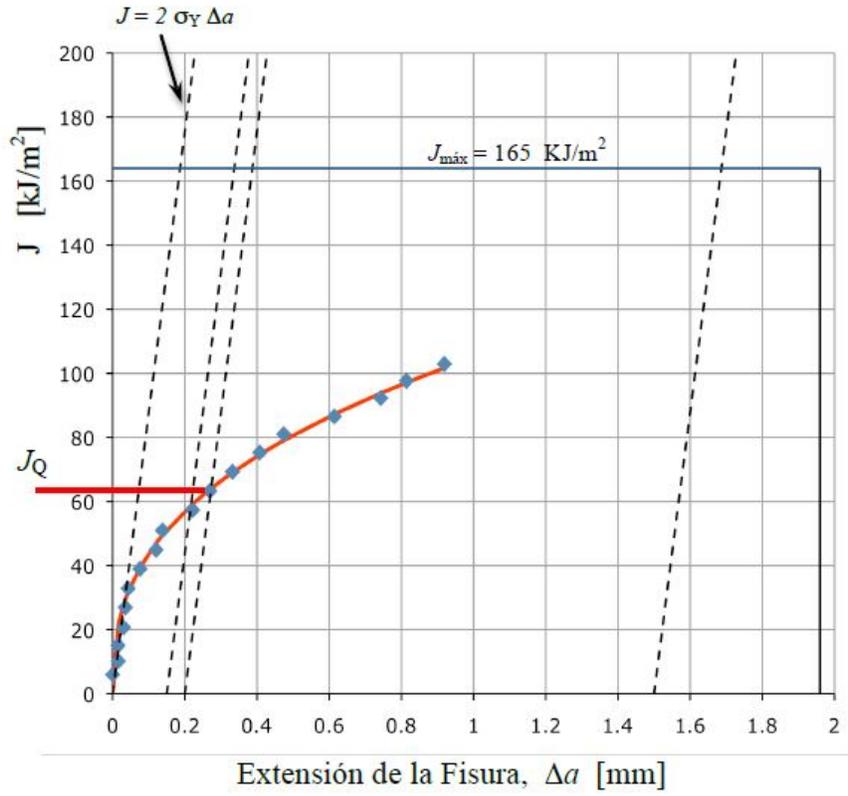


Figura 71: Curva J-R para la muestra 4 del ensayo con entalla lateral.

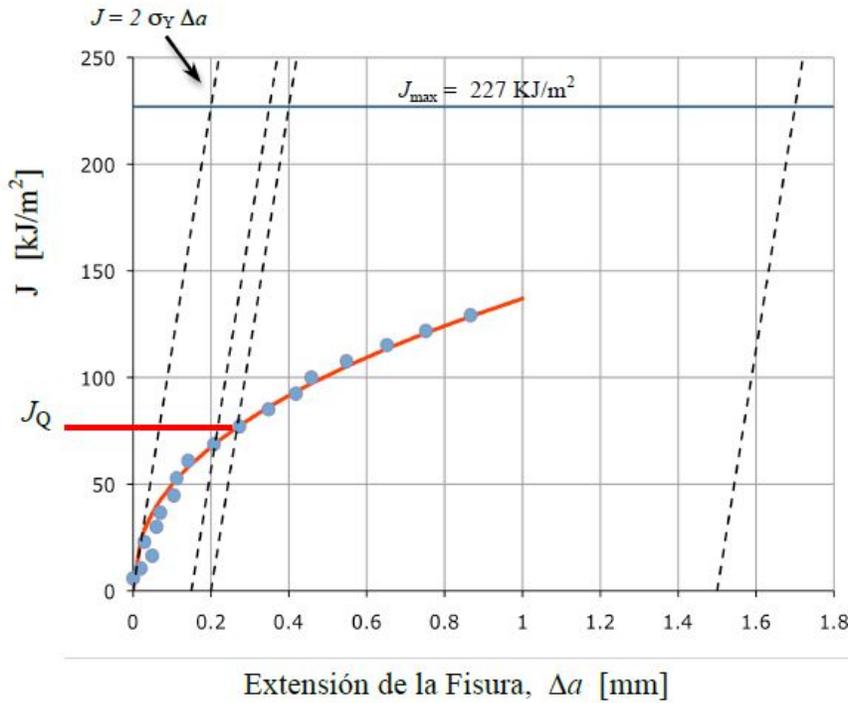


Figura 72: Curva J-R para la muestra 5 del ensayo con entalla lateral.

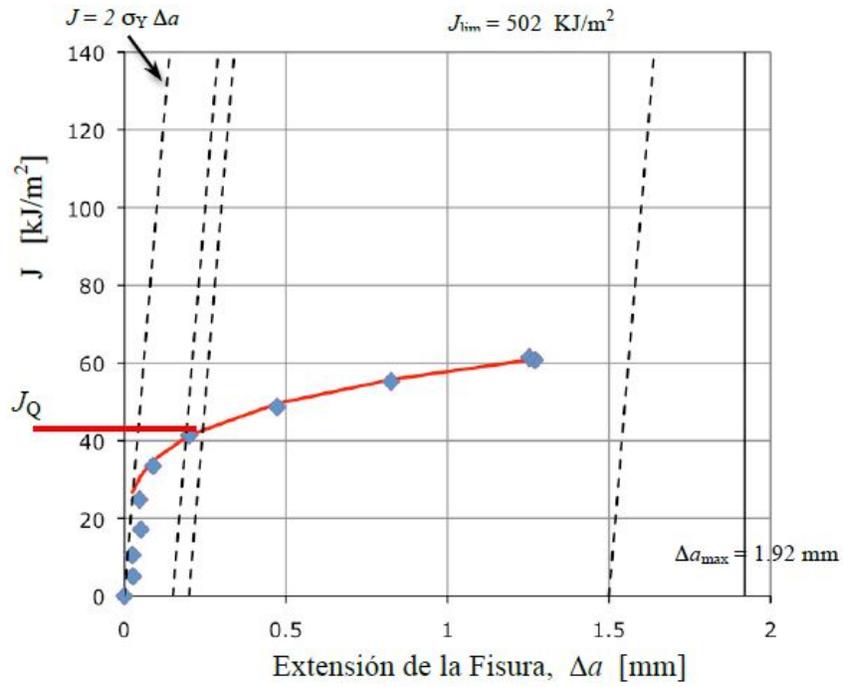


Figura 73: Curva J-R para la muestra 6 del ensayo con entalla lateral.

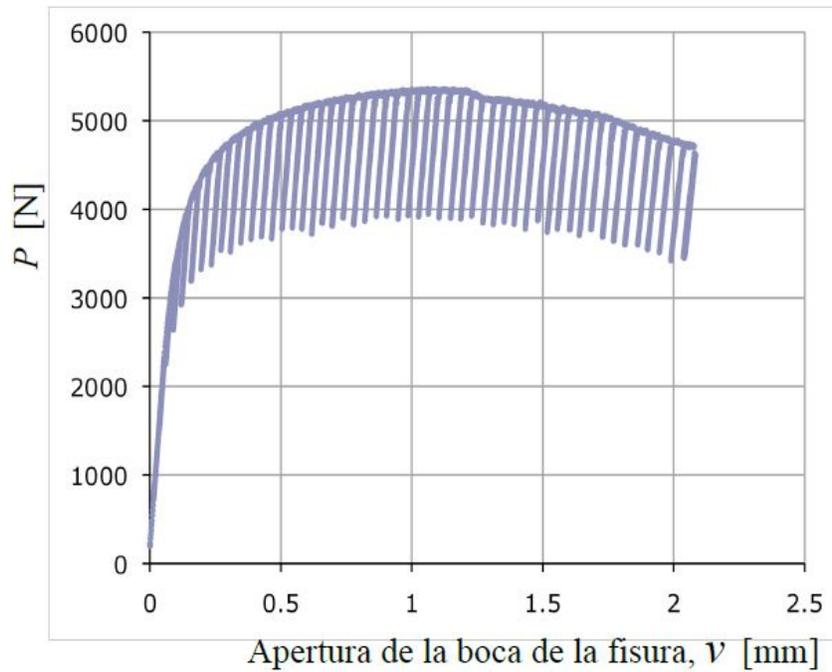


Figura 74: Curva de CMOD para la muestra 1 del ensayo con entalla lateral.

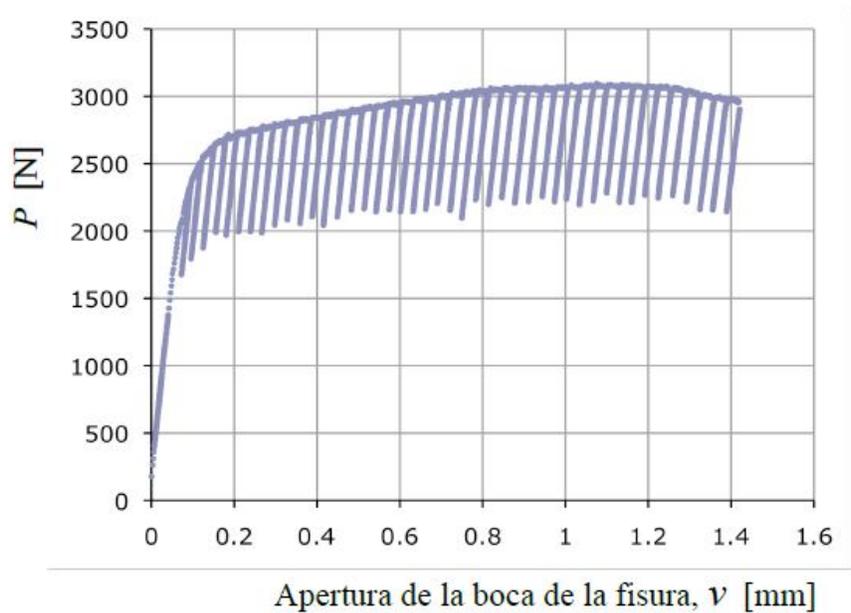


Figura 75: Curva de CMOD para la muestra 2 del ensayo con entalla lateral.

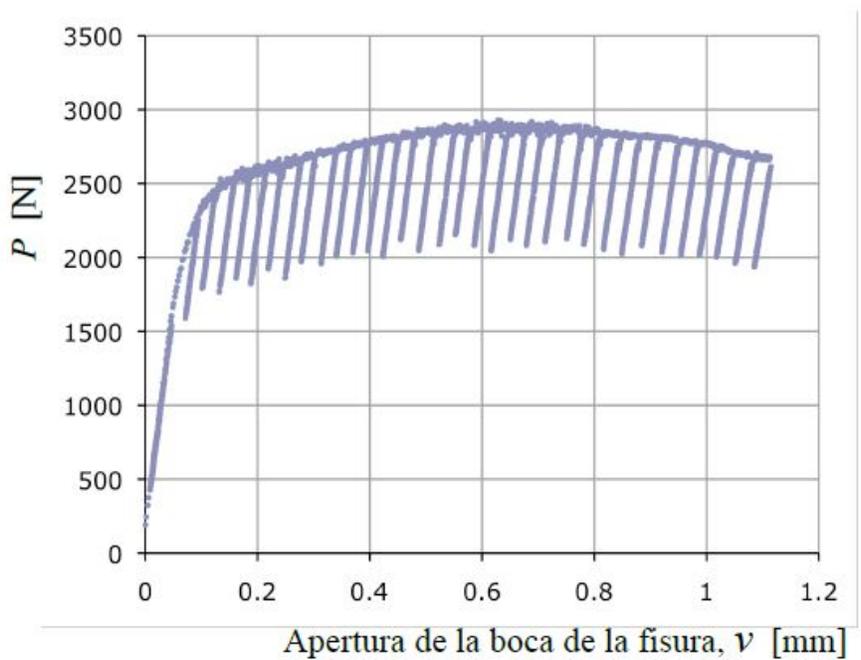


Figura 76: Curva de CMOD para la muestra 3 del ensayo con entalla lateral.

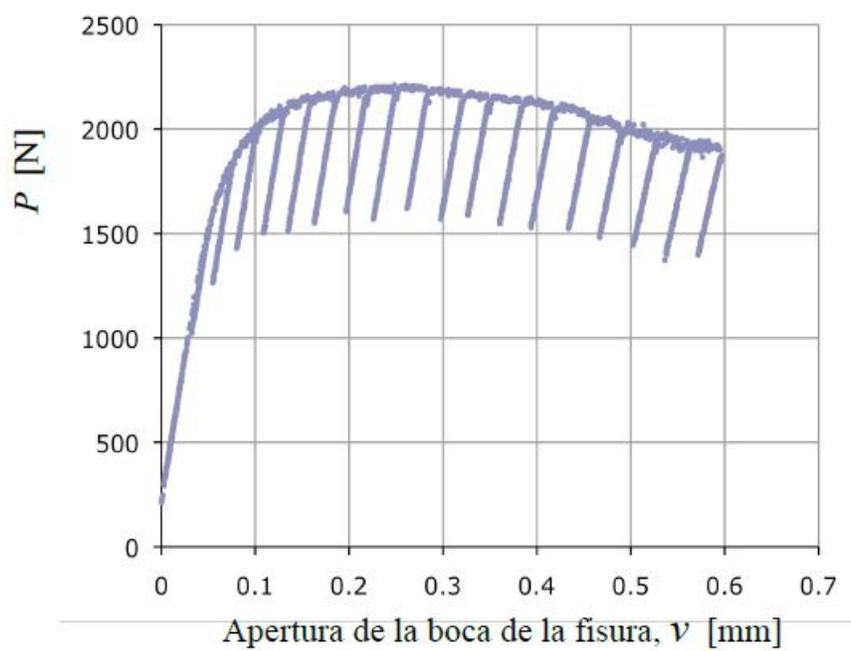


Figura 77: Curva de CMOD para la muestra 4 del ensayo con entalla lateral.

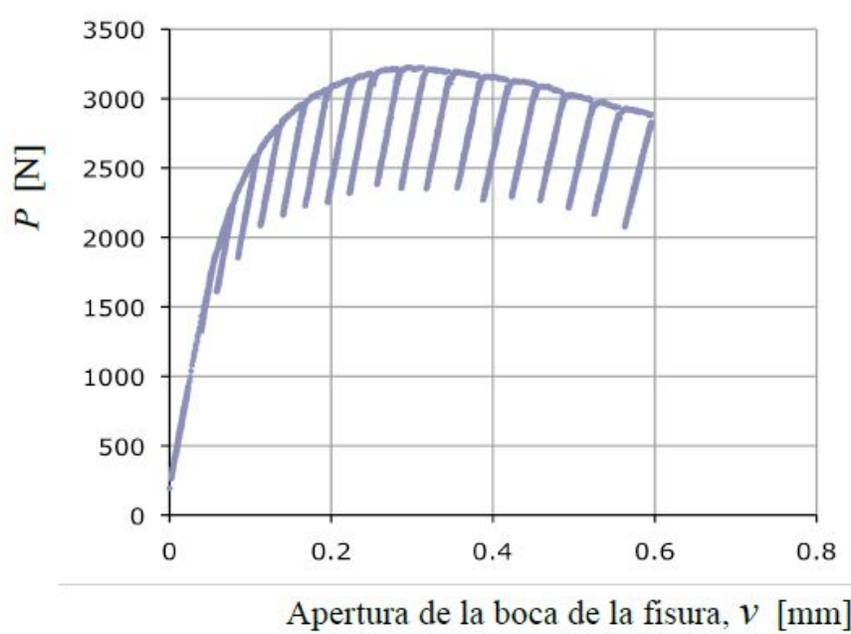


Figura 78: Curva de CMOD para la muestra 5 del ensayo con entalla lateral.

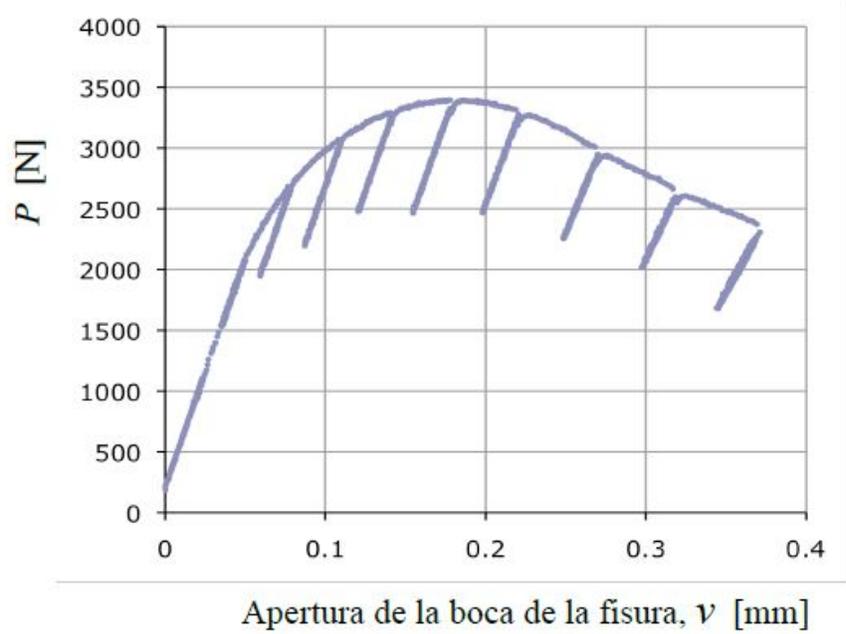


Figura 79: Curva de CMOD para la muestra 6 del ensayo con entalla lateral.

C. Curvas del ensayo de tracción

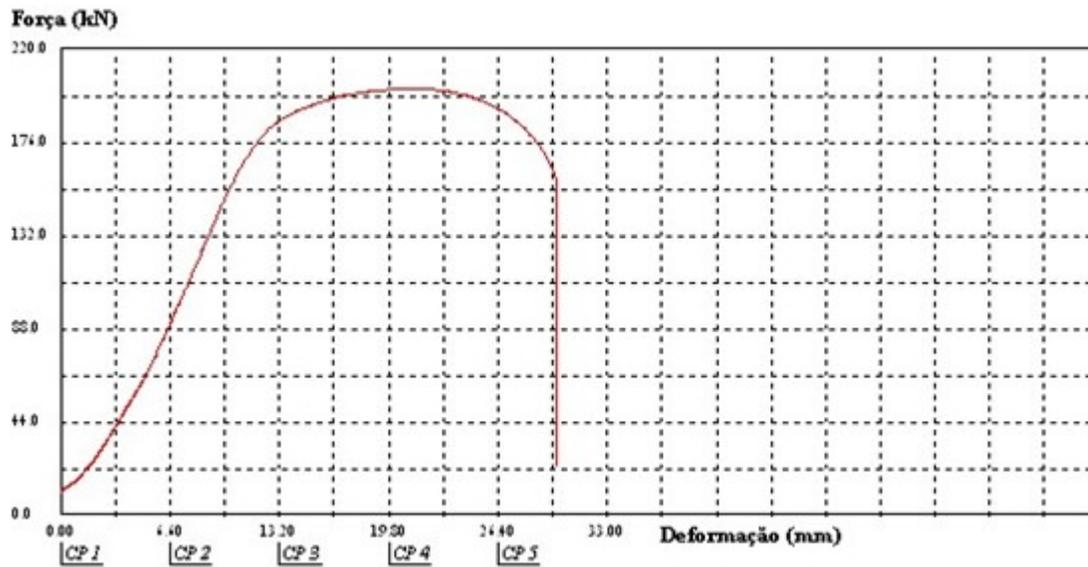


Figura 80: Curva de tracción de la muestra 3.

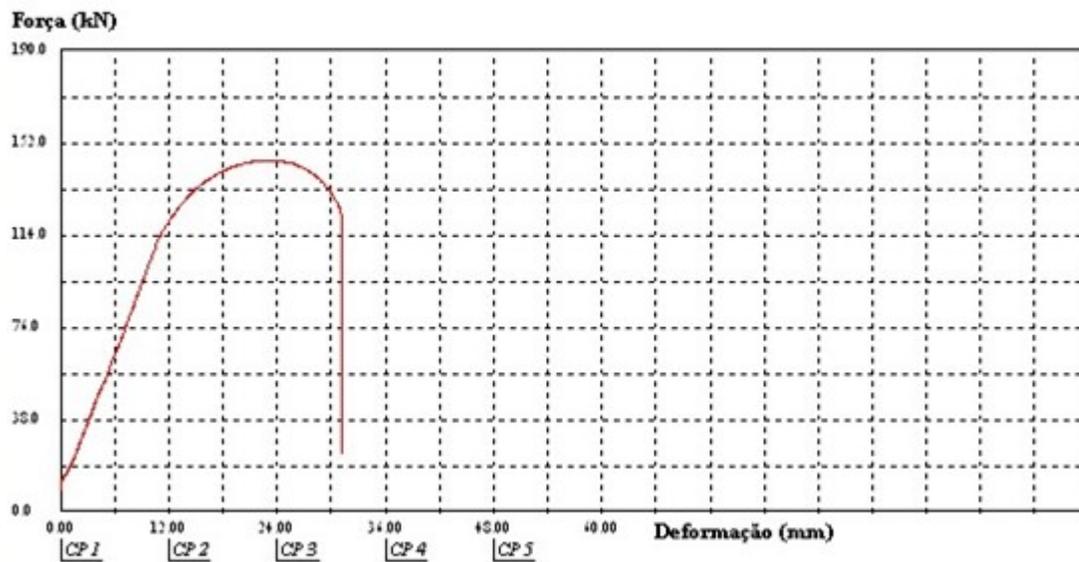


Figura 81: Curva de tracción de la muestra 2.

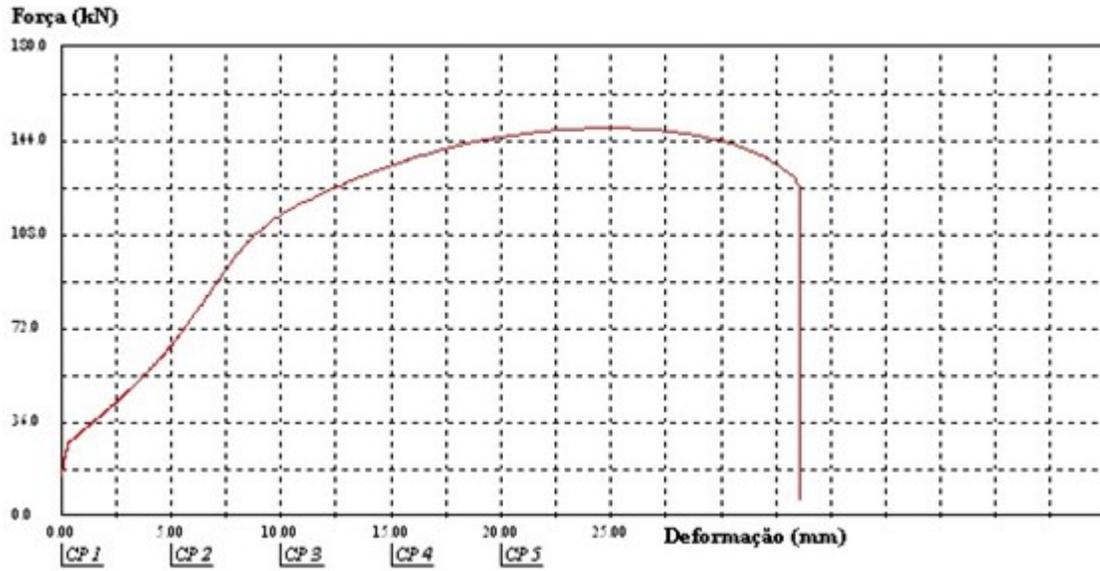


Figura 82: Curva de tracción de la muestra 3.

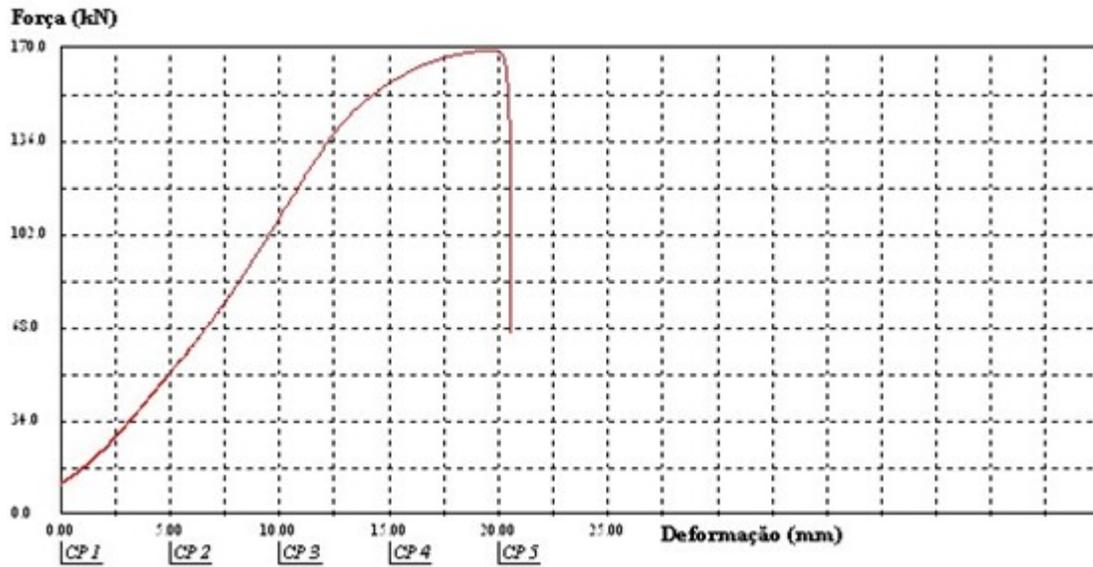


Figura 83: Curva de tracción de la muestra 5.

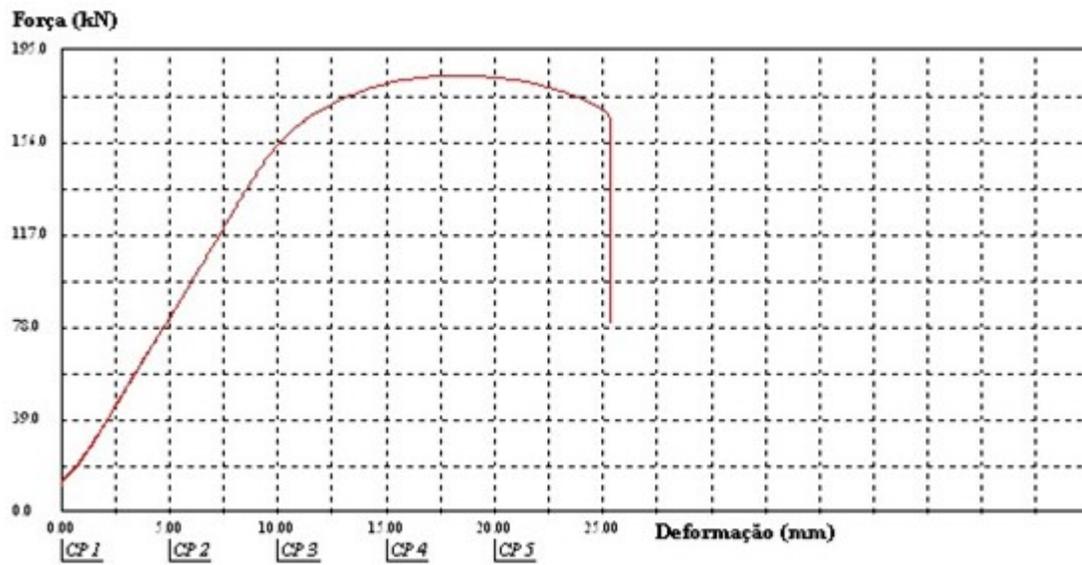


Figura 84: Curva de tração de la muestra 6.

Nota: no se cuenta con imagen de la curva de tracción de la muestra 4 dado que no fue incluida en el informe final del laboratorio.

D. Imágenes del análisis de contenido inclusionario

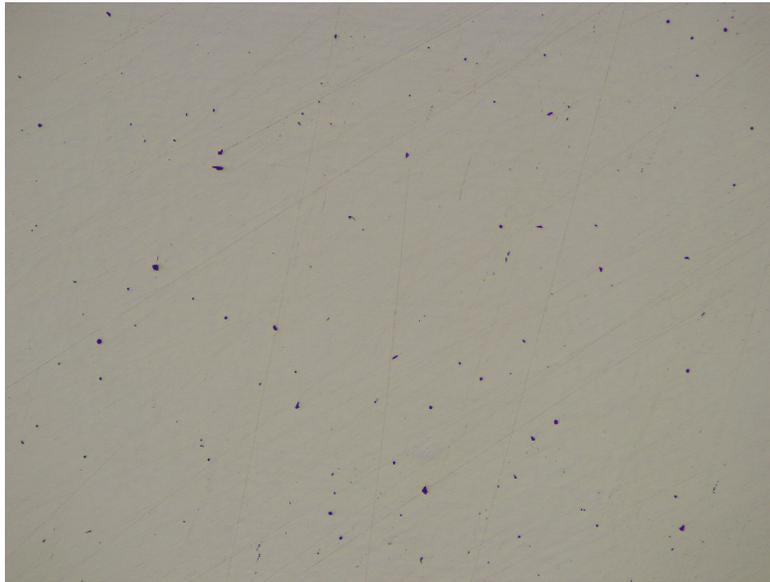


Figura 85: Contenido Inclusionario de la muestra 1 (100X).

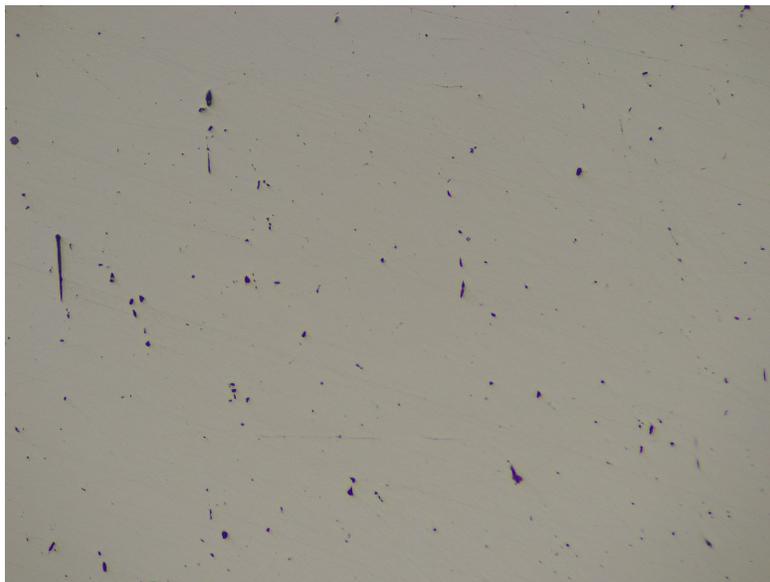


Figura 86: Contenido Inclusionario de la muestra 2 (100X).

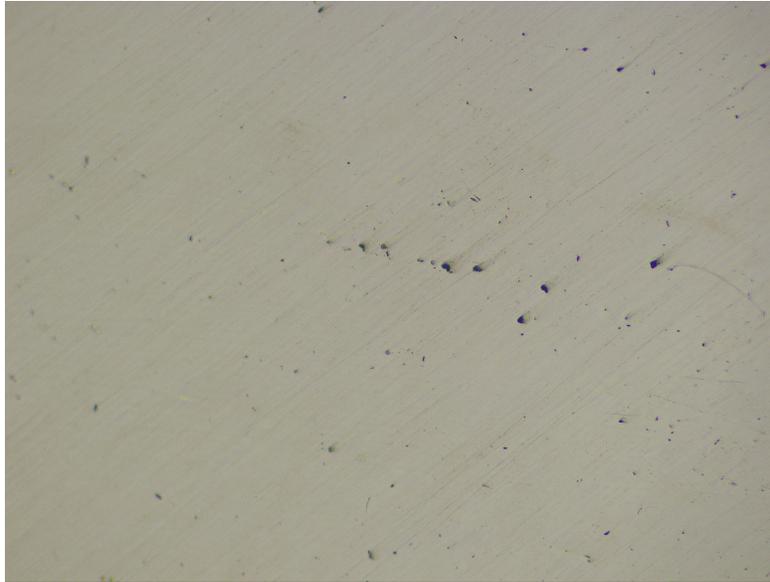


Figura 87: Contenido Inclusionario de la muestra 3 (100X).

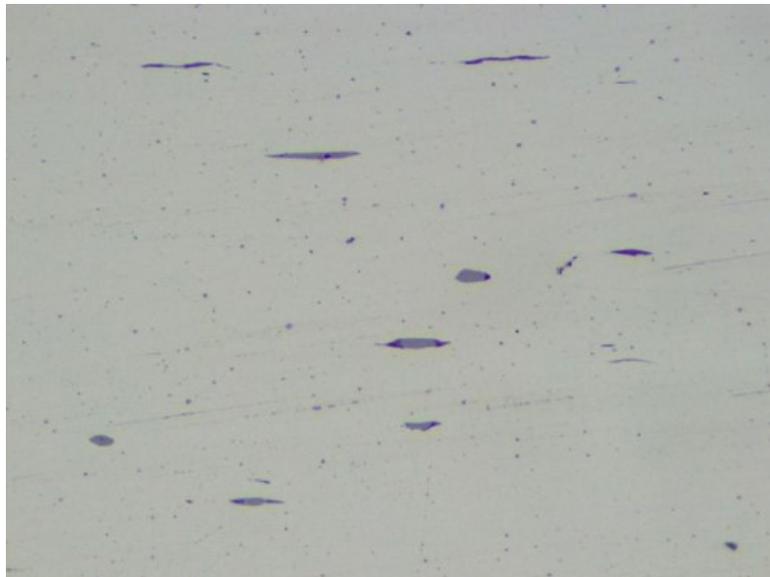


Figura 88: Contenido Inclusionario de la muestra 4 (500X).



Figura 89: Contenido Inclusionario de la muestra 5 (100X).

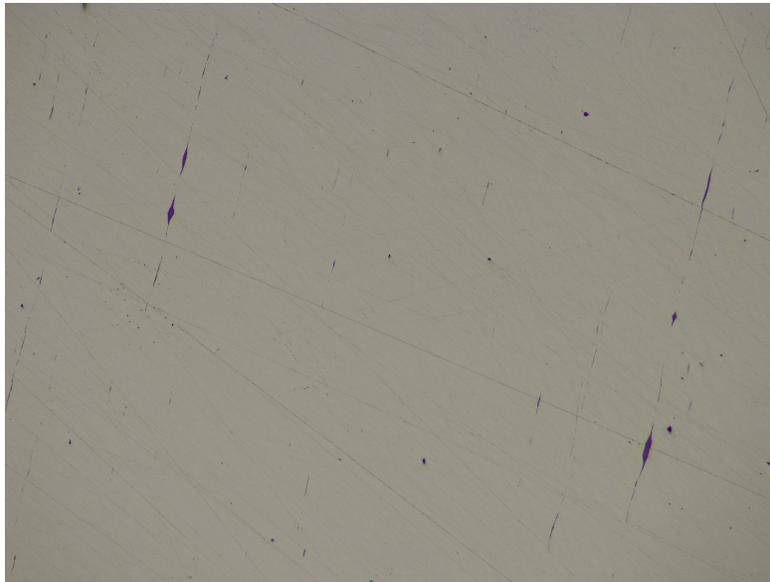


Figura 90: Contenido Inclusionario de la muestra 6 (100X).

E. Imágenes de las microestructuras

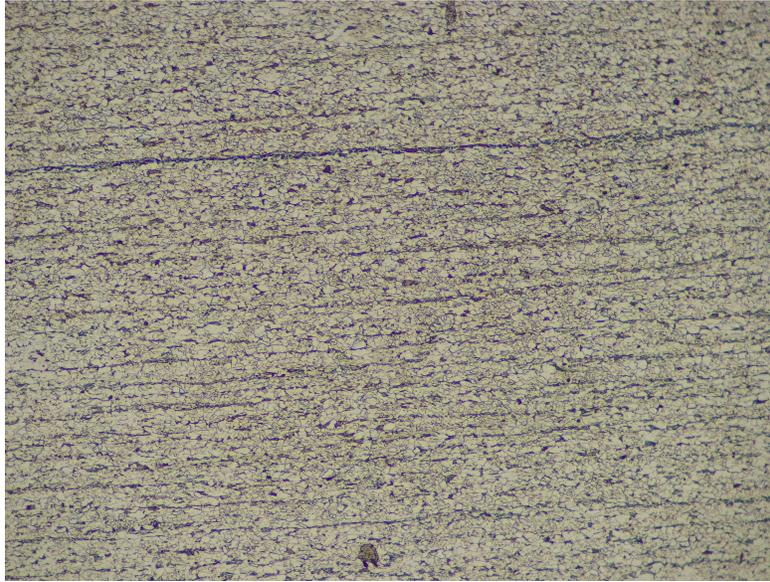


Figura 91: Imagen de la microestructura del metal base de la muestra 1 bajo microscopio óptico (100X).

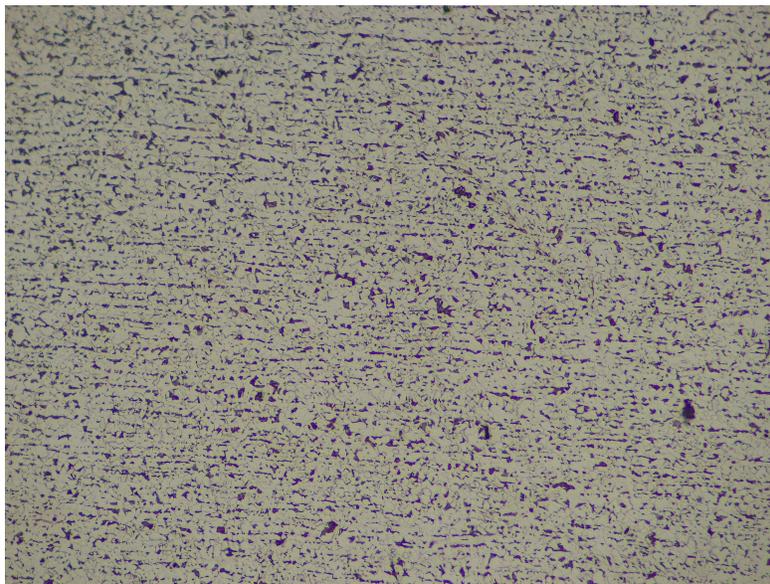


Figura 92: Imagen de la microestructura del metal base de la muestra 2 bajo microscopio óptico (100X).

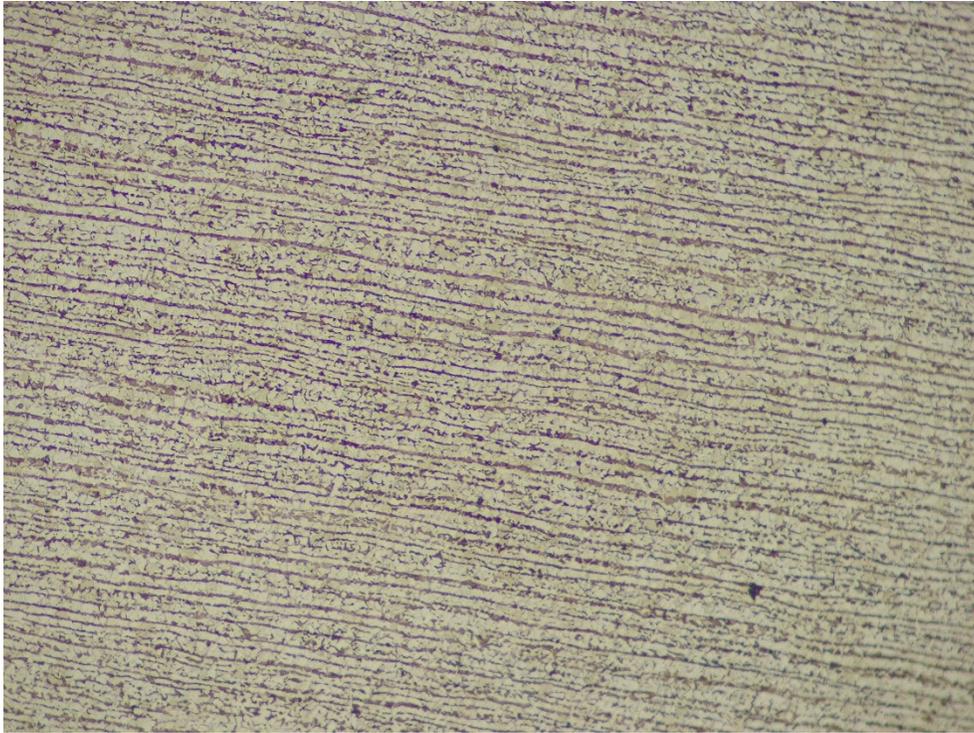


Figura 93: Imagen de la microestructura del metal base de la muestra 3 bajo microscopio óptico (100X).

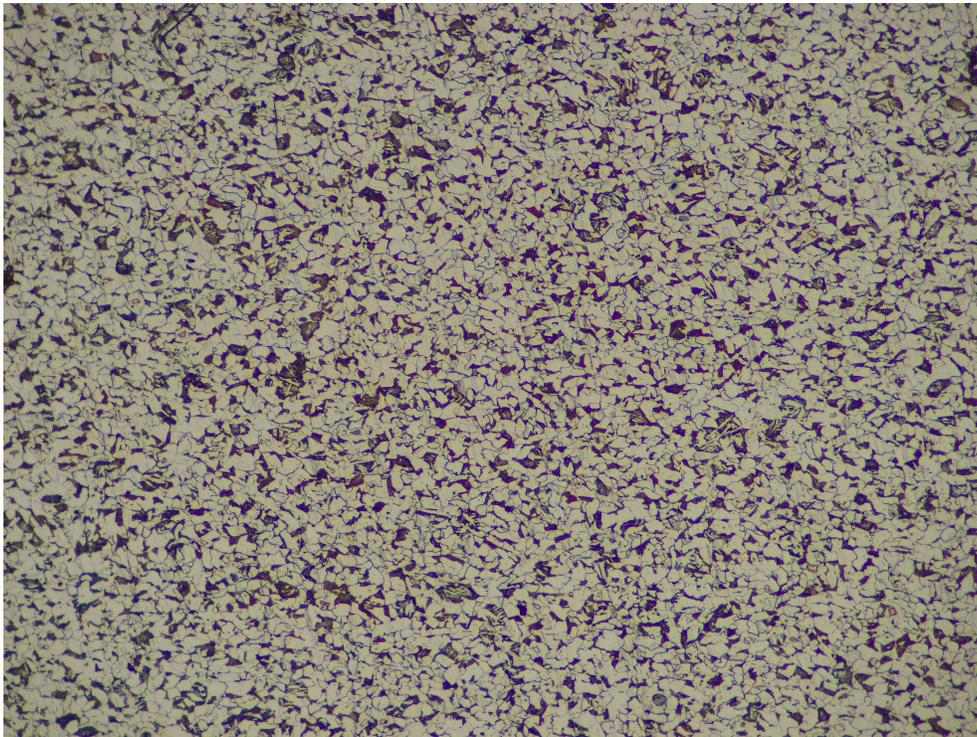


Figura 94: Imagen de la microestructura del metal base de la muestra 5 bajo microscopio óptico (100X).

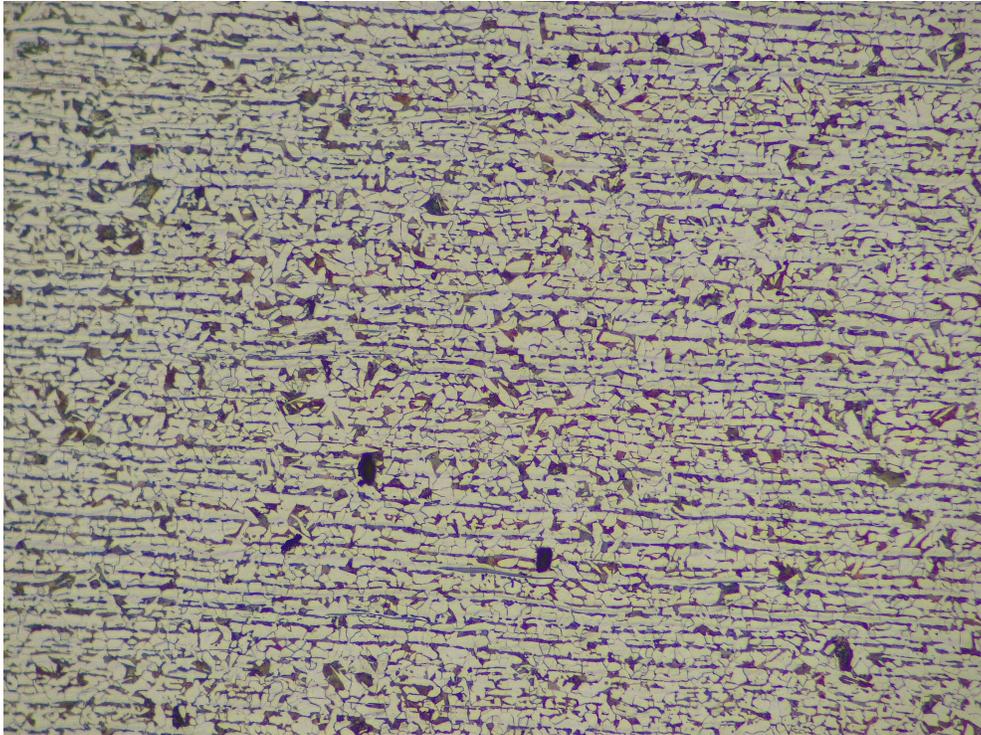


Figura 95: Imagen de la microestructura del metal base de la muestra 6 bajo microscopio óptico (100X).

Nota: no se cuenta con imagen de la microestructura de la muestra 4 dado que no fue incluida en el informe final del laboratorio.

F. Curvas de correlaciones

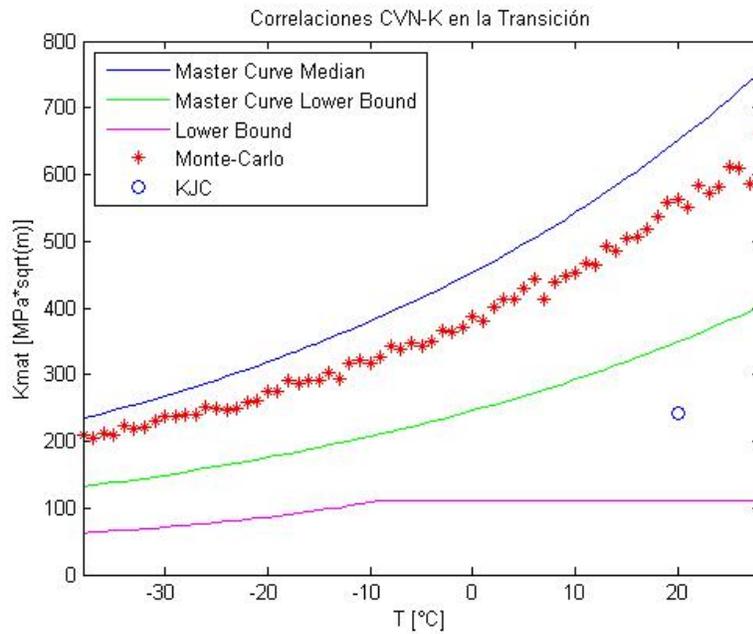


Figura 96: Comportamiento de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 2.

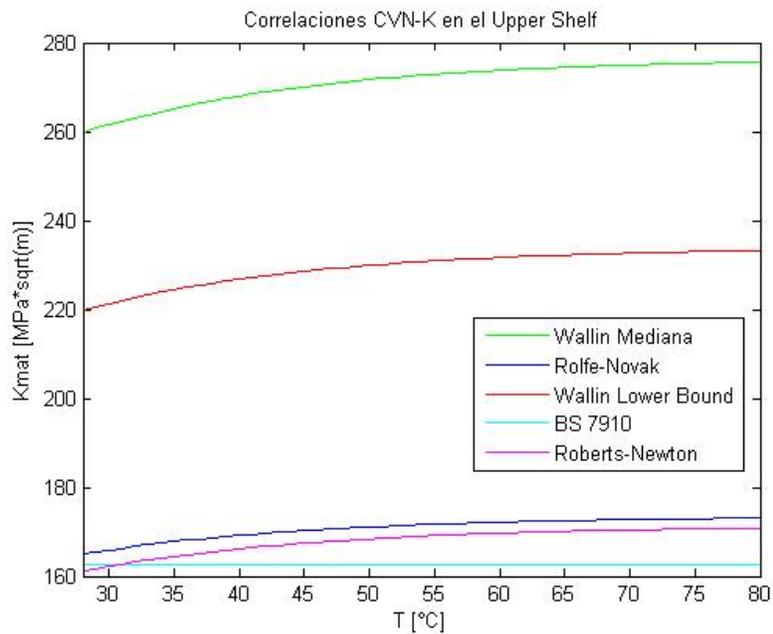


Figura 97: Comportamiento de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 2.

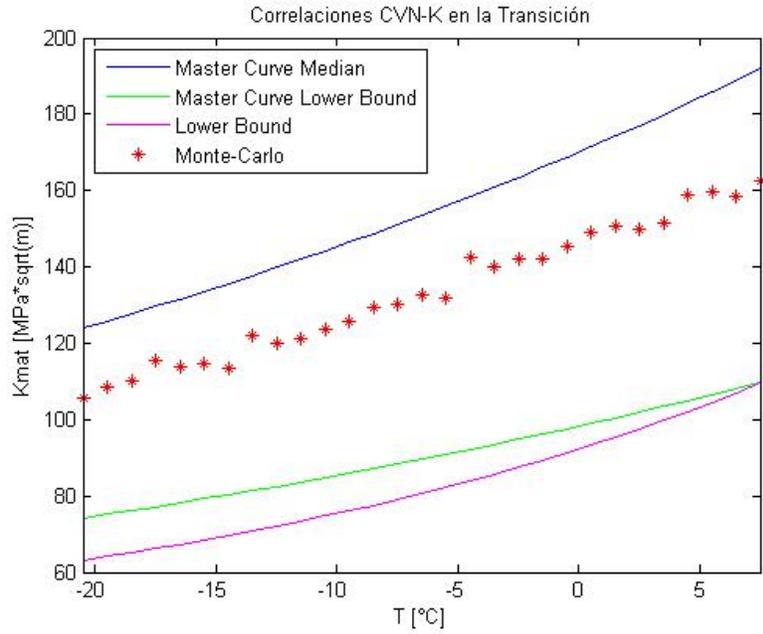


Figura 98: Comportamiento de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 3.

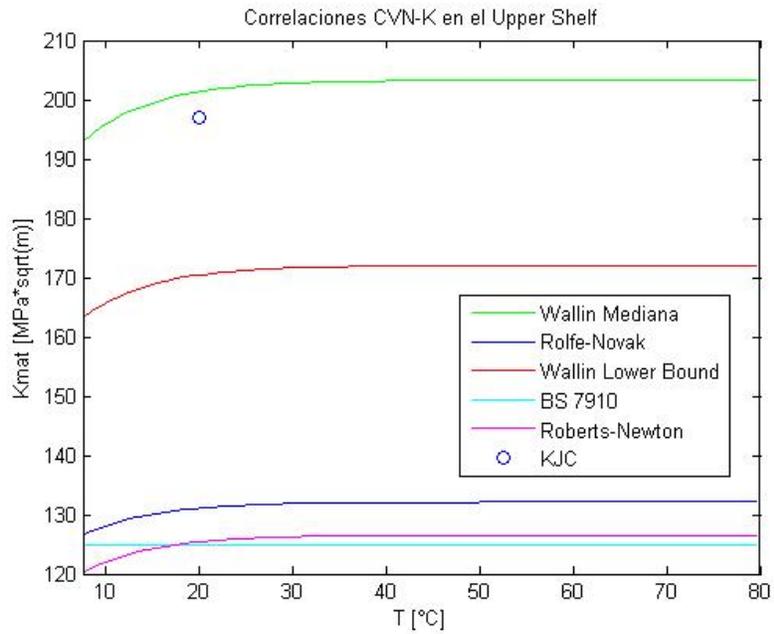


Figura 99: Comportamiento de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 3.

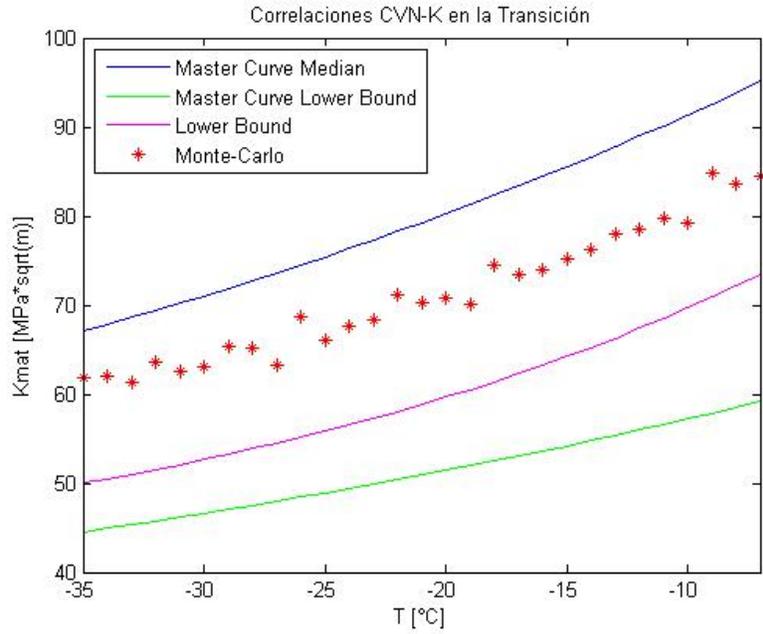


Figura 100: Comportamiento de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 4.

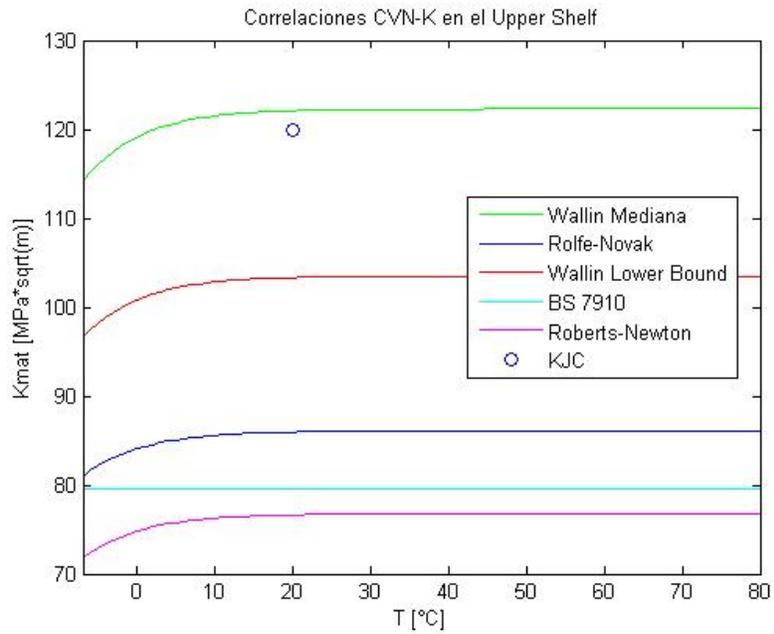


Figura 101: Comportamiento de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 4.

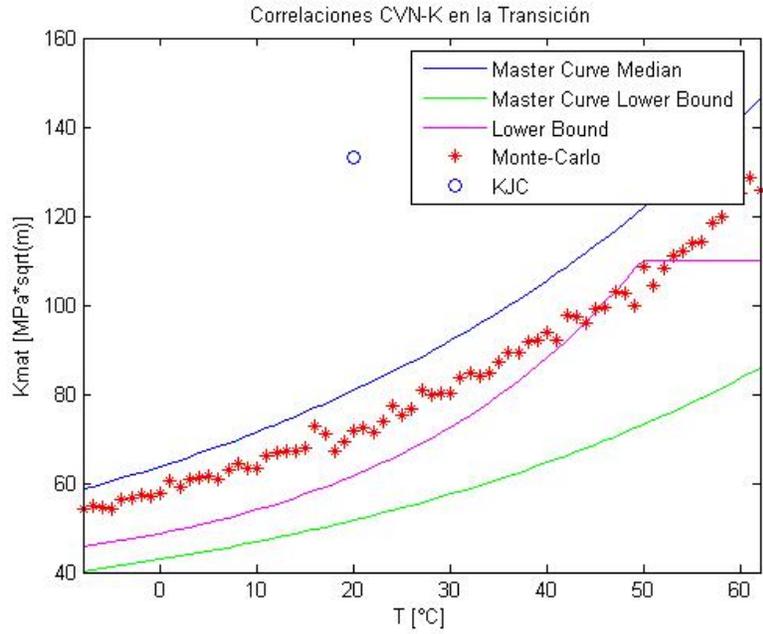


Figura 102: Comportamiento de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 5.

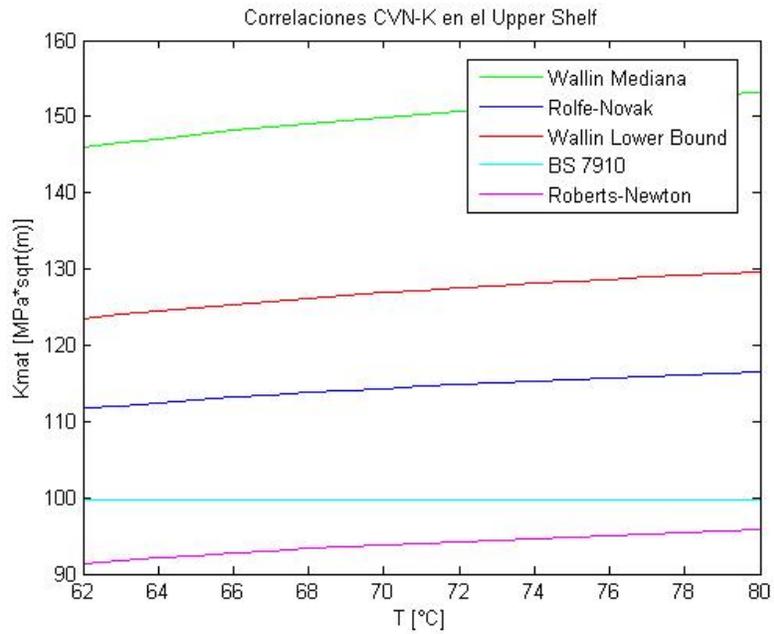


Figura 103: Comportamiento de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 5.

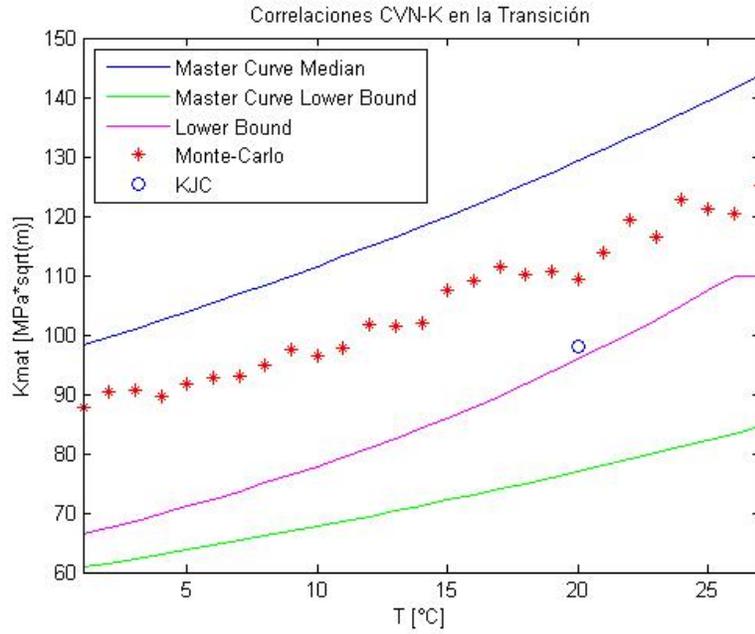


Figura 104: Comportamiento de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 6.

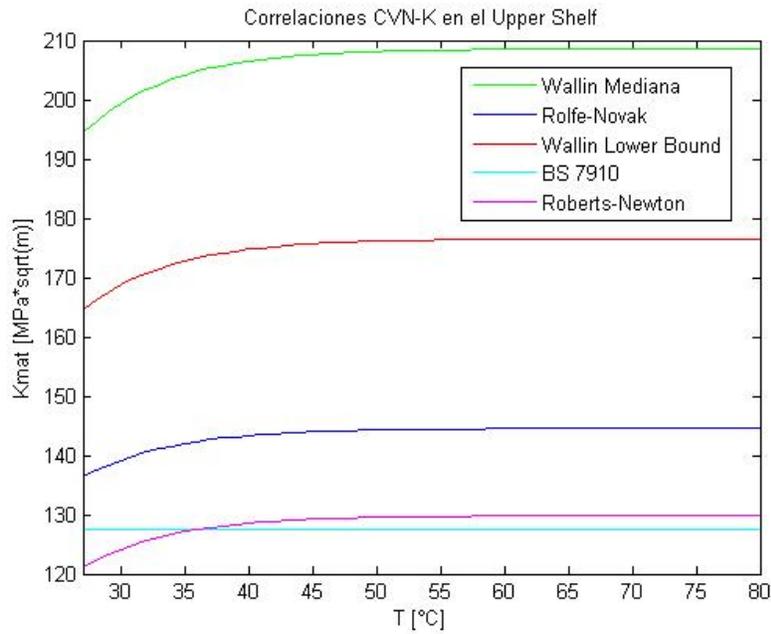


Figura 105: Comportamiento de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 6.

G. Valores de correlaciones

Temperatura [°C]	Master Curve Mediana	Master Curve Lower Bound	Lower Bound	Monte-Carlo
-78	154.4208221	90.10925144	85.60578608	132.8699096
-77	156.8636003	91.38332008	87.40580023	139.3578412
-76	159.3532351	92.68182746	89.27179543	136.9077059
-75	161.8906251	94.00524234	91.20619026	140.9122812
-74	164.4766865	95.35404251	93.21149198	138.4033289
-73	167.1123528	96.72871489	95.29029972	141.6484878
-72	169.7985755	98.12975575	97.44530792	146.7268626
-71	172.5363244	99.55767088	99.67930977	146.283885
-70	175.3265879	101.0129758	101.9952009	149.108228
-69	178.1703732	102.4961958	104.3959829	154.6697759
-68	181.0687069	104.0078665	106.8847676	152.0083559
-67	184.0226355	105.5485335	109.4647808	159.4941801
-66	187.0332254	107.118753	112.1393667	163.3349359
-65	190.1015633	108.7190919	114.9119917	163.8852126
-64	193.2287569	110.350128	117.7862496	170.0343661
-63	196.4159354	112.01245	120.7658659	174.7965897
-62	199.6642491	113.7066581	123.8547025	163.2315558
-61	202.9748709	115.4333639	127.0567631	172.5183646
-60	206.3489958	117.1931907	130.3761979	175.8162428
-59	209.787842	118.986774	133.8173094	177.3864908
-58	213.292651	120.8147611	137.3845577	183.0176536
-57	216.8646879	122.6778121	141.0825666	181.8198121
-56	220.5052425	124.5765994	144.9161291	191.9758993
-55	224.2156288	126.5118086	148.8902141	189.201096
-54	227.9971865	128.4841383	153.0099725	195.5929712
-53	231.8512807	130.4943005	157.2807442	197.1596744
-52	235.7793028	132.543021	161.7080646	200.6330648
-51	239.7826709	134.6310393	166.2976722	208.0103927
-50	243.8628301	136.7591092	171.0555158	215.4468124
-49	248.0212535	138.927999	175.9877621	216.6346424
-48	252.2594423	141.1384917	181.1008041	212.8878887
-47	256.5789266	143.3913853	186.401269	224.0506048
-46	260.9812657	145.6874931	191.8960269	220.383539
-45	265.4680489	148.027644	197.5921998	223.5611153
-44	270.040896	150.4126829	203.4971707	234.647982
-43	274.7014579	152.8434708	209.6185934	233.4587386
-42	279.451417	155.3208852	215.964402	225.2071876
-41	284.2924882	157.8458205	220	252.0864329
-40	289.2264191	160.4191882	220	239.530345
-39	294.254991	163.0419173	220	247.4348053
-38	299.3800191	165.7149547	220	251.8778431
-37	304.6033537	168.4392654	220	265.8689252
-36	309.9268805	171.2158328	220	261.8726411
-35	315.3525213	174.0456594	220	264.7179468
-34	320.8822348	176.9297667	220	261.782601
-33	326.5180174	179.869196	220	283.649424
-32	332.2619036	182.8650084	220	279.223567
-31	338.1159669	185.9182853	220	281.7082866
-30	344.0823209	189.0301292	220	288.3553394
-29	350.1631194	192.2016633	220	294.7973708
-28	356.3605576	195.4340328	220	304.067901
-27	362.6768729	198.7284043	220	305.9847588
-26	369.1143455	202.0859674	220	312.9215438

Figura 106: Valores de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 1.

Temperatura [°C]	Wallen Mediana	Rolle-Rovak	Wallen lower Board	057910	Newton-Roberts
-26	356.3381505	241.8042201	301.5674084	214.0827975	219.9627841
-25	358.0887036	242.7659807	303.0469807	214.0827975	221.025645
-24	359.733284	243.0587868	304.4466868	214.0827975	222.0256516
-23	361.2761885	244.5005743	305.7400763	214.0827975	223.0633869
-22	362.7320362	245.2890366	306.9718941	214.0827975	223.8426732
-21	364.0820816	246.027111	308.1193347	214.0827975	224.6664382
-20	365.349791	246.7176556	309.1939149	214.0827975	225.4375548
-19	366.5373704	247.3627408	310.1989581	214.0827975	226.1588776
-18	367.6495281	247.9654906	311.1384797	214.0827975	226.8331422
-17	368.6846298	248.5281772	312.0161742	214.0827975	227.4630068
-16	369.6528876	249.0531663	312.8356066	214.0827975	228.0510354
-15	370.5553523	249.5427245	313.6002048	214.0827975	228.5996023
-14	371.3989072	249.9990175	314.3132552	214.0827975	229.1113424
-13	372.184265	250.4241096	314.9790001	214.0827975	229.5882242
-12	372.9195664	250.8199638	315.5971357	214.0827975	230.0325451
-11	373.5973798	251.1884433	316.1738129	214.0827975	230.4463002
-10	374.2317036	251.5313128	316.7106383	214.0827975	230.8314519
-9	374.8219683	251.850241	317.2101768	214.0827975	231.1888423
-8	375.3710405	252.1468035	317.6785411	214.0827975	231.5232141
-7	375.8816272	252.4224854	318.1096514	214.0827975	231.8332123
-6	376.3562808	252.6786849	318.5086586	214.0827975	232.1213882
-5	376.7974049	252.9167165	318.8819799	214.0827975	232.3892022
-4	377.2072584	253.1378147	319.2288381	214.0827975	232.6380276
-3	377.5879676	253.3431379	319.5510297	214.0827975	232.8681543
-2	377.9415214	253.5337714	319.8563407	214.0827975	233.0817923
-1	378.2697878	253.7107317	320.1280512	214.0827975	233.2830759
0	378.5715156	253.8749698	320.3695909	214.0827975	233.4688073
1	378.8573408	254.0273746	320.6225946	214.0827975	233.6397601
2	379.119793	254.1687795	320.8474068	214.0827975	233.7992825
3	379.3633014	254.299951	321.0534869	214.0827975	233.9469054
4	379.5892003	254.4216213	321.2446541	214.0827975	234.0840361
5	379.7987347	254.534462	321.4218921	214.0827975	234.2112316
6	379.9930025	254.6291017	321.5864534	214.0827975	234.3291071
7	380.1732748	254.706124	321.7389638	214.0827975	234.4385494
8	380.3403707	254.8260801	321.8803763	214.0827975	234.5400208
9	380.4952918	254.9094716	322.0114853	214.0827975	234.6340612
10	380.6389118	254.9667226	322.1330303	214.0827975	234.721241
11	380.7704035	255.0584222	322.2456991	214.0827975	234.8020538
12	380.8954431	255.1248286	322.3501316	214.0827975	234.8769586
13	381.0098133	255.1863714	322.4469226	214.0827975	234.9463822
14	381.1158077	255.2434032	322.5366252	214.0827975	235.0107214
15	381.2140333	255.2962515	322.6197531	214.0827975	235.0703446
16	381.3059542	255.3452204	322.6967837	214.0827975	235.1259942
17	381.3893942	255.3905226	322.7681603	214.0827975	235.1767884
18	381.4675397	255.4326301	322.8342984	214.0827975	235.2242224
19	381.5399422	255.4715765	322.8955684	214.0827975	235.2681703
20	381.6070209	255.5076575	322.9523368	214.0827975	235.3088866
21	381.6691647	255.5410827	323.0049288	214.0827975	235.3466073
22	381.7267346	255.5719445	323.0536999	214.0827975	235.3815515
23	381.7800452	255.6007793	323.0987334	214.0827975	235.4139226
24	381.8294673	255.6272983	323.1409922	214.0827975	235.4439909
25	381.8752288	255.6519086	323.1792199	214.0827975	235.4716825
26	381.9176168	255.6747041	323.2151927	214.0827975	235.4974144
27	381.9568791	255.6958181	323.2484202	214.0827975	235.5212499
28	381.9932482	255.7153741	323.2791967	214.0827975	235.5433195
29	382.0269208	255.7334868	323.3077023	214.0827975	235.5637644
30	382.058125	255.7503624	323.3341042	214.0827975	235.5827004
31	382.087019	255.7657993	323.3585571	214.0827975	235.6002384
32	382.1137796	255.7801888	323.3812044	214.0827975	235.6164815
33	382.1385638	255.7935153	323.4021792	214.0827975	235.6315225
34	382.1615174	255.8058573	323.4216067	214.0827975	235.6454573
35	382.1827752	255.8172174	323.4395951	214.0827975	235.6583603
36	382.2024622	255.8278727	323.4562561	214.0827975	235.6703099
37	382.2206943	255.8376757	323.4716859	214.0827975	235.6813764
38	382.2375789	255.846754	323.4859752	214.0827975	235.6916249
39	382.2531154	255.8551611	323.4992083	214.0827975	235.7011159
40	382.2676959	255.8629466	323.5114631	214.0827975	235.7099952
41	382.2811057	255.8701565	323.5228117	214.0827975	235.7180946
42	382.2935239	255.8768331	323.5333212	214.0827975	235.7255821
43	382.3050238	255.8830159	323.5430926	214.0827975	235.7325423
44	382.3156731	255.8887415	323.5521666	214.0827975	235.7390261
45	382.3255348	255.8940435	323.5604119	214.0827975	235.7450119
46	382.334667	255.8989533	323.5681405	214.0827975	235.7505549
47	382.3431237	255.9034998	323.5752973	214.0827975	235.7556879
48	382.3509547	255.907771	323.5818247	214.0827975	235.7604811
49	382.3582064	255.9116087	323.5880617	214.0827975	235.7649427
50	382.3649215	255.9151189	323.5937447	214.0827975	235.769186
51	382.3711398	255.918262	323.5990072	214.0827975	235.7726929
52	382.3768979	255.9210577	323.6038803	214.0827975	235.7761879
53	382.38223	255.9245243	323.6083928	214.0827975	235.7794243
54	382.3871674	255.9271787	323.6125713	214.0827975	235.7824212
55	382.3917395	255.9296367	323.6164407	214.0827975	235.7851964
56	382.3959732	255.9319128	323.6200236	214.0827975	235.7877661
57	382.3998936	255.9340205	323.6233414	214.0827975	235.7901457
58	382.4035238	255.9359721	323.6264137	214.0827975	235.7923491
59	382.4068953	255.9377793	323.6292585	214.0827975	235.7943895
60	382.4099981	255.9394527	323.6318928	214.0827975	235.7962788
61	382.4128804	255.9410023	323.6343321	214.0827975	235.7980283
62	382.4155484	255.9424371	323.6365999	214.0827975	235.7996483
63	382.4180208	255.9437628	323.6386924	214.0827975	235.8011484
64	382.4203093	255.9449961	323.6406192	214.0827975	235.8025374
65	382.4224284	255.9461353	323.6424125	214.0827975	235.8038236
66	382.4243906	255.9471902	323.6440731	214.0827975	235.8050147
67	382.4262076	255.948167	323.6456108	214.0827975	235.8061175
68	382.42789	255.9490715	323.6470347	214.0827975	235.8071387
69	382.429448	255.949909	323.6483532	214.0827975	235.8080843
70	382.4308906	255.9506846	323.649574	214.0827975	235.8089599
71	382.4322263	255.9514027	323.6507045	214.0827975	235.8097707
72	382.4334633	255.9520677	323.6517513	214.0827975	235.8105215
73	382.4346086	255.9526834	323.6527206	214.0827975	235.8112167
74	382.4356691	255.9532535	323.6536181	214.0827975	235.8118604
75	382.4366512	255.9537815	323.6544482	214.0827975	235.8124565
76	382.4375625	255.9542703	323.6552188	214.0827975	235.8130084
77	382.4384025	255.954723	323.6559314	214.0827975	235.8135195
78	382.4391822	255.9551422	323.6565912	214.0827975	235.8139927
79	382.4399042	255.9555303	323.6572022	214.0827975	235.8144309
80	382.4405727	255.9558897	323.6577679	214.0827975	235.8148367

Figura 107: Valores de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 1.

Temperatura [°C]	Master Curve Mediana	Master Curve Lower Bound	Lower Bound	Monte-Carlo
-38	234.269795	131.7557139	62.55233275	208.4099156
-37	238.2442082	133.8286303	63.90730806	202.8514537
-36	242.2948572	135.9413088	64.49727862	199.1891667
-35	246.4232043	138.0945118	65.52354257	213.8013378
-34	250.6307399	140.2890168	66.58742509	210.5669475
-33	254.918983	142.5256161	67.69030512	219.1609575
-32	259.2894816	144.805117	68.83361216	219.9648838
-31	263.7438136	147.1283426	70.01882808	230.0412169
-30	268.2835871	149.4961314	71.2474891	233.9584705
-29	272.9104409	151.9093383	72.52118773	228.6374589
-28	277.6260453	154.3688345	73.84157485	241.6756375
-27	282.4321029	156.8755078	75.21036189	240.3670892
-26	287.3303485	159.4302683	76.62932297	257.6964153
-25	292.3225506	162.0340233	78.10029728	255.9203906
-24	297.4105113	164.6877276	79.62519139	263.6575941
-23	302.5960675	167.3923344	81.20598178	259.4077217
-22	307.8810913	170.1488199	82.8471739	267.0558184
-21	313.2674905	172.9581795	84.54352223	271.1850342
-20	318.7572097	175.8214271	86.30459821	271.1529939
-19	324.3522308	178.7395966	88.13022792	282.1546135
-18	330.0545736	181.7137414	90.02277763	282.8327767
-17	335.8662967	184.7449352	91.98470035	285.8903428
-16	341.7894983	187.8342722	94.018539	283.1952101
-15	347.8263166	190.9828679	96.12692974	299.7958056
-14	353.9789311	194.1918588	98.31260532	311.9320832
-13	360.2495629	197.4624034	100.5783987	319.1032516
-12	366.6404757	200.7956825	102.9272466	311.4658116
-11	373.1539768	204.1928994	105.3621936	314.4822377
-10	379.7924175	207.6552804	107.8863956	331.1155142
-9	386.5581945	211.1840757	110.5031244	325.5542349
-8	393.4537503	214.7805991	113.2157715	343.1324807
-7	400.4815741	218.4460289	116.0278531	328.2965873
-6	407.6442032	222.1818085	118.9430138	345.7289662
-5	414.9442234	225.9892466	121.9650323	371.1893743
-4	422.38427	229.8697175	125.0978254	355.9181006
-3	429.9670289	233.8246223	128.3454537	354.8404749
-2	437.6952377	237.8553887	131.7121265	370.2112604
-1	445.5716862	241.9634718	135.2022076	385.2741793
0	453.599218	246.1503547	138.8202206	383.3307502
1	461.7807311	250.417549	142.5708549	392.0518009
2	470.1191791	254.7665951	146.4589719	407.8190267
3	478.6175723	259.199063	150.4896111	389.4521891
4	487.2789787	263.716553	154.6679968	411.4035765
5	496.1065252	268.3206959	158.9995447	418.2737139
6	505.1033985	273.0131538	163.4898692	424.6994928
7	514.2728467	277.7956209	168.1447904	446.8140408
8	523.61818	282.6698235	172.9703416	447.1478357
9	533.1427722	287.6375214	177.9727775	455.4577468
10	542.8500618	292.7005079	183.1585819	457.4386673
11	552.7435533	297.8606108	188.5344764	471.146421
12	562.8268182	303.119693	194.1074288	463.6327224
13	573.1034967	308.4796531	199.8846625	493.0029862
14	583.5772989	313.942426	205.8736656	494.9078544
15	594.2520059	319.509984	212.0822007	497.4284026
16	605.1314713	325.1843369	218.5183149	505.5470027
17	616.2196229	330.9675332	220	527.0138848
18	627.5204635	336.8616608	220	545.3172992
19	639.0380728	342.8688474	220	554.8937639
20	650.7766088	348.9912618	220	545.4729431
21	662.7403094	355.2311142	220	564.2439775
22	674.9334934	361.5906572	220	580.4008255
23	687.3605628	368.0721868	220	575.4546865
24	700.0260039	374.6780428	220	587.5600662
25	712.934389	381.41061	220	589.6937913
26	726.0903782	388.2723189	220	635.0327814
27	739.498721	395.2656468	220	610.299218
28	753.1642579	402.3931182	220	626.8715578

Figura 108: Valores de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 2.

Temperatura [°C]	Wallin Mediana	Rolfe-Novak	Wallin Lower Bound	BS 7910	Newton-Roberts
28	259.8550338	165.0179269	219.9141677	162.7085906	161.1983857
29	260.7323941	165.470465	220.6566738	162.7085906	161.7341289
30	261.5680063	165.901116	221.3638488	162.7085906	162.2443532
31	262.3633596	166.3106996	222.0369528	162.7085906	162.7299718
32	263.1199427	166.7000301	222.6772457	162.7085906	163.1918972
33	263.8392372	167.0699135	223.2859814	162.7085906	163.6310371
34	264.5227116	167.4211441	223.8644028	162.7085906	164.0482909
35	265.1718162	167.7545032	224.4137372	162.7085906	164.4445468
36	265.7879784	168.0707561	224.9351925	162.7085906	164.8206784
37	266.3725986	168.370651	225.429954	162.7085906	165.1775428
38	266.9270471	168.6549173	225.8991813	162.7085906	165.5159785
39	267.4526611	168.9242646	226.3440061	162.7085906	165.8368035
40	267.9507425	169.1793816	226.7655302	162.7085906	166.140814
41	268.4225559	169.4209354	227.1648238	162.7085906	166.4287834
42	268.8693271	169.6495712	227.5429243	162.7085906	166.701461
43	269.2922424	169.8659117	227.9008357	162.7085906	166.9595722
44	269.6924474	170.0705572	228.2395274	162.7085906	167.2038171
45	270.0710467	170.2640852	228.5599343	162.7085906	167.4348709
46	270.4291041	170.4470509	228.8629567	162.7085906	167.6533835
47	270.767642	170.619987	229.1494598	162.7085906	167.8599798
48	271.0876424	170.7834042	229.4202748	162.7085906	168.0552597
49	271.3900469	170.9377916	229.6761983	162.7085906	168.2397983
50	271.6757573	171.0836169	229.9179938	162.7085906	168.4141467
51	271.9456366	171.2213272	230.1463915	162.7085906	168.5788319
52	272.2005098	171.3513493	230.3620895	162.7085906	168.7343577
53	272.4411645	171.4740903	230.5657545	162.7085906	168.8812052
54	272.6683524	171.589938	230.7580226	162.7085906	169.0198333
55	272.8827899	171.6992622	230.9395001	162.7085906	169.1506797
56	273.0851595	171.8024145	231.1107647	162.7085906	169.274161
57	273.2761111	171.8997294	231.2723662	162.7085906	169.3906739
58	273.4562626	171.9915247	231.4248275	162.7085906	169.5005957
59	273.6262015	172.0781026	231.5686461	162.7085906	169.6042852
60	273.7864859	172.1597497	231.7042941	162.7085906	169.702083
61	273.937646	172.236738	231.8322202	162.7085906	169.7943127
62	274.0801846	172.3093258	231.95285	162.7085906	169.8812814
63	274.2145789	172.3777574	232.0665873	162.7085906	169.9632802
64	274.3412813	172.4422648	232.173815	162.7085906	170.0405853
65	274.4607204	172.5030676	232.2748958	162.7085906	170.1134584
66	274.5733023	172.5603736	232.3701733	162.7085906	170.1821473
67	274.6794116	172.6143796	232.4599732	162.7085906	170.2468866
68	274.7794124	172.6652718	232.5446034	162.7085906	170.3078987
69	274.873649	172.7132264	232.6243554	162.7085906	170.3653936
70	274.9624473	172.7584098	232.6995051	162.7085906	170.4195703
71	275.0461156	172.8009796	232.7703131	162.7085906	170.4706169
72	275.1249451	172.8410846	232.8370262	162.7085906	170.518711
73	275.1992112	172.8788652	232.8998772	162.7085906	170.5640208
74	275.2691741	172.9144545	232.9590865	162.7085906	170.6067051
75	275.3350796	172.9479778	233.0148621	162.7085906	170.6469138
76	275.3971599	172.9795535	233.0674004	162.7085906	170.6847886
77	275.4556342	173.0092935	233.1168869	162.7085906	170.7204633
78	275.5107096	173.0373034	233.163497	162.7085906	170.7540643
79	275.5625814	173.0636828	233.2073958	162.7085906	170.7857106
80	275.611434	173.0885256	233.2487396	162.7085906	170.8155149

Figura 109: Valores de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 2.

Temperatura [°C]	Master Curve Mediana	Master Curve Lower Bound	Lower Bound	Monte-Carlo
-21	123.9441499	74.21367334	63.18184524	110.0059756
-20	125.8023353	75.18283858	64.15989086	111.2708805
-19	127.6961638	76.17059401	65.17378757	110.6331592
-18	129.626319	77.17729622	66.22484953	111.5777888
-17	131.5934978	78.20330864	67.31443905	114.8611398
-16	133.5984103	79.24900166	68.4439684	118.3489217
-15	135.6417804	80.31475281	69.6149016	118.0087316
-14	137.7243456	81.40094681	70.82875635	121.89959
-13	139.8468579	82.50797581	72.08710597	122.366785
-12	142.0100835	83.63623945	73.39158147	125.0494106
-11	144.2148033	84.78614505	74.74387361	122.2216163
-10	146.4618133	85.95810773	76.14573517	130.1210041
-9	148.7519246	87.15255059	77.59898316	130.1551645
-8	151.085964	88.36990483	79.10550117	128.2309227
-7	153.4647742	89.61060993	80.66724188	132.5111797
-6	155.8892139	90.8751138	82.28622952	133.1315705
-5	158.3601583	92.16387294	83.96456252	138.2420887
-4	160.8784995	93.47735261	85.70441624	137.8846736
-3	163.4451466	94.81602698	87.50804577	133.8881711
-2	166.0610263	96.18037933	89.37778887	146.3935221
-1	168.7270828	97.57090221	91.31606898	140.5086703
1	171.4442787	98.98809761	93.32539839	145.7100643
2	174.2135949	100.4324772	95.40838147	150.1110656
3	177.0360312	101.9045623	97.56771805	151.6746493
4	179.9126064	103.4048844	99.80620695	153.9395256
5	182.8443591	104.9339852	102.1267496	154.8494756
6	185.8323476	106.4924167	104.5323536	160.6794464
7	188.8776507	108.0807415	107.0261371	162.7212696

Figura 110: Valores de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 3.

Temperatura [°C]	Wallin Mediana	Rolfe-Novak	Wallin		
			Lower Bound	BS 7910	Newton-Roberts
8	192.9165151	126.5281947	163.2643949	124.786978	120.2320464
9	194.1652966	127.2073933	164.3212332	124.786978	120.9981297
10	195.2770779	127.811098	165.2621288	124.786978	121.6801033
11	196.2636934	128.3460701	166.0970971	124.786978	122.2852486
12	197.1367209	128.8188549	166.8359364	124.786978	122.8206846
13	197.9072715	129.2356815	167.48805	124.786978	123.2932397
14	198.585844	129.6023962	168.0623229	124.786978	123.7093637
15	199.1822316	129.9244222	168.5670431	124.786978	124.0750707
16	199.7054728	130.2067416	169.0098598	124.786978	124.39591
17	200.1638348	130.453894	169.3977695	124.786978	124.676956
18	200.5648222	130.6699868	169.7371234	124.786978	124.9228145
19	200.9152037	130.8587145	170.0336497	124.786978	125.1376385
20	201.2210505	131.0233831	170.2924865	124.786978	125.3251529
21	201.4877831	131.1669385	170.5182211	124.786978	125.4886827
22	201.720221	131.2919957	170.7149323	124.786978	125.6311842
23	201.922635	131.4008683	170.8862344	124.786978	125.7552767
24	202.0987982	131.4955979	171.0353205	124.786978	125.8632743
25	202.2520354	131.5779816	171.1650045	124.786978	125.9572158
26	202.38527	131.649598	171.2777603	124.786978	126.0388939
27	202.5010674	131.7118316	171.3757592	124.786978	126.1098816
28	202.6016755	131.7658942	171.4609034	124.786978	126.1715572
29	202.6890606	131.8128456	171.534857	124.786978	126.2251264
30	202.7649412	131.8536114	171.5990744	124.786978	126.2716427
31	202.830817	131.8889889	171.6548248	124.786978	126.3120257
32	202.887996	131.9197123	171.7032152	124.786978	126.3470773
33	202.9376181	131.9463646	171.7452101	124.786978	126.3774961
34	202.9806755	131.9694897	171.7816494	124.786978	126.4038908
35	203.0180322	131.9895519	171.8132642	124.786978	126.4267907
36	203.0504391	132.0069551	171.8406901	124.786978	126.4466563
37	203.0785496	132.0220505	171.8644798	124.786978	126.4638882
38	203.1029312	132.0351429	171.8851138	124.786978	126.4788341
39	203.1240769	132.0464975	171.9030094	124.786978	126.4917965
40	203.1424152	132.0563442	171.918529	124.786978	126.5030379
41	203.1583178	132.064883	171.9319873	124.786978	126.5127862
42	203.1721077	132.0722872	171.9436576	124.786978	126.5212394
43	203.184065	132.0787074	171.9537771	124.786978	126.5285692
44	203.194433	132.084274	171.9625514	124.786978	126.5349248
45	203.2034225	132.0891006	171.9701592	124.786978	126.5404353
46	203.2112166	132.0932853	171.9767553	124.786978	126.5452131
47	203.2179742	132.0969134	171.9824743	124.786978	126.5493555
48	203.223833	132.1000589	171.9874325	124.786978	126.5529469
49	203.2289124	132.102786	171.9917312	124.786978	126.5560606
50	203.2333161	132.1051503	171.995458	124.786978	126.55876
51	203.2371339	132.1072	171.998689	124.786978	126.5611003
52	203.2404436	132.1089769	172.00149	124.786978	126.5631292
53	203.243313	132.1105174	172.0039184	124.786978	126.5648881
54	203.2458005	132.1118529	172.0060235	124.786978	126.5664129
55	203.247957	132.1130106	172.0078485	124.786978	126.5677348
56	203.2498265	132.1140143	172.0094307	124.786978	126.5688808
57	203.2514471	132.1148844	172.0108022	124.786978	126.5698743
58	203.2528521	132.1156387	172.0119913	124.786978	126.5707355
59	203.2540701	132.1162926	172.013022	124.786978	126.5714821
60	203.2551259	132.1168594	172.0139156	124.786978	126.5721294
61	203.2560413	132.1173508	172.0146902	124.786978	126.5726905
62	203.2568347	132.1177768	172.0153617	124.786978	126.5731769
63	203.2575226	132.1181461	172.0159439	124.786978	126.5735985
64	203.2581189	132.1184662	172.0164485	124.786978	126.5739964
65	203.2586358	132.1187438	172.016886	124.786978	126.5742809
66	203.2590839	132.1189843	172.0172652	124.786978	126.5745556
67	203.2594724	132.1191929	172.017594	124.786978	126.5747937
68	203.2598092	132.1193737	172.017879	124.786978	126.5750002
69	203.2601011	132.1195304	172.018126	124.786978	126.5751791
70	203.2603541	132.1196663	172.0183402	124.786978	126.5753342
71	203.2605735	132.1197841	172.0185259	124.786978	126.5754687
72	203.2607637	132.1198862	172.0186868	124.786978	126.5755853
73	203.2609286	132.1199747	172.0188263	124.786978	126.5756863
74	203.2610715	132.1200514	172.0189473	124.786978	126.5757774
75	203.2611954	132.1201179	172.0190521	124.786978	126.5758499
76	203.2613028	132.1201756	172.019143	124.786978	126.5759157
77	203.2613959	132.1202255	172.0192218	124.786978	126.5759728
78	203.2614766	132.1202689	172.0192901	124.786978	126.5760223
79	203.2615465	132.1203064	172.0193493	124.786978	126.5760652
80	203.2616072	132.1203339	172.0194006	124.786978	126.5761023

Figura 111: Valores de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 3.

Temperatura [°C]	Master Curve Mediana	Master Curve Lower Bound	Lower Bound	Monte-Carlo
-35	67.05383687	44.54165381	49.99293268	61.89007889
-34	67.82077229	44.9416608	50.48752755	62.07293705
-33	68.6024188	45.34934058	51.00025221	61.2470432
-32	69.39905859	45.76484034	51.53177123	63.52056545
-31	70.21097923	46.18831006	52.08277353	62.58553157
-30	71.03847385	46.61990264	52.65397328	63.12597341
-29	71.88184119	47.05977387	53.24611085	65.43646222
-28	72.7413857	47.50808255	53.85995372	65.1099053
-27	73.61741769	47.96499054	54.49629751	63.27633023
-26	74.51025341	48.43066277	55.15596703	68.76587281
-25	75.4202152	48.90526737	55.8398173	66.08728996
-24	76.34763156	49.38897566	56.54873467	67.58929341
-23	77.29283729	49.88196228	57.28363801	68.37094316
-22	78.25617363	50.38440519	58.04547986	71.07822653
-21	79.23798834	50.89648579	58.83524766	70.21521955
-20	80.23863588	51.41838893	59.65396507	70.79917259
-19	81.25847749	51.95030304	60.50269326	70.07515053
-18	82.29788134	52.49242014	61.3825323	74.43654039
-17	83.35722267	53.04493594	62.29462258	73.46297134
-16	84.43688391	53.6080499	63.24014631	73.91312006
-15	85.53725484	54.18196532	64.220329	75.14524562
-14	86.6587327	54.76688938	65.23644113	76.27312935
-13	87.80172235	55.36303324	66.2897997	78.02007714
-12	88.96663642	55.97061213	67.38177003	78.42323807
-11	90.15389547	56.58984539	68.51376745	79.7050093
-10	91.36392811	57.22095656	69.6872592	79.23246897
-9	92.59717116	57.86417348	70.90376627	84.78825453
-8	93.85406985	58.51972836	72.16486545	83.52513285
-7	95.13507793	59.18785787	73.47219128	84.5058531

Figura 112: Valores de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 4.

Temperatura [°C]	Wallin Mediana	Roffe-Novak	Wallin Lower Bound	BS 7910	Newton-Roberts
7	134.2396502	80.96717342	96.66298539	79.6402367	71.77089356
6	115.1973164	81.59185632	97.49098028	79.6402367	72.37557932
5	136.0567765	82.14689496	98.22680049	79.6402367	72.91327237
4	136.8376168	82.63592301	98.87915923	79.6402367	73.38992409
3	117.5193441	83.06827182	99.43599277	79.6402367	73.81130788
2	138.1202372	83.44889965	99.9646513	79.6402367	74.182928
1	138.6492453	83.783348	100.412324	79.6402367	74.50995788
0	139.1139274	84.0767398	100.8059908	79.6402367	74.79720195
1	139.5214216	84.3367468	101.1504513	79.6402367	75.04908268
2	139.8782401	84.558437	101.4534253	79.6402367	75.26962779
3	120.1902816	84.75481304	101.7165046	79.6402367	75.46248839
4	120.4628567	84.92621437	101.9471837	79.6402367	75.63094996
5	120.7007216	85.0768488	102.1484877	79.6402367	75.7795448
6	120.9081171	85.20592991	102.3240057	79.6402367	75.9062247
7	121.08881	85.3194575	102.4769252	79.6402367	76.0178888
8	121.2461346	85.41894885	102.610684	79.6402367	76.11901181
9	121.3830348	85.5090376	102.729264	79.6402367	76.1996304
10	121.5021026	85.5785486	102.826699	79.6402367	76.27138815
11	121.605616	85.6484246	102.9142939	79.6402367	76.33715314
12	121.695573	85.69978868	102.990426	79.6402367	76.39274036
13	121.7757232	85.74874399	103.0565642	79.6402367	76.44103132
14	121.8439969	85.79125352	103.1140055	79.6402367	76.48297181
15	121.9005909	85.82815778	103.162881	79.6402367	76.51988795
16	121.9516916	85.8601897	103.2071781	79.6402367	76.55300064
17	121.996096	85.88798791	103.2447573	79.6402367	76.57843838
18	122.03463	85.91210848	103.2773686	79.6402367	76.60224868
19	122.0680651	85.93305331	103.3096645	79.6402367	76.62298023
20	122.0970725	85.9511893	103.3392139	79.6402367	76.64083177
21	122.1222357	85.96699636	103.3515088	79.6402367	76.65638
22	122.1440622	85.98039447	103.3639805	79.6402367	76.66986648
23	122.162993	85.99149932	103.3690036	79.6402367	76.68156367
24	122.1794111	86.00217268	103.3998962	79.6402367	76.69170826
25	122.1936492	86.01162098	103.4119438	79.6402367	76.70050581
26	122.2059961	86.01934549	103.4223949	79.6402367	76.70813479
27	122.2167024	86.02604388	103.4314536	79.6402367	76.71473012
28	122.2259859	86.03185172	103.4399122	79.6402367	76.72048626
29	122.2340354	86.03688741	103.4461244	79.6402367	76.72543989
30	122.2410146	86.04125349	103.4520309	79.6402367	76.72977224
31	122.2470657	86.0450389	103.4575129	79.6402367	76.73351114
32	122.2523211	86.04832082	103.4615929	79.6402367	76.73675278
33	122.2568606	86.05116617	103.4654413	79.6402367	76.73956823
34	122.260804	86.05362297	103.4680786	79.6402367	76.74199881
35	122.2642228	86.05577157	103.4716729	79.6402367	76.74411223
36	122.2671867	86.0576256	103.4741802	79.6402367	76.74594358
37	122.2697563	86.05923298	103.4762548	79.6402367	76.74753125
38	122.2719839	86.06062636	103.478224	79.6402367	76.74890766
39	122.273915	86.06189435	103.4798744	79.6402367	76.75010089
40	122.2753892	86.06288138	103.4812912	79.6402367	76.75113533
41	122.2770406	86.06378948	103.4825195	79.6402367	76.7520321
42	122.2782988	86.06457645	103.4835848	79.6402367	76.75280951
43	122.2793895	86.06525871	103.4845074	79.6402367	76.7534845
44	122.280335	86.06585017	103.4853076	79.6402367	76.75406769
45	122.2811547	86.0663629	103.4860013	79.6402367	76.75457417
46	122.2818653	86.06680738	103.4866027	79.6402367	76.75501323
47	122.2824813	86.0671927	103.4871134	79.6402367	76.75539385
48	122.2830153	86.06752673	103.4875739	79.6402367	76.75572381
49	122.2834783	86.06781629	103.4879677	79.6402367	76.75600884
50	122.2838796	86.06806731	103.4883073	79.6402367	76.7562578
51	122.2842275	86.06828492	103.4886028	79.6402367	76.75647276
52	122.2845291	86.06847356	103.488857	79.6402367	76.7566591
53	122.2847905	86.06863709	103.4890782	79.6402367	76.75682063
54	122.2850171	86.06877885	103.48927	79.6402367	76.75696066
55	122.2852136	86.06890173	103.4894368	79.6402367	76.75708206
56	122.2853839	86.06900826	103.4895804	79.6402367	76.75718729
57	122.2855315	86.06910061	103.4897054	79.6402367	76.75727851
58	122.2856595	86.06918067	103.4898137	79.6402367	76.75735759
59	122.2857705	86.06925007	103.4899076	79.6402367	76.75742614
60	122.2858666	86.06931023	103.489989	79.6402367	76.75748557
61	122.28595	86.06936238	103.4900595	79.6402367	76.75753709
62	122.2860223	86.06940739	103.4901207	79.6402367	76.75758375
63	122.286085	86.06944678	103.4901737	79.6402367	76.75762046
64	122.2861393	86.06948075	103.4902197	79.6402367	76.75765402
65	122.2861863	86.0695102	103.4902595	79.6402367	76.75768311
66	122.2862272	86.06953573	103.4902941	79.6402367	76.75770833
67	122.2862625	86.06955787	103.490324	79.6402367	76.75773019
68	122.2862932	86.06957705	103.49035	79.6402367	76.75774914
69	122.2863198	86.06959368	103.4903725	79.6402367	76.75776557
70	122.2863429	86.0696081	103.490392	79.6402367	76.75777982
71	122.2863628	86.0696206	103.4904089	79.6402367	76.75779216
72	122.2863802	86.06963148	103.4904236	79.6402367	76.75780286
73	122.2863952	86.06964082	103.4904368	79.6402367	76.75781214
74	122.2864082	86.06964897	103.4904473	79.6402367	76.75782018
75	122.2864195	86.06965608	103.4904568	79.6402367	76.75782716
76	122.2864293	86.06966214	103.4904651	79.6402367	76.7578332
77	122.2864377	86.06966745	103.4904723	79.6402367	76.75783844
78	122.2864451	86.06967205	103.4904785	79.6402367	76.75784298
79	122.2864515	86.06967608	103.4904839	79.6402367	76.75784692
80	122.286457	86.06967949	103.4904886	79.6402367	76.75785033

Figura 113: Valores de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 4.

Temperatura [°C]	Master Curve Mediana	Master Curve Lower Bound	Lower Bound	Monte-Carlo
-8	58.61698107	40.14128164	45.6953638	54.34487968
-7	59.2220837	40.45688224	46.03242764	55.03003387
-6	59.83879319	40.77853658	46.38184684	54.56403986
-5	60.46733218	41.10636078	46.74407431	54.21091272
-4	61.10792759	41.44047319	47.11957952	56.36957555
-3	61.76081067	41.78099442	47.5088492	56.76682066
-2	62.42621713	42.12804741	47.91238788	57.23933112
-1	63.10438718	42.48175746	48.33071862	57.16869077
0	63.79556565	42.84225224	48.76438363	57.69618865
1	64.50000207	43.20966191	49.21394499	60.36551471
2	65.21795073	43.5841191	49.67998541	59.2171107
3	65.94967084	43.965759	50.16310893	60.8348275
4	66.69542654	44.35471938	50.66394175	61.20155368
5	67.45548706	44.75114066	51.18313303	61.69818108
6	68.2301268	45.15516595	51.7213557	60.9621195
7	69.01962541	45.56694112	52.27930737	63.06274343
8	69.8242679	45.98661481	52.85771124	64.40688743
9	70.64434476	46.41433854	53.457317	63.19039672
10	71.48015205	46.85026671	54.0789018	63.33205004
11	72.3319915	47.2945567	54.73237133	66.15608311
12	73.20017064	47.74736891	55.39126077	66.84092557
13	74.08500288	48.2088668	56.06373592	67.35314858
14	74.98680766	48.67921699	56.80159434	67.25974148
15	75.90591054	49.15858926	57.54576646	67.85844709
16	76.84264334	49.64715669	58.31721685	72.66957462
17	77.79734421	50.14509564	59.1169454	71.11570723
18	78.77035782	50.65258588	59.94598868	67.30232612
19	79.76203543	51.16981063	60.80542124	69.25700631
20	80.77273506	51.69695659	61.69635703	71.87182812
21	81.80282157	52.23421409	62.61995083	72.60763796
22	82.85266684	52.78177707	63.57739974	71.47016395
23	83.92264987	53.33984321	64.56994474	73.83342159
24	85.01315694	53.90861398	65.59887233	77.22267797
25	86.12458174	54.48829471	66.66551613	75.24093547
26	87.25732549	55.0790467	67.77125865	76.62175277
27	88.41179714	55.68122715	68.91753311	80.73500406
28	89.58841345	56.29490953	70.10582523	79.72838504
29	90.78759921	56.92086334	71.3376752	80.17199158
30	92.00978733	57.55781439	72.61467967	80.28908617
31	93.25541903	58.2074928	73.93849383	83.75924471
32	94.52494399	58.86963311	75.31083351	84.99952088
33	95.81882055	59.54447437	76.73347747	84.10809469
34	97.13751578	60.23226019	78.20826964	84.7560573
35	98.48150577	60.93323888	79.73712157	87.03711935
36	99.8512757	61.6476635	81.32201486	89.4581094
37	101.2473201	62.37579196	82.96500376	89.18792272
38	102.6701429	63.11788712	84.6682178	91.88403282
39	104.1202578	63.87421689	86.4338646	92.18668997
40	105.5981883	64.64505432	88.26423267	94.02967677
41	107.1044679	65.43067767	90.16169444	91.99614003
42	108.6396404	66.23137058	92.12870927	97.54471725
43	110.2042601	67.0474221	94.1678267	97.50449983
44	111.7988918	67.87912683	96.2816897	96.10996896
45	113.4241112	68.72678503	98.47303815	99.04357813
46	115.0805049	69.59070271	100.7447123	99.48654993
47	116.768671	70.47119175	103.0996566	102.9985667
48	118.4892189	71.36857003	105.5409234	102.7292096
49	120.2427698	72.2831615	108.0716769	99.89409702
50	122.0299566	73.21529635	110	108.6564417
51	123.8514247	74.16531108	110	104.4719038
52	125.7078315	75.13354865	110	108.0773567
53	127.5998472	76.12085862	110	111.112543
54	129.5281549	77.12609723	110	112.1507355
55	131.4934508	78.15112757	110	113.6959015
56	133.4964442	79.19581968	110	114.3256488
57	135.5378584	80.2605507	110	118.3528502
58	137.6184303	81.34570502	110	119.7063742
59	139.7389109	82.45167439	110	126.1826582
60	141.9000659	83.57885808	110	125.0577217
61	144.1026754	84.727663	110	128.757989
62	146.3475346	85.8985039	110	125.735446

Figura 114: Valores de las correlaciones la zona de transición para la muestra 5.

Temperatura [°C]	Wallin Mediana	Rolfe-Novak	Wallin Lower Bound	BS 7910	Newton-Roberts
62	145.9718659	111.6923187	123.5353455	99.7454696	91.37180028
63	146.5509313	112.0838731	124.025406	99.7454696	91.72859446
64	147.103765	112.4572269	124.4932668	99.7454696	92.06920533
65	147.631273	112.8130581	124.9396944	99.7454696	92.39419386
66	148.1343578	113.1520361	125.3654529	99.7454696	92.70411883
67	148.6139158	113.4748199	125.7713007	99.7454696	92.99953478
68	149.0708337	113.7820564	126.1579883	99.7454696	93.28099025
69	149.5059866	114.0743796	126.5262563	99.7454696	93.54902618
70	149.9202351	114.3524089	126.876833	99.7454696	93.80417456
71	150.3144237	114.6167486	127.2104331	99.7454696	94.0469572
72	150.689379	114.867987	127.5277561	99.7454696	94.27788473
73	151.0459083	115.1066958	127.8294853	99.7454696	94.49745573
74	151.3847985	115.3334298	128.1162865	99.7454696	94.70615603
75	151.7068149	115.5487261	128.3888075	99.7454696	94.90445811
76	152.0127007	115.7531043	128.6476773	99.7454696	95.09282067
77	152.3031764	115.9470666	128.8935056	99.7454696	95.2716883
78	152.5789393	116.1310969	129.1268826	99.7454696	95.44149123
79	152.8406633	116.3056618	129.3483785	99.7454696	95.6026452
80	153.088999	116.4712102	129.5585439	99.7454696	95.75555144

Figura 115: Valores de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 5.

Temperatura [°C]	Master Curve	Master Curve	Lower Bound	Monte-Carlo
	Mediana	Lower Bound		
1	98.26949522	60.82266151	66.42436741	87.85541547
2	99.63519843	61.53496507	67.52127043	90.35260988
3	101.0270981	62.26093179	68.65838135	90.60031843
4	102.4456967	63.00082375	69.83717404	89.61912544
5	103.8915063	63.75490805	71.05917638	91.71841492
6	105.365049	64.52345693	72.32597224	92.64193032
7	106.8668566	65.30674785	73.63920358	93.07756025
8	108.3974714	66.10506358	75.00057253	94.99943889
9	109.9574459	66.91869232	76.4118436	97.61356869
10	111.5473433	67.7479278	77.87484601	96.38356926
11	113.1677375	68.59306939	79.39147602	97.72811098
12	114.8192136	69.45442218	80.96369938	101.740765
13	116.5023677	70.33229714	82.59355392	101.3336452
14	118.2178074	71.22701119	84.28315215	102.0284621
15	119.9661522	72.13888733	86.03468405	107.4396844
16	121.748033	73.06825476	87.85041982	109.0681685
17	123.5640933	74.01544899	89.73271293	111.4256459
18	125.4149886	74.98081196	91.68400308	110.2616175
19	127.3013872	75.96469219	93.70681942	110.6930617
20	129.2239699	76.96744486	95.80378382	109.3307776
21	131.183431	77.98943199	97.97761421	113.9385241
22	133.1804778	79.03102251	100.2311282	119.3750405
23	135.2158312	80.09259245	102.5672467	116.3318271
24	137.290226	81.17452505	104.9889975	122.7693629
25	139.4044112	82.27721091	107.4995197	121.2014213
26	141.5591499	83.4010481	110	120.3022893
27	143.7552201	84.54644234	110	125.0239422

Figura 116: Valores de las correlaciones en la zona de transición para la muestra 6.

Temperatura [°C]	Wallin Mediana	Rolfe-Novak	Wallin Lower Bound	BS 7910	Newton-Roberts
27	194.4808185	136.3480522	164.5882579	127.619952	121.1916789
28	196.3123498	137.4219677	166.1382748	127.619952	122.3150911
29	197.9259213	138.3658092	167.5038332	127.619952	123.3046767
30	199.3424667	139.19267	168.7026493	127.619952	124.1733245
31	200.5821855	139.9150004	169.7518179	127.619952	124.9334603
32	201.6641946	140.5444477	170.6675174	127.619952	125.5968361
33	202.6063041	141.0917632	171.4648206	127.619952	126.1743947
34	203.4248942	141.5667602	172.1575897	127.619952	126.6761958
35	204.1348694	141.9783129	172.7584386	127.619952	127.1113898
36	204.7496707	142.3343832	173.2787423	127.619952	127.4882258
37	205.2813286	142.6420669	173.7286819	127.619952	127.8140857
38	205.7405425	142.9076523	174.1173126	127.619952	128.0955331
39	206.1367775	143.1366854	174.4526446	127.619952	128.3383735
40	206.4783684	143.3340377	174.7417314	127.619952	128.5477184
41	206.7726262	143.503973	174.9907606	127.619952	128.7280507
42	207.025943	143.6502124	175.2051414	127.619952	128.8832896
43	207.2438912	143.775995	175.38959	127.619952	129.0168514
44	207.4313176	143.8841344	175.5482082	127.619952	129.1317072
45	207.5924288	143.9770696	175.6845559	127.619952	129.2304356
46	207.7308695	144.0569122	175.8017176	127.619952	129.3152707
47	207.8497929	144.1254871	175.9023619	127.619952	129.388145
48	207.9519231	144.1843701	175.9887943	127.619952	129.4507283
49	208.0396115	144.2349205	176.0630046	127.619952	129.5044615
50	208.1148854	144.2783097	176.1267086	127.619952	129.5505872
51	208.1794915	144.3155464	176.1813844	127.619952	129.5901757
52	208.2349335	144.3474987	176.2283048	127.619952	129.6241486
53	208.2825055	144.3749136	176.2685647	127.619952	129.6532989
54	208.3233202	144.398433	176.303106	127.619952	129.6783085
55	208.3583342	144.4186088	176.3327382	127.619952	129.6997636
56	208.3883695	144.4359151	176.358157	127.619952	129.718168
57	208.4141325	144.4507591	176.37996	127.619952	129.7339544
58	208.4362294	144.4634904	176.3986606	127.619952	129.7474944
59	208.4551811	144.4744093	176.4146993	127.619952	129.7591071
60	208.4714344	144.4837733	176.4284545	127.619952	129.7690664
61	208.4853732	144.4918037	176.4402508	127.619952	129.7776075
62	208.4973267	144.4986902	176.4503669	127.619952	129.7849319
63	208.5075772	144.5045956	176.4590419	127.619952	129.791213
64	208.5163673	144.5096595	176.466481	127.619952	129.7965991
65	208.5239049	144.5140018	176.47286	127.619952	129.8012178
66	208.5303683	144.5177252	176.4783299	127.619952	129.8051782
67	208.5359105	144.520918	176.4830203	127.619952	129.8085742
68	208.5406628	144.5236557	176.4870421	127.619952	129.8114862
69	208.5447377	144.5260031	176.4904907	127.619952	129.8139831
70	208.5482317	144.5280159	176.4934476	127.619952	129.816124
71	208.5512276	144.5297417	176.4959831	127.619952	129.8179598
72	208.5537964	144.5312215	176.498157	127.619952	129.8195338
73	208.555999	144.5324904	176.5000211	127.619952	129.8208834
74	208.5578876	144.5335783	176.5016194	127.619952	129.8220407
75	208.5595069	144.5345111	176.5029898	127.619952	129.8230329
76	208.5608953	144.5353109	176.5041648	127.619952	129.8238837
77	208.5620858	144.5359967	176.5051723	127.619952	129.8246131
78	208.5631065	144.5365847	176.5060361	127.619952	129.8252386
79	208.5639817	144.5370889	176.5067768	127.619952	129.8257748
80	208.5647321	144.5375211	176.5074119	127.619952	129.8262346

Figura 117: Valores de las correlaciones en el upper shelf para la muestra 6.

Referencias

- [1] Direction of Transport. 49 CFR 192–Transportation of natural and other gas by pipeline: minimum federal safety standards, 2020.
- [2] API. Recommended practice for assessment and management of cracking in pipelines. Standard API RP 1176-1:2016, American Petroleum Institute, Washington, DC, 2016.
- [3] API. Fitness-for-Service. Standard API 579-1:2016, American Petroleum Institute, Washington, DC, 2016.
- [4] Ted L Anderson. Fracture mechanics: fundamentals and applications. CRC press, 2017.
- [5] José Luis Arana Bilbao and Javier Jesús González Martínez. Mecánica de fractura. Servicio Editorial de la EHU-UPV, 2002.
- [6] George Rankin Irwin. Onset of fast crack propagation in high strength steel and aluminum alloys. Technical report, Naval Research Lab Washington DC, 1956.
- [7] Donald S Dugdale. Yielding of steel sheets containing slits. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 8(2):100–104, 1960.
- [8] F Mo Burdekin and DEW Stone. The crack opening displacement approach to fracture mechanics in yielding materials. Journal of Strain Analysis, 1(2):145–153, 1966.
- [9] A.A. Wells. Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. In Proceedings of the crack propagation symposium, volume 1, 1961.
- [10] ASTM. Standard test method for measurement of fracture toughness. Standard ASTM E1820-20b, ASTM, West Conshohocken, PA, 2020.
- [11] James R Rice. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. 1968.
- [12] CF Shih and JW Hutchinson. Fully plastic solutions and large scale yielding estimates for plane stress crack problems. 1976.
- [13] JR Rice and GF Rosengren. Plain strain deformation near a tip in a power-law hardening material. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 16(1), 1968.
- [14] JA Begley and JD Landes. The j integral as a fracture criterion. In Fracture toughness: part II. ASTM International, 1972.
- [15] Jürgen Heerens and David T Read. Fracture behavior of a pressure vessel steel in the ductile-to-brittle transition region. 1988.
- [16] Hank Zumbahlen et al. Linear circuit design handbook. Newnes, 2011.
- [17] ASTM. Standard test method for linear-elastic plane-strain fracture toughness of metallic materials. Standard ASTM E399-20, ASTM, West Conshohocken, PA, 2020.
- [18] Stanley Theodore Rolfe and John M Barsom. Fracture and fatigue control in structures: Applications of fracture mechanics. ASTM International, 1999.
- [19] Merkle John G. McCabe, Donald E. and Kim Wallin. An introduction to the development and use of the master curve method. ASTM International, 2005.
- [20] RC McNicol. Correlation of charpy test results for standard and nonstandard size specimens. Welding Research Supplement, pages 385–393, 1965.

- [21] Kim Wallin, Päivi Karjalainen-Roikonen, and Pasi Suikkanen. Sub-sized cvn specimen conversion methodology. *Procedia Structural Integrity*, 2:3735–3742, 2016.
- [22] ASTM. Standard test methods for notched bar impact testing of metallic materials. Standard ASTM E23-18, ASTM, West Conshohocken, PA, 2018.
- [23] ASTM. Standard test methods and definitions for mechanical testing of steel products. Standard ASTM A370-20, ASTM, West Conshohocken, PA, 2020.
- [24] ASTM. Standard test methods for vickers hardness and knoop hardness of metallic materials. Standard ASTM E92-17, ASTM, West Conshohocken, PA, 2017.
- [25] ASTM. Standard test methods for determining the inclusion content of steel. Standard ASTM E45-13, ASTM, West Conshohocken, PA, 2013.
- [26] ASTM. Standard test method for analysis of carbon and low-alloy steel by spark atomic emission spectrometry. Standard ASTM E415-17, ASTM, West Conshohocken, PA, 2017.
- [27] ASTM. Standard test methods for determining average grain size. Standard ASTM E112-13, ASTM, West Conshohocken, PA, 2013.
- [28] ASTM. Standard guide for preparation of metallographic specimens. Standard ASTM E3-11, ASTM, West Conshohocken, PA, 2017.
- [29] ASME. Rules for inservice inspection of nuclear power plant components. Standard ASME Section XI, ASME, New York, NY, 2010.
- [30] ASTM. Standard test method for determination of reference temperature, t_0 , for ferritic steels in the transition range. Standard ASTM E1921:97, ASTM, West Conshohocken, PA, 1997.
- [31] BSI. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. Standard BS 7910:2019, BSI, London, UK, 2019.
- [32] BSI. Fracture mechanics toughness tests. method for determination of fracture resistance curves and initiation values for stable crack extension in metallic materials. Standard BS 7448-4:1997, BSI, London, UK, 1997.
- [33] Line Pipe. Standard, Washington, DC.