Análisis termoelástico computacional de fallas en juntas soldadas de recipientes a presión que almacenan hidrocarburos en el departamento de Santander bajo la norma ASME sección VIII división 1

Fernando Adolfo Camacho Pérez

Kevin Adrián Caballero Pabón

Trabajo de grado para optar al título de Ingeniero Mecánico

Director

Manuel de Jesús Martínez

Ingeniero Mecánico, PH.D

Universidad Industrial de Santander

Facultad de Físico Mecánicas

Ingeniería Mecánica

Bucaramanga

2022

A Dios por guiarme mientras recorría esta etapa de mi vida.

A Cristian Lozano por su confianza y apoyo incondicional.

A mis padres Yolima Pérez y Fernando Camacho por su amor y creer en mí cada momento.

A mi abuela Ofelina Agudelo por sus consejos y haberme forjado como la persona que soy en la actualidad.

A mi hermana Kari Camacho por su guía y compañía.

A mis primas Stefanía Forero y Carolina Fonseca por alentarme a continuar en los momentos que parecían difíciles.

Gracias

Fernando Adolfo Camacho Pérez

A Dios por ayudarme a tener fortaleza y sabiduría para cumplir con esta meta.

A mi madre Yasmith Pabón por todo el apoyo a lo largo de mi vida, por creer en mis capacidades, en mis sueños y por ofrecerme su ayuda en todo momento.

A mis abuelos Gema Malaver y Silverio Malaver por sus palabras de consejo y de enseñanza.

A mi tío Danilo Malaver por su apoyo y confianza.

Gracias

Kevin Adrián Caballero Pabón

Agradecimientos

A la Universidad Industrial de Santander, en especial a los profesores y personal de la escuela de Ingeniería Mecánica por sus valiosas contribuciones durante nuestra formación.

Finalmente, agradecimientos fraternos a todas aquellas personas que colaboraron en la realización de este trabajo.

Tabla de contenido

Introducción **12**

1. Planteamiento del problema **13**

2. Justificación **15**

3. Objetivo del proyecto **17**

3.1 Objetivo general 17

3.2 Objetivos específicos 17

4. Marco teórico **18**

4.1 Recipientes a presión 18

4.1.1 Código ASME para calderas y recipientes a presión (BPVC) *18*

4.1.2 Sección VIII - división 1 del código ASME para calderas y recipientes a presión (BPVC) *19*

4.1.3 (Parte UW) Requerimientos para recipientes fabricados por soldadura *19*

4.1.4 Categorías de uniones soldadas *20*

4.1.5 Tipos de uniones soldadas *20*

4.2. Ciclos térmicos del metal durante la soldadura 21

4.2.1 Zona de afectación térmica *22*

4.3 Discontinuidad 24

4.3.1 Defecto *24*

4.3.2 Fenómenos metalográficos de los aceros que provocan defectos e imperfecciones de soldadura *25*

4.3.3 Grietas *26*

4.4 Proceso general de fatiga 28

4.4.1 Propagación de grietas por fatiga *30*

4.4.2 Ley de Paris *31*

4.4.3 Factores de intensidad de esfuerzos *32*

4.4.4 Tasa de liberación de energía (G) *32*

4.5 Mecánica a la fractura 33

4.5.1 Modos de fractura *34*

5. Datos experimentales 37

5.1 Materiales 37

5.1.1 Acero seleccionado para la junta soldada *38*

5.1.2 Material de soldadura *39*

6. Metodología para la simulación de la junta soldada 41

6.1 Análisis por elementos finitos (MEF o FEM) 41

6.1.1 Modelos basados en elementos finitos *42*

6.2 Pre-procesador 43

6.2.1 Generación de malla *44*

6.2.2 Definición de las condiciones de contorno y las cargas *47*

6.3 Procesador 48

6.4 Post-procesador 49

6.4.1 Factores de intensidad de esfuerzos 49

6.4.2 Análisis térmico 55

7. Conclusiones 61

8. Bibliografía 63

Lista de Tablas

Tabla 1. Propiedades del SA 285 C 39

Tabla 2. Propiedades mecánicas del material E 7018 40

Tabla 3. Parámetros del diseño de la junta soldada 44

Tabla 4. Información de la malla 47

Tabla 5. Análisis estático KI, KII y KIII a 350°C 50

Tabla 6. Análisis estático KI, KII y KIII a 250°C 50

Tabla 7. Análisis estático KI, KII y KIII a 100°C 51

Tabla 8. Análisis de fatiga con ley de Paris KI, KII y KIII a 350°C 51

Tabla 9. Análisis de fatiga con ley de Paris KI, KII y KIII a 250°C 52

Tabla 10. Análisis de fatiga con ley de Paris KI, KII y KIII a 100°C 52

Lista de Figuras

Figura 1. Clasificación recipientes a presión 18

Figura 2. Sección VIII - división 1 del código ASME 19

Figura 3. Localizaciones típicas de uniones soldadas según las categorías A, B, C y D..... 20

Figura 4. Tipos de juntas permitidas..... 21

Figura 5. Zona de Afectación Térmica 23

Figura 6. Imperfecciones de soldadura en juntas a tope 25

Figura 7. Croquis con varios tipos de grieta 28

Figura 8. Curva característica de propagación de grietas 29

Figura 9. Relación entre da/dN Vs ΔK en coordenadas logarítmicas..... 30

Figura 10. Modos de fractura..... 35

Figura 11. Aceros para recipiente a presión según la Norma ASME 37

Figura 12. Sistemas de coordenadas de la grieta presente en la junta soldada 45

Figura 13. Sistemas de coordenadas en la punta de la grieta..... 45

Figura 14. Mallado final del modelo..... 46

Figura 15. Condiciones de contorno y cargas aplicada..... 48

Figura 16. Crecimiento de grieta en análisis de fatiga con ley de París a 350°C..... 53

Figura 17. Crecimiento de grieta en análisis de fatiga con ley de París a 250°C..... 54

Figura 18. Crecimiento de grieta en análisis de fatiga con ley de París a 100°C..... 54

Figura 19. T vs t..... 55

Figura 20. Ciclos térmicos después de realizar la soldadura 56

Resumen

TÍTULO: ANÁLISIS TERMOELÁSTICO COMPUTACIONAL DE FALLAS EN JUNTAS SOLDADAS DE RECIPIENTES A PRESIÓN QUE ALMACENAN HIDROCARBUROS EN EL DEPARTAMENTO DE SANTANDER BAJO LA NORMA ASME SECCIÓN VIII DIVISIÓN 1.[1]

AUTORES:

Fernando Adolfo Camacho Pérez

Kevin Adrián Caballero Pabón. [2]

PALABRAS CLAVES: Recipientes a presión, fallas en juntas soldadas, análisis de elementos finitos, crecimiento de grietas por fatiga, París-Erdogan, zona de afectación térmica, Norma ASME sección VIII DIVISION 1.

DESCRIPCIÓN: Las juntas soldadas son un elemento importante en una estructura, por lo que siempre es necesario conocer sus transformaciones metalográficas y su conducta ante las diferentes fallas a las que se ven sometidas. En este proyecto se realiza un análisis mediante la ley de París-Erdogan, para conocer el impacto de la temperatura sobre la velocidad de crecimiento en grietas por fatiga de juntas soldadas de recipientes a presión. Adicionalmente, se implementa un modelo numérico con ayuda de ANSYS, software basado en el método de elementos finitos, con el fin de llevar a cabo una representación computacional del comportamiento de las grietas.

Los resultados obtenidos permiten establecer el efecto de la temperatura sobre la velocidad de crecimiento en grietas, identificar la energía requerida para que se produzca su propagación y comprender las variaciones que se manifiestan en la zona de afectación térmica (ZAT) de las juntas soldadas, puesto que esta zona se ve directamente alterada por las elevadas temperaturas alcanzadas durante la soldadura.

Esta metodología disminuirá costos asociados a maquinaria empleada para ensayos de fatiga y su mantenimiento, ya que el uso del análisis computacional para el modelado de la mecánica de fractura ha sido aceptado como un buen reemplazo para pruebas piloto y ensayos de laboratorios.

---

[1] Trabajo de grado

[2] Facultad de Ingeniería Físico-Mecánicas. Escuela de Ingeniería Mecánica. Director: Manuel de Jesús Martínez, PhD, Ingeniero Mecánico.

Abstract

TITLE: COMPUTATIONAL THERMOELASTIC ANALYSIS OF FAILURES IN WELDED JOINTS OF PRESSURE VESSELS STORING HYDROCARBONS IN THE SANTANDER DEPARTMENT UNDER THE ASME SECTION VIII DIVISION 1 STANDARD. [3]

AUTHORS:

Fernando Adolfo Camacho Pérez

Kevin Adrián Caballero Pabón.[4]

KEYWORDS: Pressure Vessels, Weld Joint Failures, Finite Element Analysis, growth of fatigue cracks, Paris-Erdogan, thermal affection area, ASME Section VIII DIVISION 1 Standard.

DESCRIPTION: Welded joints are an important element in a structure, so it is always necessary to know their metallographic transformations and their behavior in the face of the different failures to which they are subjected. In this project, an analysis is carried out using the Paris-Erdogan law, to determine the impact of temperature on the growth rate of fatigue cracks in welded joints of pressure vessels. In addition, a numerical model is implemented with the help of ANSYS, software based on the finite element method, in order to carry out a computational representation of the behavior of the cracks.

The results obtained allow us to establish the effect of temperature on the speed of growth in cracks, identify the energy required for their propagation to occur and understand the variations that appear in the heat affected zone (HAZ) of welded joints, since that this area is directly altered by the high temperatures reached during welding.

This methodology will reduce costs associated with machinery used for fatigue testing and its maintenance, since the use of computational analysis for fracture mechanics modeling has been accepted as a good replacement for pilot tests and laboratory tests.

---

[3]Bachelor thesis.

[4]Faculty of Physico-Mechanical Engineering, School of Mechanical Engineering. Advisor: Manuel de Jesús Martínez, PhD, Mechanical Engineer.

Introducción

La fatiga de un material es un proceso de deterioro, que inicia normalmente en áreas donde hay alta concentración de esfuerzos, a causa de valores diferenciales de temperatura, cambios abruptos en la geometría y esfuerzos residuales. En estas áreas posteriormente se combinan las propiedades del material con los efectos de las discontinuidades geométricas y los defectos metalúrgicos. En los recipientes a presión, las juntas soldadas sometidas a cargas cíclicas son muy susceptibles a fallas por fatiga. La evidencia recopilada de estas fallas indica que la mayoría de las grietas por fatiga en juntas soldadas parten de un defecto local en la estructura, ya sea interno o externo, formado debido a discontinuidades que resultan ser un concentrador de esfuerzos. De hecho, la propia geometría en el pie de la soldadura o en la terminación del cordón ya constituye una discontinuidad geométrica que da inicio a grietas por fatiga, que luego se propagan a través de la Zona de Afectación Térmica (ZAT), dependiendo de la geometría de la junta, hasta provocar una eventual fractura. En las juntas soldadas, la ZAT genera un interés particular para ser objeto de estudio, considerando que, por las elevadas temperaturas alcanzadas durante la soldadura, esta zona presenta cambios metalográficos significativos, así como en sus propiedades mecánicas (Atehortua, 2016; Rolfe, 1977).

El propósito de este proyecto es evaluar el efecto de la temperatura, sobre el crecimiento de grietas por fatiga en juntas soldadas de recipientes a presión, integrando herramientas computacionales al estudio, puesto que el uso del análisis computacional presenta resultados confiables y permite evidenciar los fenómenos físico-mecánicos que ocurren en la junta soldada.

1. Planteamiento del problema

Los recipientes a presión son contenedores, de forma variada, diseñados de acero A36 o acero inoxidable, para contener fluidos como líquidos o gases a presiones distintas de la ambiental; se ocupan principalmente en la industria petroquímica o de calderas y pueden resultar equipos altamente peligrosos cuando son mal proyectados, fabricados u operados, tienen largos periodos de explotación sin ser inspeccionados periódicamente, o son inapropiadamente reparados por soldadura.

En los recipientes a presión cada falla tiene una causa y una historia documentada acerca de si misma, como es el caso de las fallas en juntas soldadas, que son fuente de problemas debido a esfuerzos residuales, discontinuidades (macros y micros) y, en algunos casos, desalineación entre piezas soldadas (González De León, Martínez, Pertuz, Álvarez, & Arenas, 2008). Defectos como las discontinuidades pueden producir grietas que crecen a medida que las cargas fluctúan, por las cuales falla el material y finalmente la pieza, como consecuencia de que el área restante no logra soportar el esfuerzo aplicado. Por este motivo, las juntas soldadas suelen ser el punto de ubicación de fallas por fatiga. En estructuras soldadas, como recipientes a presión, las fallas por fatiga ocurren predominantemente en las juntas soldadas, aun cuando estas estructuras han sido diseñadas, construidas e inspeccionadas de acuerdo con los códigos de soldadura correspondientes. Estas fallas pueden llevar a daños que en la industria petrolera aumentan los costos de producción y también pueden provocar lesiones graves e incluso la muerte para las personas cercanas al punto de operación.

Por lo anterior, se hace necesario plantear la siguiente pregunta de investigación ¿Cuál es la velocidad de crecimiento de grietas en juntas soldadas de recipientes a presión, debido al cambio de temperatura?

2. Justificación

Mundialmente se han reportado en las últimas décadas explosiones de recipientes a presión, lo que ha provocado grandes pérdidas materiales y humanas, obligando al hombre a tomar cada vez más medidas rigurosas durante su fabricación y servicio.

Santander es uno de los principales departamentos en la industria petrolera de Colombia, debido a que es el departamento con más hectáreas asignadas a la producción de hidrocarburos, 1.818.924 hectáreas de su territorio, que equivalen a un 59,6 % de la zona, se destinan a esta actividad. La mayoría del crudo se encuentra en Barrancabermeja, Simacota, Cimitarra, Puerto Parra, Betulia y San Vicente de Chucuri. Según exportaciones DANE – DIAN, en lo corrido del año 2021, el petróleo refinado representó el 31,6% de las exportaciones del departamento. Por consiguiente, se opta por modelar y analizar las fallas de los recipientes a presión utilizando el método de elementos finitos mediante el software de ANSYS, con el propósito de mantener un estándar de alta calidad y producción, permitiéndole a la industria petrolera de la región ser más competitiva en el mercado.

El método de elementos finitos (MEF) se utiliza para resolver ecuaciones diferenciales parciales por medio de computadora, cuando la geometría es complicada. Este método se utiliza en las juntas soldadas, para analizar las fallas por grietas y obtener sus respectivas curvas de crecimiento.

El MEF genera una solución numérica aproximada sobre un cuerpo, estructura o dominio, por medio del comportamiento físico del problema se definen ciertas ecuaciones diferenciales en forma débil o integral, dividiéndolo en un número elevado de subdominios, denominados elementos finitos.

Dado que los ensayos de fatiga son costosos por el precio que representa la maquinaria y su mantenimiento, analizar las grietas en juntas soldadas de recipientes a presión por medio del método de elementos finitos resulta ser una alternativa económica, que permite prevenir la propagación de grietas en el recipiente a presión y posibles fracturas en las piezas soldadas.

3. Objetivo del proyecto

3.1 Objetivo general

Modelar y analizar las fallas de fatiga por grietas en juntas soldadas de recipientes a presión utilizando el método de elementos finitos mediante el software de ANSYS.

3.2 Objetivos específicos

- Identificar las fallas de fatiga por grietas que se presentan en juntas soldadas de recipientes a presión, bajo la norma ASME sección VIII división 1, para conocer los tipos de defectos y las causas que los provocan.
- Determinar la velocidad de crecimiento en grietas por fatiga de juntas soldadas de recipientes a presión, mediante la ley de París-Erdogan, con el fin de obtener la energía requerida para que se produzca la propagación de grietas.
- Implementar un modelo numérico con ayuda de ANSYS, Software basado en el método de elementos finitos, para representar computacionalmente la velocidad de crecimiento en grietas por fatiga de juntas soldadas de recipientes a presión.
- Analizar los resultados obtenidos a partir del software ANSYS, para establecer el efecto de la temperatura sobre la velocidad de crecimiento en grietas por fatiga de juntas soldadas de recipientes a presión.

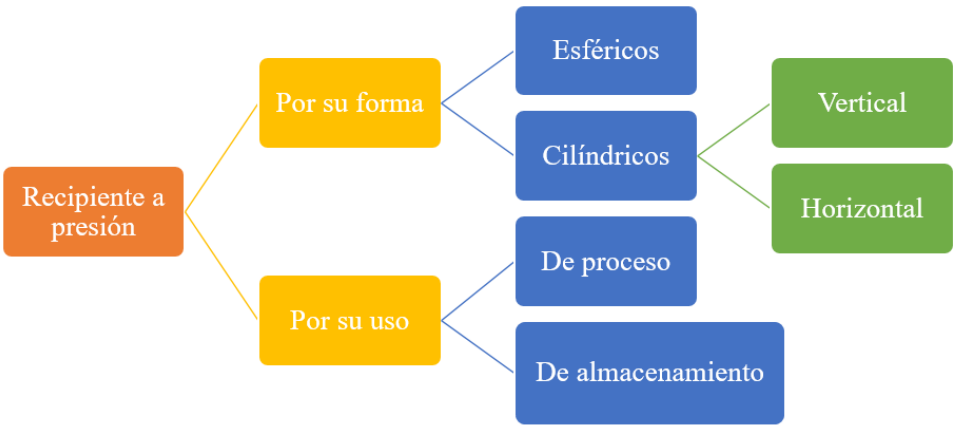
4. Marco teórico

4.1 Recipientes a presión

En 2018, Díaz señaló que un recipiente a presión es un contenedor diseñado y fabricado, para contener líquidos o gases a presiones considerablemente diferentes a la presión ambiental. En la Figura 1 se puede observar la manera en que se clasifican los diferentes tipos de recipientes a presión que existen.

Figura 1.

Clasificación recipientes a presión



4.1.1 Código ASME para calderas y recipientes a presión (BPVC)

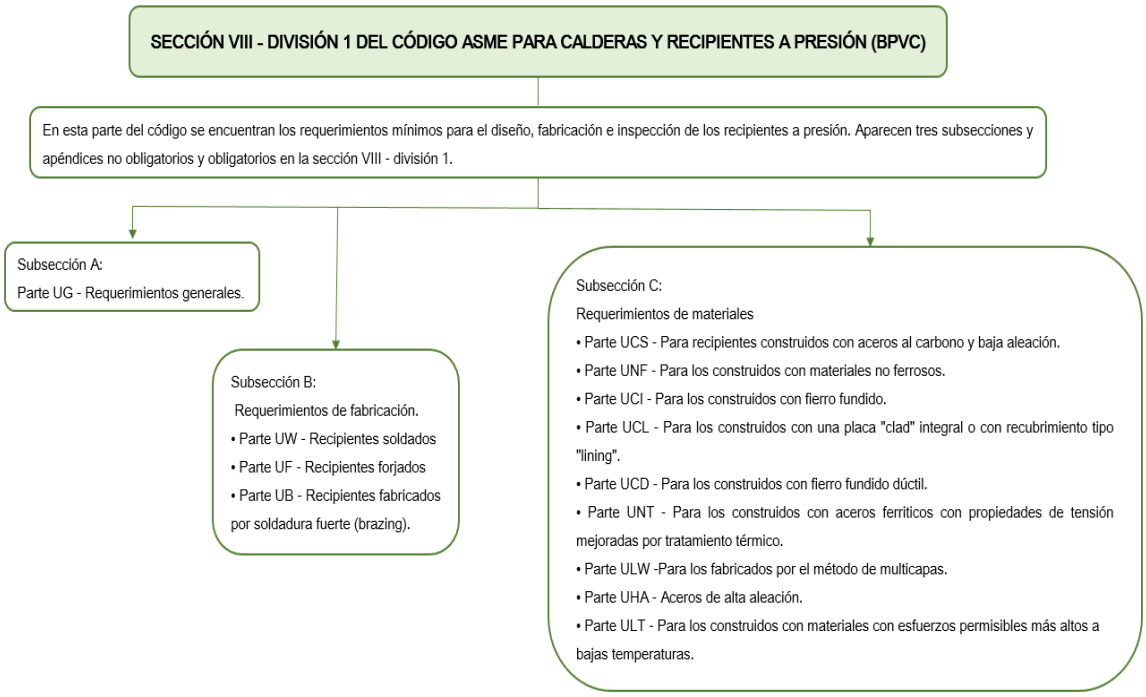
De acuerdo con Balkey et al. (2020) el Código de Calderas y Recipientes a Presión de ASME (BPVC), establece las normas para el diseño, construcción y la inspección de recipientes sujetos a presión.

4.1.2 Sección VIII - división 1 del código ASME para calderas y recipientes a presión (BPVC)

El estudio de Giro et al., (2015) establece que en esta parte del código se encuentran los requerimientos mínimos para el diseño, fabricación e inspección de los recipientes a presión. En la Figura 2 se presenta las tres subsecciones y apéndices no obligatorios y obligatorios en la sección.

Figura 2.

Sección VIII - división 1 del código ASME



4.1.3 (Parte UW) Requerimientos para recipientes fabricados por soldadura

Los recipientes de presión elaborados por soldadura pueden ser manipulados en distintos tipos de servicios, entre los más demandados se pueden mencionar los recipientes que:

- Están sometidos a fuego directo.

- Operan a bajas temperaturas.
- Se usan en calderas de vapor sin fuego directo.
- Contienen sustancias letales.

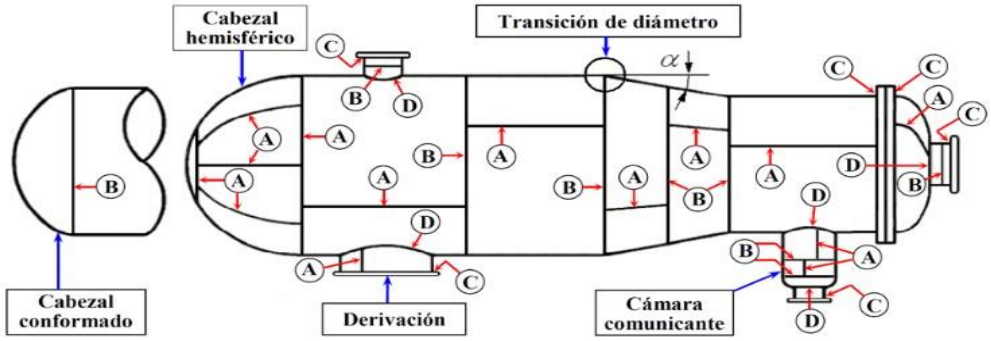
En los recipientes que contienen sustancias letales se deben radiografiar al 100% todas las soldaduras a tope debido a que el código establece condiciones particulares, para servicios especiales (Giro et al., 2015).

4.1.4 Categorías de uniones soldadas

Según Giro et al., (2015), en la parte UW en la sección VIII división 1 del código ASME, se describen todas las categorías para la fabricación de recipientes soldados según su ubicación. La Figura 3 ilustra las localizaciones típicas de uniones soldadas de acuerdo a las categorías A, B, C y D.

Figura 3.

Localizaciones típicas de uniones soldadas según las categorías A, B, C y D

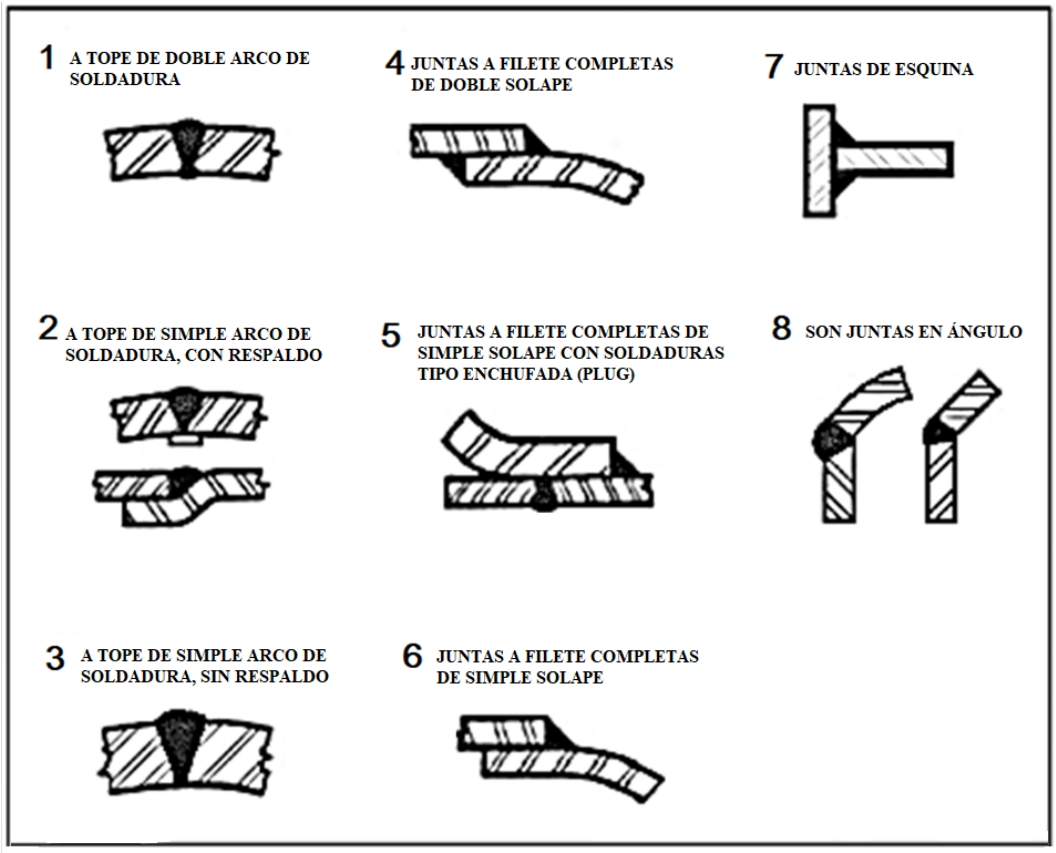


4.1.5 Tipos de uniones soldadas

A continuación, teniendo en cuenta a Giro et al., (2015), en la Figura 4 se mencionan los tipos de uniones soldadas usados en la construcción de recipientes.

Figura 4.

Tipos de juntas permitidas



4.2. Ciclos térmicos del metal durante la soldadura

El calentamiento de la junta soldada se aplica en casi todas las técnicas de soldadura. Por lo general, el ciclo térmico de un metal depende de las propiedades termo físicas del metal, las dimensiones de la unión soldada y las condiciones iniciales y de contorno. Dado que las fuentes de calor de soldadura están concentradas (por regla general, sus dimensiones son mucho más pequeñas que las dimensiones del cuerpo soldado), el calentamiento del metal se caracteriza por una falta de uniformidad significativa tanto en el tiempo como en el espacio. Por ejemplo, en la soldadura por arco de acero, el gradiente de la temperatura máxima cerca de

la soldadura puede alcanzar cientos de grados por milímetro. Por lo tanto, las zonas adyacentes a la junta soldada pueden tener ciclos térmicos del metal significativamente diferentes (Karkhin, 2019).

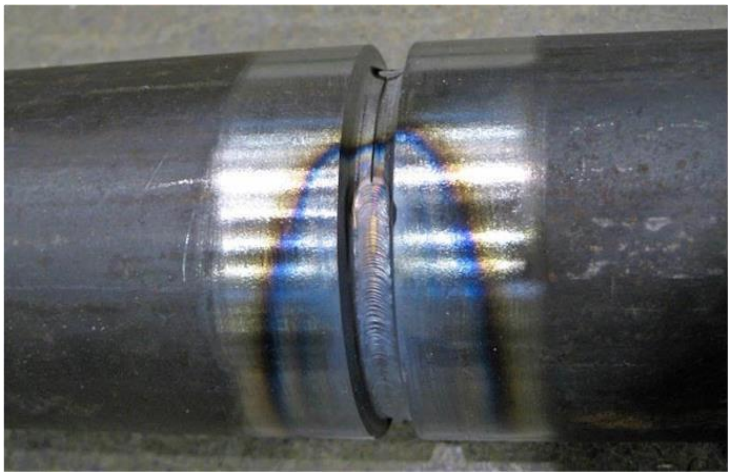
4.2.1 Zona de afectación térmica

La Zona de Afectación Térmica (ZAT), se refiere al área que se ve afectada en una pieza de acero, durante un proceso de soldadura o corte que involucra la aplicación de calor. En el momento que se aplica calor bien sea para cortar o soldar, el calor afecta un área específica del material más allá de la sección cortada o soldada. Todas las propiedades mecánicas de esta área cambiarán. Se llama ZAT, a la parte del acero ubicada entre la zona de fusión y el límite del metal base que fue modificado térmicamente. Por lo general, la zona adjunta al área de corte o soldadura, mostrará un cambio en el color del acero, a menudo esta zona es más clara y brillante, pero es importante recordar que generalmente la ZAT superará el área del cambio de color (Agofer, 2021).

Por otro lado, Agofer (2021) también manifiesta que los cambios en la ZAT no significan simplemente colores más brillantes o tonos más azules, es decir, no es solo un problema de acabado o presentación de un trabajo, sino que también en ocasiones produce problemas mecánicos y de resistencia a la corrosión. La Figura 5 muestra la zona de afectación térmica que se manifiesta después del proceso de soldadura.

Figura 5.

Zona de Afectación Térmica



Nota. Las distintas temperaturas a las que se ve sometido el material implican diferentes cambios de color desde la zona de corte o soldadura (que reciben más calor) en dirección a las zonas más alejadas.

El cambio de color se debe a la oxidación de la superficie y representa aproximadamente la temperatura alcanzada en dicha sección. Aunque no se genere ningún tipo de halos o así no se presenten mayores cambios de coloración, la ZAT siempre va a presentar transformaciones en las propiedades mecánicas. El tamaño de la ZAT depende de la cantidad de calor que se transfiere en la parte intervenida.

El "coeficiente de difusividad térmica" se utiliza para calcular la transferencia de calor de cada material, que viene dada por la densidad del material, la conductividad térmica y el calor específico que haya sido aplicado. El calor se propaga más rápidamente entre más alta sea la difusividad térmica. Del mismo modo, una alta difusividad significa un enfriamiento más rápido y, por lo tanto, una ZAT menor. Por el contrario, coeficientes de difusión térmica más

bajos significan que el calor no se puede disipar de manera eficientemente y por consiguiente la zona afectada será más grande. Agofer (2021) también manifiesta

Desde la perspectiva del proceso aplicado sobre una pieza, el tamaño o expansión de la ZAT dependerá de tres factores: las características de la zona afectada, la cantidad de calor aplicada y la duración de la exposición. Se generarán zonas más extensas de afectación térmica, si se aplican durante un tiempo más prolongado mayores cantidades de energía. Esto se traduce en que, sin importar las características de las piezas a tratar o los aceros, diferentes tipos de proceso generarán efectos diferentes.

4.3 Discontinuidad

De acuerdo con Ortiz (2014), todos los metales presentan discontinuidades. Cualquier alteración que se presente en las propiedades normales de un metal, es una discontinuidad. Es posible clasificar todas las discontinuidades dependiendo su efecto sobre las propiedades de los metales. De esto podemos concluir: “La falta de homogeneidad en la composición mecánica, química, metalúrgica, la variación de la estructura típica de una soldadura, y los cambios en las características físicas del material base o de aporte, se definen como una discontinuidad”. El Código ASME identifica como tensiones secundarias, a las tensiones por discontinuidades que se presentan en los recipientes a presión con un eje de simetría (Fernández, 2008).

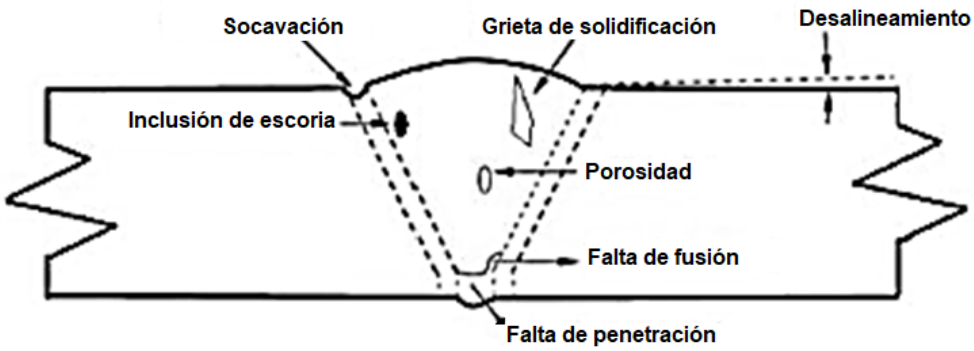
4.3.1 Defecto

Un defecto es una discontinuidad cuya forma, orientación, tamaño, ubicación o propiedades son inadmisibles para alguna norma específica. Las discontinuidades pasan a ser llamadas defectos, cuando afectan a la soldadura en sus propiedades y producen falla en

servicio (Ortiz, 2014). En la Figura 6 se describen varias imperfecciones de una junta soldada a tope (Maddox, 1994, como se citó en Araque y Arzola, 2013).

Figura 6.

Imperfecciones de soldadura en juntas a tope



Nota: En el pie de soldadura todas las juntas soldadas contienen pequeñas inclusiones de escoria (Nordmark, 1987, como se citó en Araque y Arzola, 2013).

4.3.2 Fenómenos metalográficos de los aceros que provocan defectos e imperfecciones de soldadura

El autor Ortiz (2014) plantea, además que, junto al área soldada, queda una región de material base afectada térmicamente que no llega a fundirse, pero que se calienta a una temperatura muy alta durante la operación de soldadura y luego se enfría rápidamente. Esta zona es muy estrecha, aunque la temperatura en ella sube desde la temperatura ambiente hasta la temperatura de soldadura (1500ºC para el acero).

Desde la soldadura hasta la estructura del metal original, surgen las siguientes zonas:

- Zona de grano grueso, austenización y crecimiento de grano.

- Zona de grano fino, completamente austenitizada y recristalizada.

- Zona de transición, transformación parcial, austenitización incompleta.

- La zona afectada térmicamente o zona de influencia, donde se produce el crecimiento del grano y la recristalización, está en la frontera con el metal de base sin afectar.

Estas zonas no se encuentran muy bien delimitadas, se forman debido a un gradiente de temperatura continuo, por lo que su estructura intenta ser más similar a la zona original a medida que se aleja del punto de soldadura.

4.3.3 Grietas

Cuando las tensiones localizadas superan la resistencia última del material, Ortiz (2014) señala que aparecerán grietas en el metal de aporte y el material base. Las grietas se consideran defectos, independientemente de su longitud, por lo que deben eliminarse una vez detectadas. Se pueden dividir en:

a) Grietas en caliente: Son las que ocurren a elevadas temperaturas, por lo general se manifiestan en el proceso de solidificación y su forma de propagación es intergranular (entre granos).

b) Grietas en frio: Son aquellas que se producen después de que el metal de soldadura se ha enfriado a temperatura ambiente, suelen estar relacionadas con la fragilización por hidrógeno y se propagan entre granos y a través de granos (inter y transgranular).

4.3.3.1 Clasificación de grietas según su forma

a) Grietas longitudinales: son paralelas al eje de soldadura. En la soldadura por arco sumergido suelen estar relacionadas con la alta velocidad y en ocasiones con problemas de porosidad, que no aparecen en la superficie.

b) Grietas transversales: Suelen ser causadas por esfuerzos debido a contracciones longitudinales que actúan sobre metales de soldadura de baja ductilidad.

c) Cráteres: Esto ocurre cuando el arco es finalizado incorrectamente. Suelen tener forma de estrella. Son poco profundos, se forman en caliente y suelen conformar redes en forma de estrella. La solución es rellenar el cráter, retroceder si es inevitable y luego retirar poco a poco los electrodos.

d) De garganta: Son grietas longitudinales situadas en la cara de la soldadura. Por lo general, pero no siempre, son grietas en caliente.

e) De borde: generalmente son grietas en frío. Comienzan y se extienden desde el borde de la soldadura, donde se acumulan los esfuerzos de contracción. Comienzan perpendiculares a la superficie del metal base. Estas grietas suelen ser el resultado de la contracción térmica que actúa sobre la zona afectada por el calor ZAT.

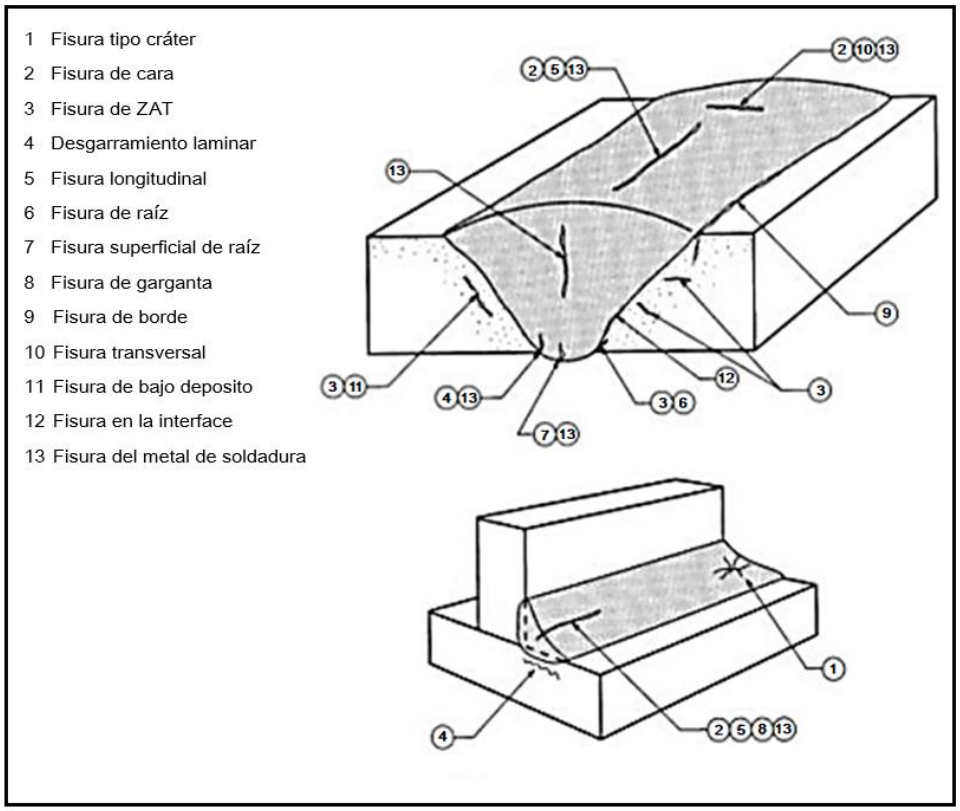
f) De raíz: son longitudinales, ubicadas en la raíz de la soldadura o en la superficie. Pueden ser grietas en frío o en caliente.

g) Grietas bajo el cordón y grietas en la ZAT: generalmente son grietas en frío formadas en la ZAT del metal base. Suelen ser cortas, pero se pueden unir para formar grietas continuas.

En la Figura 7 se ilustran los diferentes tipos de grieta que se presentan.

Figura 7.

Croquis con varios tipos de grieta



4.4 Proceso general de fatiga

Teniendo en cuenta a Arana y Gonzáles (2002) la fatiga se puede definir como una disminución en la resistencia mecánica de los materiales, cuando se exponen a esfuerzos cíclicos que contribuyen el crecimiento constante de una grieta. En el proceso general de fatiga se pueden distinguir tres fases sucesivas hasta la rotura del componente. Estas etapas son:

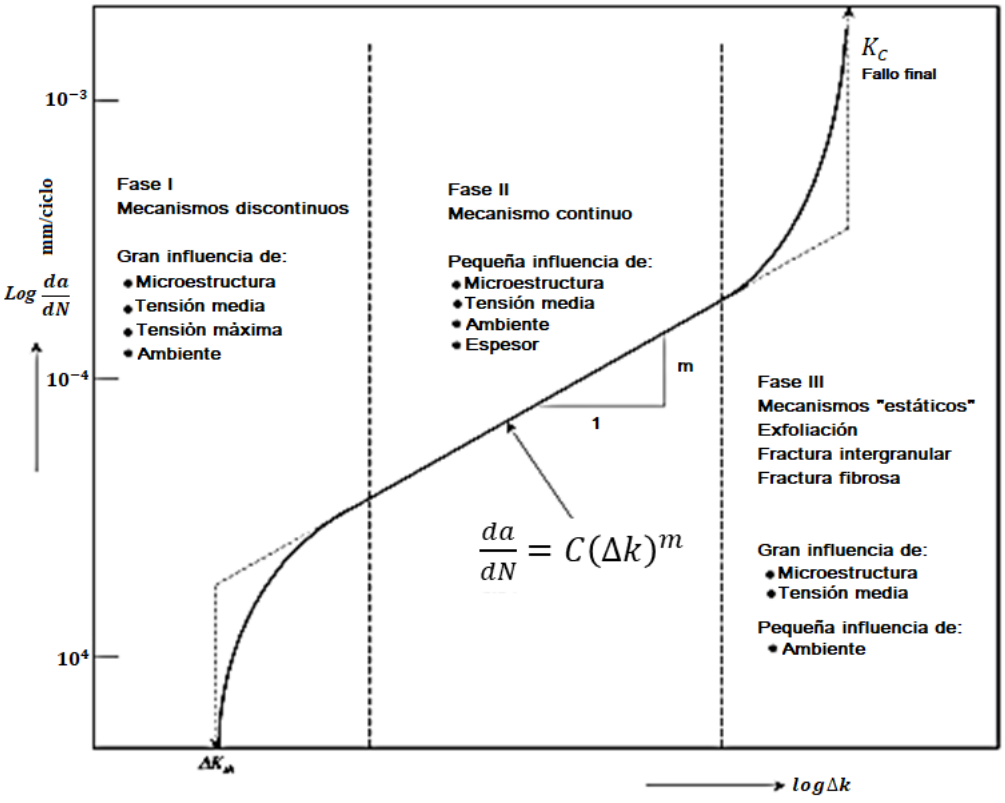
Etapa I: Periodo de nucleación y el inicio del agrietamiento en zonas donde la concentración de esfuerzos provoca deformaciones plásticas cíclicas, N_i (medido en número de ciclos). En esta etapa es muy difícil la propagación de la grieta, ya que deben atravesar los bordes de grano.

Etapa 2: Propagación inicial de la grieta por medio de la zona plástica en que se creó, $(N_p)_p$. El crecimiento de la grieta se presenta en esta etapa, por lo tanto, se puede emplear la conocida Ley de Paris, que es el objetivo de estudio en esta investigación.

Etapa 3: En esta etapa, el tamaño de la grieta se vuelve crítico y su propagación se vuelve severa, provocando la fractura de la pieza. El número de ciclos invertidos en esta etapa es tan bajo, que no importa para el comportamiento de fatiga en la pieza $(N_p)_e$. En la Figura 8 se muestran las tres etapas de crecimiento de grieta por fatiga.

Figura 8.

Curva característica de propagación de grietas



Nota: La etapa II presenta mayor importancia para el diseñador y mejores condiciones, dado que arroja resultados altamente aproximados (Andrade, Mosquera, & Vanegas, 2015). En las juntas soldadas, puede asumirse la vida total como dominada por la etapa de propagación (Murthy, 1994, cono se citó en Araque y Arzola, 2013).

El estudio de Arana y Gonzáles (2002) también menciona que la suma de estas tres etapas es igual a la vida total de una pieza sometida a fatiga.

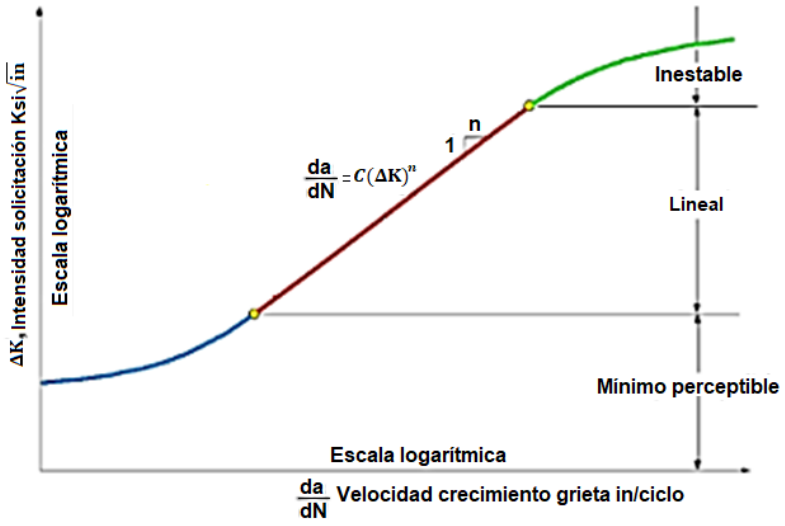
$$N_f = N_i + (N_p)_p + (N_p)_e$$

4.4.1 Propagación de grietas por fatiga

Considerando lo expuesto por Fernández (2008), se afirma que la propagación sólo depende del número de ciclos de la tensión correspondiente y se determina por medio de una curva definida experimentalmente, como la de la Figura 9, que se define experimentalmente.

Figura 9.

Relación entre da/dN Vs ΔK en coordenadas logarítmicas



Nota: En la Sección XI del Código ASME se encuentran curvas para los distintos aceros de recipientes a presión.

4.4.2 Ley de Paris

El estudio de González (2015) señala que esta ley es aplicable en la etapa II del proceso general de fatiga. Asimismo, afirma que Paris y Erdogan en 1960, impusieron lo siguiente:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta k)^m$$

Donde:

a: tamaño de la fisura

N: número de ciclos

C y m: Son constantes experimentales que dependen del material, y en menor medida de la relación de tensión, del medio ambiente cuando éste no es muy agresivo, de la temperatura y finalmente de la frecuencia de aplicación de tensión.

ΔK: Representa la amplitud sobre el factor de intensidad de tensiones y se calcula de la siguiente manera:

$$\Delta k_{eq} = K_{max} - K_{min}$$

Siendo K_{max} y K_{min}, los valores máximos y mínimos del factor de intensidad de tensiones durante un determinado ciclo de tensión y los cuales dependen tanto de la geometría de la placa, así como la longitud de la grieta de la siguiente forma:

$$K = \beta\sigma\sqrt{\pi a}$$

González (2015) también da a conocer que el fallo final de un componente, en el que una grieta crece por fatiga, sucede cuando el valor K_{max} es igual al valor crítico K_C. Cuando en la fase III K_{max} está cerca de K_C, la grieta se propaga más rápido que en la etapa II.

4.4.3 Factores de intensidad de esfuerzos

El factor de intensidad de esfuerzo es una función del tamaño y la forma de la grieta, la geometría, y el tipo de carga (Palacios, García, Gómez, & Guzmán, 2013). El uso de factores de concentración de esfuerzo elástico proporciona una indicación de la carga promedio requerida para que una pieza se deforme plásticamente o ceda; estos factores también son útiles cuando se analizan cargas en piezas que podrían provocar una fractura por fatiga. Sin embargo, los factores de concentración de esfuerzo se limitan a estructuras en las que se conocen con precisión todas las dimensiones, especialmente los radios de curvatura en áreas de alta concentración de tensiones (Resendiz, 2018).

4.4.4 Tasa de liberación de energía (G)

Ávila (2005) expresa que usualmente se denomina tasa de liberación de energía (G), a la energía disponible para la extensión de grieta.

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

La energía requerida (dW/da), conocida también como la tasa crítica de liberación de energía (G_{IC}), es una propiedad del material considerada constante en comportamiento elástico. Se le denomina también fuerza resistente al agrietamiento (R), puesto que tiene dimensiones de fuerza por unidad de extensión de grieta, en la forma como está expresada.

$$\frac{dW}{da} = R = G_{IC} = \frac{\pi \sigma_C{}^2 a}{E} \quad \text{Ó} \quad \sigma_C = \sqrt{\frac{G_{IC} E}{\pi a}}$$

El criterio de fractura es el siguiente:

- Si G < GIC entonces, 0 = da no hay extensión de grieta (estable).
- Si G = GIC entonces, 0 ≥ da posible extensión cuasi-estática de grieta.
- Si G > GIC entones, 0 > da crecimiento dinámico de grieta (inestable).

4.5 Mecánica a la fractura

En el 2005, Ávila plantea que la mecánica de fractura, especialmente la mecánica de fractura elástica lineal (“Linear Elastic Fracture Mechanics”, LEFM) es una ciencia que estudia la distribución de esfuerzos y deformaciones en un material agrietado o con discontinuidades que es sometido a ciertas tensiones externas, así como los procesos y mecanismos de propagación de grietas en sólidos. Esta ciencia surge principalmente con los trabajos de Griffith (1921, 1924) que hacen referencia a los criterios de propagación de grietas en sólidos, considerando los conceptos de transformación de la energía elástica en energía de superficie, por lo cual se conoce como una formulación energética de la mecánica de fractura. La fórmula

energética de la mecánica de fractura implica comparar la energía necesaria para que se produzca una grieta en una estructura con la energía disponible para su propagación. La energía necesaria para el agrietamiento se denomina energía de agrietamiento o tasa crítica de liberación de energía (G_{IC}) y la energía disponible para el avance de grieta por unidad de área se denomina tasa de liberación de energía (G).

El factor de intensidad de tensiones (K) es de gran aplicación en la mecánica de fractura, este se encuentra relacionado con el parámetro G, a través de las propiedades elásticas del material. Se conoce como factor de tenacidad a la fractura K_{IC} o intensidad de tensiones crítico, a la condición de inicio de grieta, donde se considera que K adquiere un valor crítico.

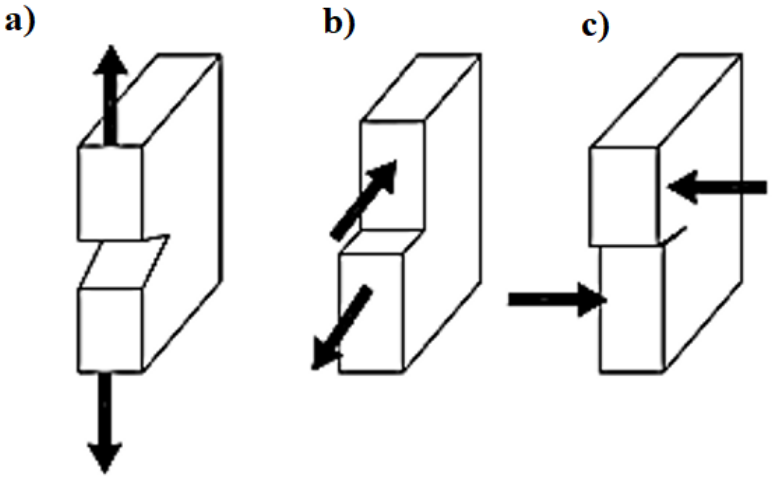
El efecto de tamaño (Bazant, 1984) permite conocer si el comportamiento de un determinado material se ajusta o no a los criterios establecidos por la LEFM o si es necesario hacer correcciones por efecto de tamaño a los parámetros G_{IC} y K_{IC}, de tal manera que se puedan considerar verdaderas constantes del material, independientemente de su tamaño (Ávila, 2005).

4.5.1 Modos de fractura

Según expresa (Broek, 1986, como se citó en Ávila, 2005) cuando una grieta en un sólido es sometida a tensión, esta puede fracturarse en tres modos diferentes. En Figura 10 se ilustran los modos de fractura.

Figura 10.

Modos de fractura



Nota. a) modo I o de apertura b) modo II o modo deslizante c) modo III o modo de rotura transversal

a) Modo I o modo de apertura, donde la grieta se abre por las tensiones normales aplicadas al plano de fractura.

b) Modo II o modo deslizante, en el que se producen desplazamientos longitudinales de las superficies en el plano de fractura, debido a la aplicación de un esfuerzo cortante en dicho plano.

c) El modo III o modo de rotura transversal, corresponde al desplazamiento de la superficie de la fractura en la dirección opuesta, que se debe a la aplicación de un esfuerzo cortante en un plano distinto de la superficie de la fractura.

La investigación de Ávila (2005) deduce que, al combinar los tres modos de agrietamiento anteriores, se crea una situación más compleja, sin embargo, diversos casos

prácticos, pueden ser clasificados generalmente en el Modo I, como pasa con las fracturas en suelos por fenómenos de contracción.

5. Datos experimentales

5.1 Materiales

Tomando como base el estudio presentado por Díaz (2018), en la Figura 11 se muestra la composición química y las propiedades mecánicas de los diferentes tipos de aceros que se pueden usar, para la fabricación de recipientes a presión según la norma ASME sección II.

Figura 11.

Aceros para recipiente a presión según la Norma ASME

Especificación	Descripción y uso final
ASTM/ASME SA 285 C	Recipientes estacionarios de resistencia baja e intermedia.
ASTM/ASME SA 455	Recipientes estacionarios de alta resistencia.
ASTM/ASME SA 516 60 y 70	Recipientes de media resistencia para servicio de media y baja temperatura.
NMX B-475	Recipientes a presión (esferas).
ASTM/ASME SA 612	Recipientes para carros tanque de Ferrocarril.
AAR TC-128-B	

Composición química y propiedades mecánicas

Especificación	Composición química % en peso (máximo)						Límite elástico mín. KSI	Última tensión mín. KSI	% de elong. mín. en 8"	Rango de dimensión
	C	Mn	P	S	Si	Cb				
ASTM/ASME SA 285 C	0.28	0.90	0.035	0.035	-	-	30	55-75	23	1
ASTM/ASME SA 455										
Espesor ≤ 0.375"	0.33	0.85-1.20	0.035	0.035	0.10	-	38	75-95	15	2
Espesor > 0.375"- ≤ 0.580"	0.33	0.85-1.20	0.035	0.035	0.10	-	37	73-93	15	2
Espesor > 0.580"- ≤ 0.750"	0.33	0.85-1.20	0.035	0.035	0.10	-	35	70-90	15	2
ASTM/ASME SA 516 60										
Espesor ≤ 0.500"	0.21	0.60-0.90	0.035	0.035	0.15-0.40	-	32	60-80	21	2
Espesor > 0.500" hasta 2"	0.23	0.85-1.20	0.035	0.035	0.15-0.40	-	32	60-80	21	2
ASTM/ASME SA 516 70										
Espesor ≤ 0.500"	0.27	0.85-1.20	0.035	0.035	0.15-0.40	-	38	70-90	17	2
Espesor > 0.500" hasta 2"	0.28	0.85-1.20	0.035	0.035	0.15-0.40	-	38	70-90	17	2
NMX B-475 (1)										
Espesor > 0.1875"- ≤ 1.375"	0.22	1.0-1.60	0.035	0.030	0.50	0.020-0.05	55	77-91	17	3
Espesor > 1.375"- ≤ 2.0"	0.22	1.0-1.60	0.035	0.030	0.50	0.020-0.05	53	73-87	17	3
ASTM/ASME SA 612										
Espesor ≤ 0.500"	0.25	1.0-1.50	0.035	0.025	0.15-0.50	-	50	83-105	16	2
Espesor > 0.500"- ≤ 1.0"	0.25	1.0-1.50	0.035	0.025	0.15-0.50	-	50	81-101	16	2
AAR TC-128-B	0.24	1.0-1.65	0.025	0.015	0.15-0.40	0.050	50	81-101	16	2

(1): Para estos grados de acero por sus requerimientos especiales, siempre se deberá solicitar una factibilidad de producción.

El estudio de Díaz (2018) también menciona que, entre los materiales más utilizados para la elaboración de recipientes a presión, se encuentran el acero al carbono SA 285 C, SA 516 70, y SA 515 70. Además, expresa que para las partes donde hay mayor presión, como los soportes, se usan SA-36 O SA-285, teniendo en cuenta los siguientes requerimientos:

- La temperatura de los materiales no debe exceder el siguiente rango 29°C (20°F) y 343°C (650°F).
- El espesor de la placa no debe superar 1.6 cm (5/8¨).
- La fabricación del acero al carbono debe ser por horno eléctrico.
- Los recipientes no deben contener sustancias letales.

Para altas temperaturas el acero más utilizado es el SA 515 70, el cual es más costoso que los otros aceros.

5.1.1 Acero seleccionado para la junta soldada

El material escogido fue el acero SA 285 C. Se consideró la elasticidad, ductilidad, fragilidad, tenacidad, dureza, y las propiedades térmicas de este acero, ya que son parámetros importantes al momento de definir los metales a soldar (Horwitz, 2008, como se citó en Ríos, 2015). De igual forma, se tuvo en cuenta la resistencia mecánica del SA-285 C, pues el esfuerzo al que se ve sometida la junta durante la soldadura, ocasiona que la resistencia en esta área disminuya y se pueda generar un fallo por fatiga. En la Tabla 1 se encuentran las propiedades mecánicas del SA 285.

Tabla 1.

Propiedades del SA 285 C

Especificación	Acero SA – 285 grado C
Modulo elástico	200 [Gpa]
Coeficiente de Poisson	0,3
Limite elástico	205 [Mpa]
Esfuerzo de fluencia	250 [Mpa]
Esfuerzo último	460 [Mpa]
KIC (*Kmáximo*)	2434 [MPamm$^{0.5}$]
Coeficiente m ley de Paris (units: mm, tonnes,s)	6,31E-9
Coeficiente C ley de Paris	2,98

5.1.2 Material de soldadura

El material seleccionado para la soldadura fue el E 7018, en vista de que es un electrodo básico para las uniones que requieren elevada resistencia mecánica y tenacidad. Además, es recomendado para trabajos de soldadura que tienen que ver con aceros para recipientes a presión, aceros estructurales, aceros de grano fino, de construcción, calderas y tubería (UTP Maintenance, 2015). La Tabla 2 registra las propiedades mecánicas del material E 7018.

Tabla 2.

Propiedades mecánicas del material E 7018

Especificación	Parámetro E 7018
Tenacidad de charpy	>27
Coeficiente de Poisson	0,2
Limite elástico	400 [Mpa]
Resistencia a la atracción	490 [MPa]
Alargamiento	>22

6. Metodología para la simulación de la junta soldada

Teniendo en cuenta la heterogeneidad y la forma geométrica compleja de una estructura soldada, la dependencia de la temperatura en las propiedades del material, las condiciones de contorno complejas no lineal, la distribución de la fuente de soldadura en el espacio y el tiempo, y otros factores, en este proyecto se evaluó con ayuda del software Ansys, el comportamiento de una grieta presente en una junta soldada, sometida a tres cordones de soldadura diferentes.

6.1 Análisis por elementos finitos (MEF o FEM)

De todos los métodos numéricos en la práctica de la soldadura, se desarrolló el método de elementos finitos porque es una técnica muy potente al momento de evaluar los flujos caloríficos y las temperaturas, las tensiones estructurales y las deformaciones, así como las correspondientes respuestas dinámicas de las juntas soldadas (Karkhin, 2019). La investigación de Borreguero (2021) argumenta que el MEF permite resolver ecuaciones diferenciales de un problema físico con geometría complicada y generar una solución numérica aproximada. Asimismo, propone que para el cálculo se lleven a cabo tres pasos: pre-procesador, procesador, post-procesador.

- PRE-PROCESADOR: Donde se crea un modelo por medio de ANSYS para realizar los cálculos.

  ✓Se define el tipo de elemento y se hace la selección del material de la pieza.

  ✓Se establece la geometría de la pieza.

  ✓Al modelo se le aplica el material.

- ✓Se elabora el mallado del modelo.

- ✓Se agregan condiciones de contorno.

- PROCESADOR: Parte en la que se generan las soluciones por el método de elementos finitos.

- ✓Se elige el tipo de cálculo a realizar.

- ✓Parámetros para el cálculo que se va a utilizar.

- ✓Resolución del cálculo.

- POST-PROCESADOR: En donde se hace un estudio de las diferentes gráficas y valores que arroja el programa.

6.1.1 Modelos basados en elementos finitos

Andrade, Mosquera, y Vanegas (2015) señalan que el MEF se puede abordar desde cuatro modelos diferentes.

- ✓ Método local o directo

- ✓ Método energético o indirecto: la integral de contorno J

- ✓ Método de elementos finitos extendido (XFEM)

- ✓ Análisis FEM y XFEM en 3D

En este proyecto se implementó el método local, ya que mediante la correcta representación de los campos singulares de deformaciones en la proximidad del extremo o frente de grieta, es posible obtener una estimación directa de K.

6.2 Pre-procesador

En esta sección se realizó el modelo. Para empezar, se definió que se iba a trabajar con una junta soldada a tope, en la categoría c de uniones soldadas de recipientes a presión. La geometría de la junta soldada se desarrolló en SolidWorks, tomando como referencia las dimensiones de las placas encontradas en la investigación desarrollada por Ríos (2015). La pieza elaborada se importó al software Ansys, donde fueron establecidas las propiedades del material, las temperaturas de soldadura correspondientes a cada uno de los casos a analizar y el tipo de mallado a utilizar, con el fin de analizar los esfuerzos que experimentaba la junta soldada durante tres cordones de soldadura diferentes. En la Tabla 3 se muestran los parámetros que se tuvieron en cuenta para el diseño de la junta soldada.

Tabla 3.

Parámetros del diseño de la junta soldada

Especificación	Parámetro
Presión del diseño	100 Kpa
Temperatura del diseño	250 °C
Tolerancia a la corrosión	ninguna
Selecciona el tipo de junta	Soldadura al tope
Modo de grieta	Modo 1
Unión	Angulo 60°, 2.98 mm alto, 3,43 mm ancho, 152,40 mm Profundidad
Material de las placas	SA 285 C
Longitud de la grieta (a)	2,5 mm
Ubicación de grieta	A 0,38 mm del cordón de soldadura y en un extremo de la placa
Dimensiones de las placas	50,08 mm ancho, 152,40 mm profundidad, 2,98 mm alto.

6.2.1 Generación de malla

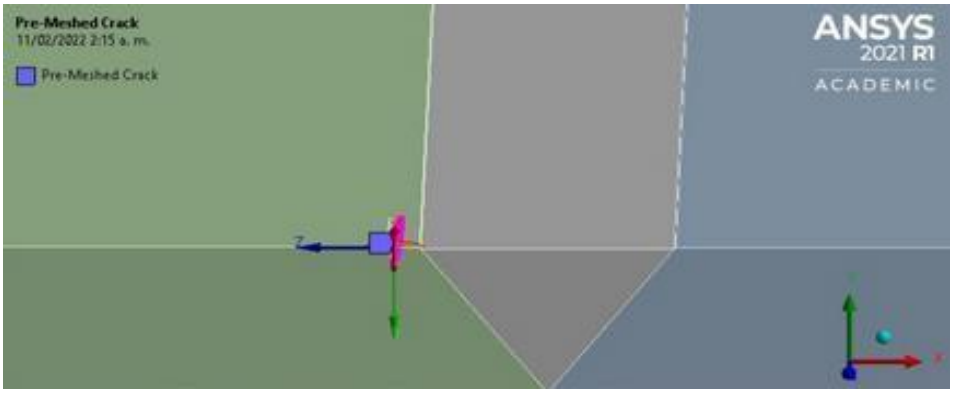
La investigación de Díaz (2016) describe que el mallado es una parte crucial en el método de elementos finitos, dado que influye en la convergencia, la precisión, y la velocidad de la simulación. La malla del modelo se realizó con las herramientas presentes en el módulo de mallado del software ANSYS.

En primer lugar, se estableció que se iba a trabajar con un mallado tetraedro. Seguidamente, se definió una grieta a 0,38mm del cordón de soldadura y en un extremo de la placa, en vista de que Almaguer (2012) señaló que es posible considerar que los puntos críticos a partir de los cuales las grietas de fatiga comienzan a crecer en uniones soldadas, generalmente

se encuentran en la raíz o pie de la soldadura, y son puntos conocidos como "puntos calientes". Posterior a eso, se consideraron dos sistemas de coordenadas, uno para la grieta longitudinal de 2.5 mm y después otro para la punta de esta fisura. En la Figura 12 y la Figura 13 se puede ver la posición de los dos sistemas de coordenadas.

Figura 12.

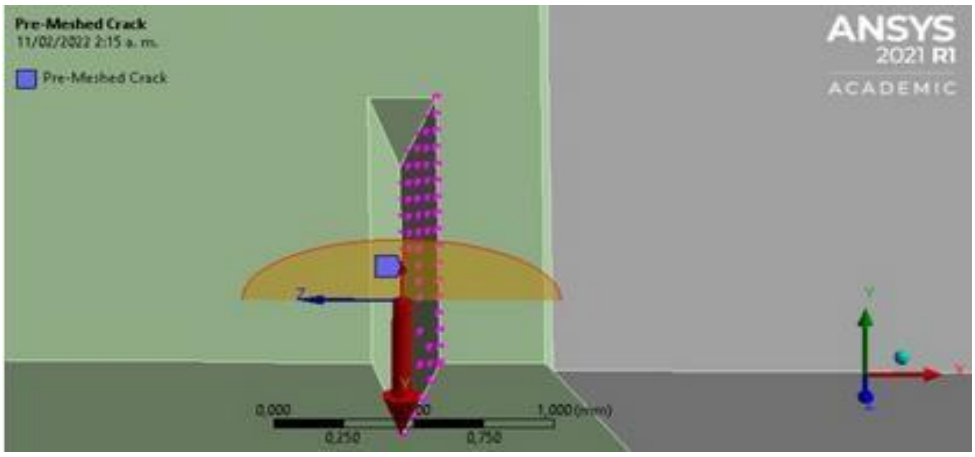
Sistemas de coordenadas de la grieta presente en la junta soldada



Nota: Los puntos rosados son los nodos que delimitan la grieta.

Figura 13.

Sistemas de coordenadas en la punta de la grieta

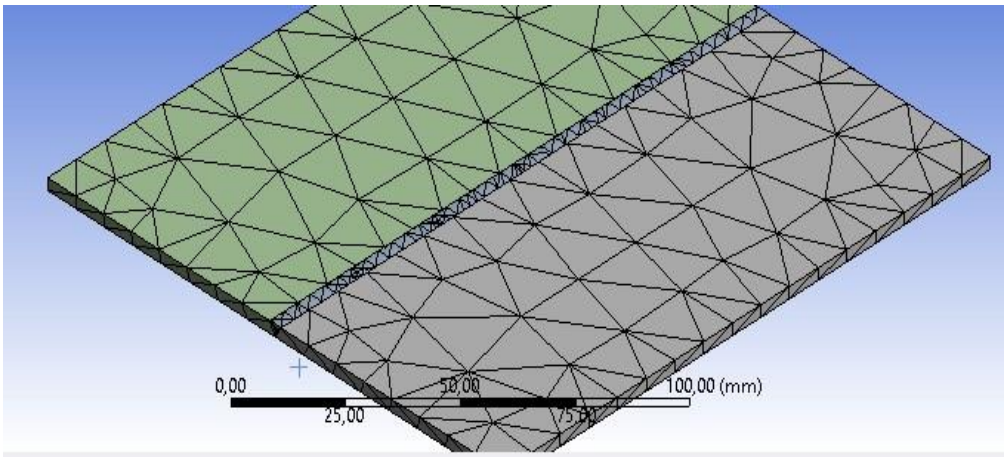


Nota: El eje (y) indica la dirección de apertura de la grieta y el eje (x) la dirección de propagación de la misma.

Cuando se realiza el análisis de fractura de una grieta, la malla debe ser muy fina, pues de la densidad de la malla depende la exactitud del análisis por elementos finitos (Fernández, 2008). Sin embargo, discontinuidades como grietas, considerando el MEF, demandan alteraciones en las mallas (Araujo, 2016). Por esta razón, fue necesario especificar nombres para crear puntos nodales en Pre Meshed crack y luego asignarlos tanto al frente como en la cara superior e inferior de la grieta, con el fin de hacer más denso el mallado en esa zona. Por otra parte, para modelar el frente de la grieta y su proceso de crecimiento, se seleccionó el crecimiento de grietas SMART, dado que la formulación tradicional de un problema de grieta con MEF requiere mallar la geometría cada vez que la grieta se propague (Andrade, Mosquera, & Vanegas, 2015). La función SMART solo sirve si se utiliza un mallado tetraedro. En la Figura 14 se observa el resultado final de la malla.

Figura 14.

Mallado final del modelo



En la Tabla 4 se registran los parámetros establecidos para la malla, así como los valores arrojados por Ansys después de ejecutar el modelado de la pieza.

Tabla 4.

Información de la malla

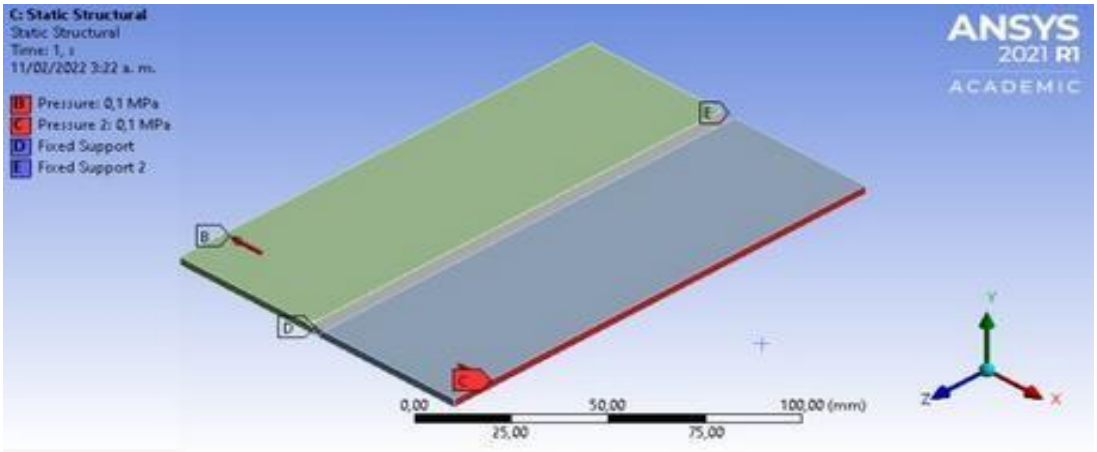
Especificación	Parámetro
Tamaño del elemento	2,5 mm
Refinamiento	En el frente de la grieta
Método	Barrido
Nodos	2081
Elementos	872

6.2.2 Definición de las condiciones de contorno y las cargas

Para completar el paso de pre-procesamiento en el MEF, se añaden las restricciones de desplazamiento y las cargas bajo las cuales va a estar sometido el modelo. En este caso, se consideraron dos soportes fijos sobre el eje z, tanto en la cara superior como inferior de la junta soldada y dos presiones de 100 Kpa a tensión, debido al líquido que contiene el recipiente a presión, en sentidos contrarios con respecto al eje x. La Figura 15 es una representación de las condiciones de contorno y las cargas establecidas.

Figura 15.

Condiciones de contorno y cargas aplicada



Nota: Los puntos B y C indican las cargas aplicadas, mientras los puntos D y E representan los soportes fijos.

6.3 Procesador

Luego de plantear toda la información del pre-proceso, fue solucionado el modelo, lo que matemáticamente se traduce en un sistema de ecuaciones, que permite extraer los resultados requeridos del software Ansys.

El modelado de la junta soldada se realizó a través de las dos funciones que tiene el módulo de simulación SMART, con el propósito de conocer los respectivos factores de intensidad de esfuerzo en cada uno de los tres cordones de soldadura establecidos y compararlos con el K_{IC} ($K_{máximo}$) del material. Inicialmente se llevó a cabo un análisis estático, en el cual no había variación en las cargas. Posteriormente, se integró la fatiga, donde se trabajó con la ley de Paris al

estimar fluctuaciones en las cargas. Para el análisis estático se emplearon los factores de intensidad de esfuerzo, mientras que para el análisis de fatiga se usaron las constantes de la ley de París.

6.4 Post-procesador

Los resultados obtenidos a partir de la solución del modelo, se analizaron en esta sección.

- ✓ Factores de intensidad de esfuerzos.
- ✓ Velocidad de crecimiento de la grieta.
- ✓ Tasa de liberación de energía G.
- ✓ Análisis térmico.

6.4.1 Factores de intensidad de esfuerzos

El comportamiento vibratorio del eje fisurado y la manera en que la grieta cambia, se conocen por medio de los factores de intensidad de esfuerzo a lo largo de la fisura (Palacios, García, Gómez, & Guzmán, 2013). La Tabla 5, Tabla 6 y Tabla 7 proporcionan información sobre los factores de intensidad de esfuerzo K_I, K_{II} y K_{III} obtenidos por medio del software Ansys, después de realizar el modelado estático de la junta soldada con tres temperaturas diferentes en el cordón de soldadura. K_I está en función de la longitud transversal de la grieta y sus contornos, K_{II} es un factor de intensidad de rasgadura y K_{III} es la dislocación.

Se observa que los factores de intensidad de esfuerzo K_I y K_{II} registrados en la Tabla 5, Tabla 6 y Tabla 7 no llegan al K_{IC} ($K_{máximo}$) establecido en la Tabla 1, que es de 2434 [MPamm$^{0.5}$], de tal manera que no se presenta una propagación considerable de la grieta. Sin embargo, los K_{III} tienen el valor más cercano al K_{IC} ($K_{máximo}$), lo que produce un leve crecimiento.

Tabla 5.

Análisis estático KI, KII y KIII a 350°C

350°C		
K_I	K_{II}	K_{III}
[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]
1233,4	2187,6	12630
1014,8	1940	10484
796,18	1692,5	8338,2
577,55	1445	6192,1
358,92	1197,5	4046
140,29	949,93	1899,9
-78,339	702,41	-246,19
-296,97	454,89	-2392,3
-515,6	207,36	-4538,4
-734,23	-40,161	-6684,5

Tabla 6.

Análisis estático KI, KII y KIII a 250°C

250°C		
K_I	K_{II}	K_{III}
[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]
857,3	1520,6	8779,4
705,4	1348,5	7287,7
553,4	1176,5	5795,9
401,4	1004,4	4304,1
249,5	832,4	2812,4
95,5	660,3	1320,6
-54,4	488,3	-171,1
-206,4	316,1	-1662,9
-358,1	144,1	-3154,6
-510,3	-27,9	-4646,4

Tabla 7.

Análisis estático KI, KII y KIII a 100°C

100°C		
K_I	K_{II}	K_{III}
[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]
260,71	462,37	2669,3
214,5	410,05	2215,8
168,29	357,74	1762,2
122,08	305,42	1308,7
75,865	253,1	855,1
29,653	200,78	401,54
-16,559	148,47	-52,012
-62,772	96,149	-505,57
-108,98	43,832	-959,12
-155,2	-8,4853	-1412,7

La Tabla 8, Tabla 9 y Tabla 10 muestran los valores de los factores de intensidad de esfuerzo K_I, K_{II} y K_{III} obtenidos después de realizar el modelado con ley de parís por medio del software Ansys, con tres temperaturas diferentes en el cordón de soldadura.

Tabla 8.

Análisis de fatiga con ley de Paris KI, KII y KIII a 350°C

350°C		
K_I	K_{II}	K_{III}
[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]
1370,5	2430,6	14034
1127,6	2155,6	11649
884,64	1880,6	9764,6
641,72	1605,5	6880,1
398,8	1330,5	4495,6
155,88	1055,5	2111
-87,043	780,46	-273,55
-329,96	505,43	-2658,1
-572,89	230,4	-5042,6
-815,81	-44,623	-7427,2

Tabla 9.

Análisis de fatiga con ley de Paris KI, KII y KIII a 250°C

250°C		
K_I	K_{II}	K_{III}
[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]
952,6	1689,6	9754,9
783,8	1498,4	8097,4
614,9	1307,2	6439,9
446,1	1116	4782,4
227,2	924,9	3124,9
108,4	733,7	1467,4
-60,5	524,5	-190,1
-229,4	351,3	-1847,6
-398,2	160,2	-3505,1
-567,1	-31,1	-5162,7

Tabla 10.

Análisis de fatiga con ley de Paris KI, KII y KIII a 100°C

100°C		
K_I	K_{II}	K_{III}
[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]	[$MPamm^{0.5}$]
325,89	577,96	3336,6
268,13	512,57	2769,7
210,36	447,17	2202,8
152,6	381,77	1635,8
94,831	316,38	1068,9
37,066	250,98	501,93
-20,699	185,58	-65,015
-78,465	120,19	-631,96
-136,23	54,79	-1198,9
-194	-10,607	-1765,8

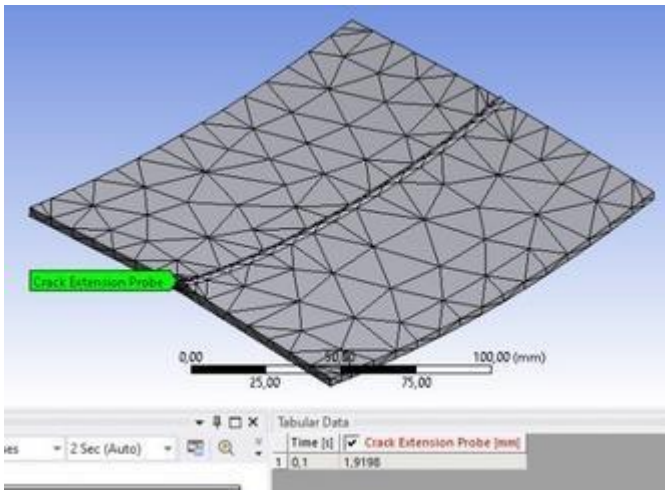
Como se esperaba, los factores de intensidad de esfuerzo K_I, K_{II} y K_{III} con la ley de parís, son mayores que los de la Tabla 5, Tabla 6 y Tabla 7, lo cual genera que la grieta se propague a

mayor velocidad. Estos resultados son comparables con el modelo desarrollado por González (2015), el cual mostró que el factor de intensidad de tensiones crítico es directamente proporcional a la temperatura. Asimismo, se logró evidenciar lo mencionado por González De León, Martínez, Pertuz, Álvarez, y Arenas (2008), quienes afirman que la conducta del material cuando está sometido a condiciones de fatiga cambia considerablemente del comportamiento revelado por las relaciones normales esfuerzo – deformación.

La Figura 16, Figura 17 y Figura 18 muestran los resultados arrojados por el software Ansys, cuando se realiza el análisis de fatiga con ley de parís, con temperaturas diferentes en el cordón de soldadura. Cada figura ilustra el tiempo que tarda la grieta en alcanzar una longitud de crecimiento de 1,91mm cuando la temperatura en el cordón de soldadura es de 100°C, 250°C y 250°C respectivamente.

Figura 16.

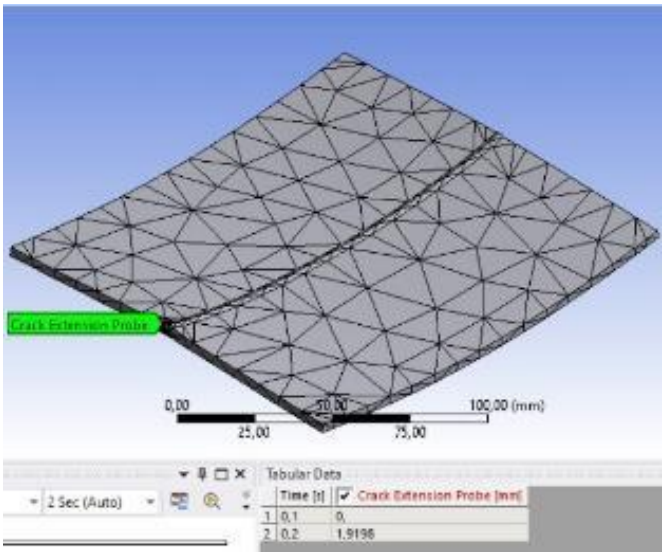
Crecimiento de grieta en análisis de fatiga con ley de parís a 350°C



Nota: El crecimiento de la grieta es de 1,9198 mm en 0,1 segundos.

Figura 17.

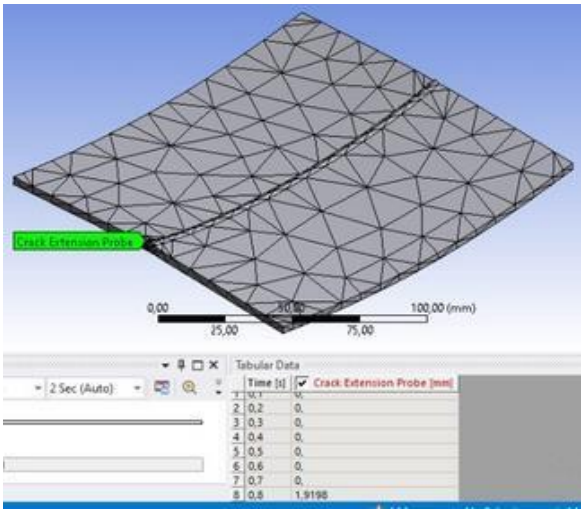
Crecimiento de grieta en análisis de fatiga con ley de parís a 250°C



Nota: El crecimiento de la grieta es de 1,9198 mm en 0,2 segundos.

Figura 18.

Crecimiento de grieta en análisis de fatiga con ley de parís a 100°C

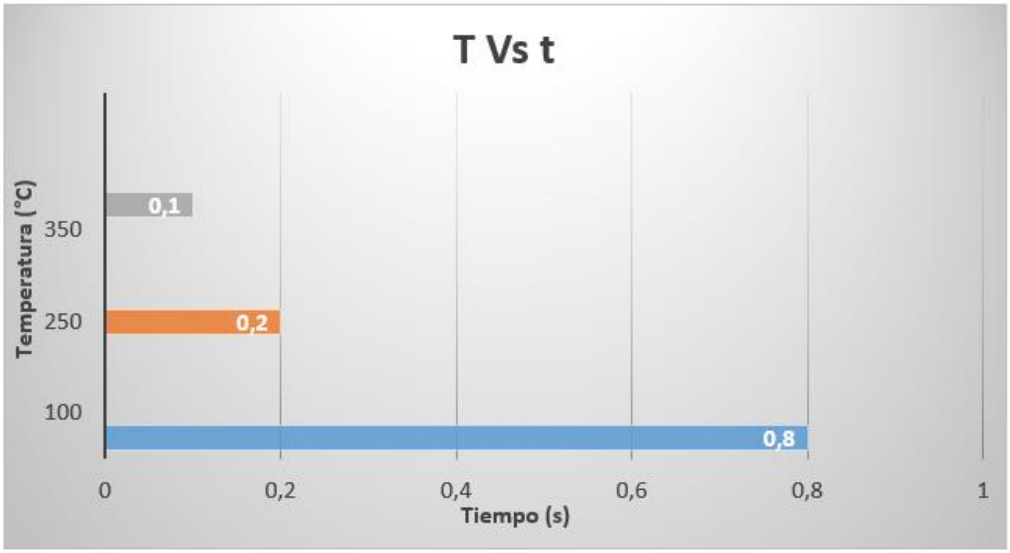


Nota: El crecimiento de la grieta es de 1,9198 mm en 0,8 segundos.

En la Figura 19 se observa que cuando la temperatura en el cordón de soldadura es de 100°C, la grieta tarda 0,8 segundos en alcanzar una longitud de crecimiento de 1,91 mm. Por otra parte, cuando la temperatura en el cordón de soldadura es de 250°C, la grieta se demora 0,2 segundos para lograr aproximadamente la misma longitud de crecimiento y cuando la temperatura en el cordón de soldadura es de 350°C, la grieta tarda 0,1 segundos.

Figura 19.

T vs t



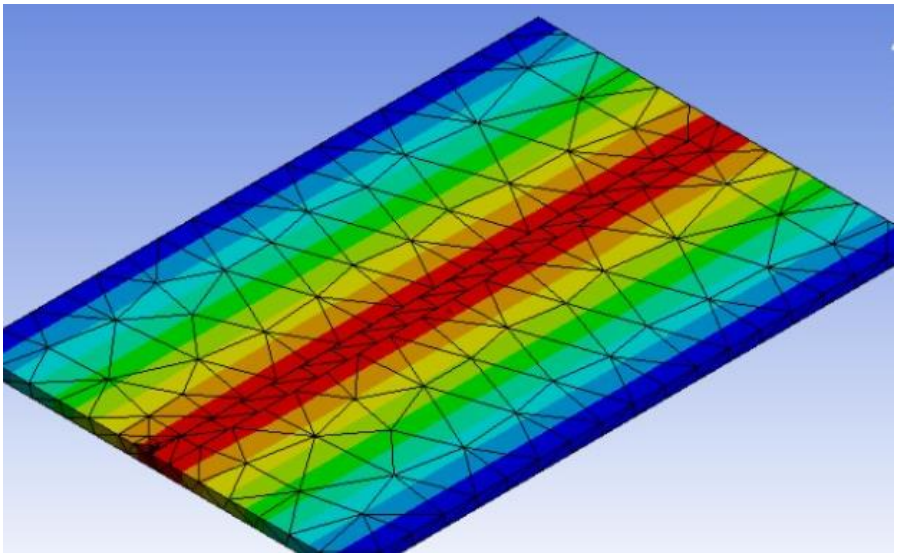
6.4.2 Análisis térmico

En la Figura 20 se percibe una uniformidad en la distribución de temperatura de la unión soldada, la cual corresponde a las diferentes temperaturas en el cordón de soldadura. El calor generado durante la soldadura da como resultado una distribución de la temperatura en el material base, lo que provoca deformaciones, cambios de geometría y tensiones residuales, así

como cambios en el tamaño de grano, lo que afecta las propiedades finales del acabado de la soldadura (Pacheco, Olmos, Chamorro, & Unfried, 2015).

Figura 20.

Ciclos térmicos después de realizar la soldadura



La distribución térmica dependió en su mayoría de la conductividad térmica del acero SA 285 C, debido a que es una medida de la rapidez a la que fluye el calor por el interior del material durante el proceso de soldadura (Horwitz, 2008, como se citó en Ríos, 2015). La investigación de Horwitz (2008) también señala que entre las propiedades térmicas de mayor importancia se encuentran la fusibilidad, el calor de fusión y el coeficiente de dilatación térmico.

6.4.3 Velocidad teórica de crecimiento de la grieta

Utilizando la ley de París - Erdogan y los valores de la Tabla 1, se calculó la velocidad teórica de crecimiento de la grieta. El factor crítico de intensidad de esfuerzo es el K_{IC} ($K_{máximo}$) indicado en la Tabla 1, mientras que el k_{minimo} se asume como 0, de manera que:

$$\Delta K_{eq} = 2434$$

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eq})^m$$

$$\frac{da}{dN} = 2{,}98 * (2434)^{6{,}31E-9}$$

$$\frac{da}{dN} = 2{,}980000147$$

6.4.4 Velocidad de crecimiento de la grieta de acuerdo a la simulación

En la evaluación computacional de la velocidad de crecimiento de la grieta también se usó la ley de París, pero se optó por utilizar el rango equivalente ΔK_{eq} de los factores de intensidad de esfuerzo longitudinales K_I de la Tabla 8, Tabla 9 y Tabla 10, ya que en la Tabla 3 se había definido el modo 1 de grieta, donde la grieta se abre por las tensiones normales aplicadas al plano de fractura (Ávila, 2005). Para el ΔK_{eq} se utilizó el k_{minimo} respecto al tiempo.

- ✓ Rango equivalente ΔK_{eq} de K_I a 350°C:

$$\frac{da}{dn} = C[\Delta k_{eq}]^m = 38{,}62 * 242{,}9^{7{,}9E-8} = 38{,}62001$$

- ✓ Rango equivalente ΔK_{eq} de K_I a 250:

$$\frac{da}{dn} = C[\Delta k_{eq}]^m = 2{,}98 * 163{,}86^{5{,}16E-8} = 27{,}5900$$

- ✓ Rango equivalente ΔK_{eq} de K_I a 100:

$$\frac{da}{dn} = C[\Delta k_{eq}]^m = 11{,}03 * 46{,}21^{2{,}11E-8} = 11{,}0300$$

6.4.5 Tasa teórica de liberación de energía G

De la Tabla 1 obtenemos el valor del esfuerzo de fluencia.

$$G = \frac{\sigma_Y}{3{,}5}$$

$$G = \frac{2{,}5 * 10^8}{3{,}5} = 71{,}42 * 10^6$$

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

Para el cálculo del G_{IC} se utilizó el $K_I(K_{máximo})$ indicado en la Tabla 1.

$$G\frac{2{,}5 * \pi * (71{,}42 * 10^6)^2}{200 * 10^9} = 200308{,}59(\frac{J}{mm^2})$$

$$G\frac{\pi * \sigma_c * a}{E} = \frac{K_{IC}^2}{E}$$

$$G = \frac{2434^2}{200000} = 29{,}621(Mpa * mm)$$

$$G_{IG} = 29621000(\frac{J}{mm^2})$$

$$G < G_{IC}\ es\ estable$$

6.4.6 Tasa de liberación de energía (G) de acuerdo a la simulación

En este caso, para el cálculo del G_{IC} se utilizó cada una de las longitudes de crecimiento de grieta por fatiga obtenidas, luego de someter la junta soldada a tres cordones de soldadura diferentes,

Figura 15, Figura 16 y Figura 17.

- ✓ *Energía requerida para el crecimiento de grieta a 350°C:*

$$\sigma = 29{,}924 * 10^6$$

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

$$G = \frac{1{,}919 * \pi * (29{,}929)^2}{200 * 10^9} = 25867{,}36589\left(\frac{J}{mm^2}\right)$$

$$G < G_{IC}\ es\ estable$$

- ✓ *Energía requerida para el crecimiento de grieta a 250°C:*

$$\sigma = 15{,}755 * 10^6$$

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

$$G = \frac{1{,}9198 * \pi * (15{,}755 * 10^6)^2}{200 * 10^9} = 14131{,}25\left(\frac{J}{mm^2}\right)$$

$$G < G_{IC}\ es\ estable$$

- ✓ *Energía requerida para el crecimiento de grieta a 100°C:*

$$\sigma = 7{,}001 * 10^6$$

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

$$G = \frac{1{,}919 * \pi * (7{,}001 * 10^6)^2}{200 * 10^9} = 1477{,}457\ (\frac{J}{mm^2})$$

$$G < G_{IC}\ es\ estable$$

El cálculo no se realizó a través de la fórmula que cuenta con el $K_I(K_{máximo})$, debido a que se desconoce el factor crítico de intensidad de esfuerzo de la simulación y se tenían disponibles las longitudes de crecimiento de las grietas.

Al comparar la velocidad de crecimiento teórica con la velocidad suministrada por los datos de la simulación y la tasa de teórica de liberación de energía G con la tasa de liberación de energía G de acuerdo a la simulación, se observó que existe un porcentaje de error muy bajo. De modo que se confirma que los valores suministrados por el software Ansys son correctos.

7. Conclusiones

- ✓ El modelo propuesto mediante la ley de París-Erdogan arroja buenas aproximaciones comparadas con los resultados teóricos.
- ✓ Se logró evidenciar que la velocidad de propagación de la grieta sometida a estudio, es proporcional a la temperatura. De manera que, a mayor temperatura, mayor será la velocidad de crecimiento de la grieta.
- ✓ Tras el análisis, podemos deducir que para modelar la propagación de una fisura por medio del software Ansys, es muy efectivo utilizar el módulo de simulación SMART, porque este crea un mallado adaptativo que se desplaza conforme aumenta la longitud de la grieta. Al comparar los datos obtenidos mediante las dos funciones del módulo de simulación SMART, estos revelaron que, para el análisis estático, el crecimiento de grieta es menor que cuando se realiza el análisis por fatiga, debido a valores como la constante de la ley de Paris.
- ✓ Tal y como hemos podido observar, es importante definir condiciones de contorno apropiadas para realizar el modelado por método de elementos finitos, ya que, de no ser así, el error entre el valor numérico y teórico será mucho mayor y los resultados de los criterios de fallo y esfuerzos serán muy diferentes.
- ✓ Se observó que, durante la mayor parte de su vida, las grietas se alargan, es decir, crecen. Debido a las pequeñas discontinuidades metalúrgicas que dejan los procesos de soldadura, y a partir de las cuales las grietas pueden propagarse. De modo que, la etapa inicial generalmente necesaria para que se produzcan grietas en los materiales forjados es muy corta.
- ✓ Se necesita menor energía de propagación cuando la velocidad es menor.

- ✓ Para finalizar, se notó que al desarrollar un modelo numérico basado en Ansys Workbench 21 versión estudiantil, el modelo es capaz de predecir los factores de intensidad de esfuerzo K1, K2 y K3, para una grieta arbitraria de una junta soldada a tope.

8. Bibliografía

Agofer. (Abril de 2021). *¿Qué es ZAT? ¿Qué debemos saber al respecto?* (J. Gómez, Productor) Obtenido de Agofer Web site: https://www.agofer.com.co/que-es-zat-haz-que-debemos-saber-al-respecto

Almaguer, P. (2012). Simulación numérica del coeficiente de concentración de tensiones en grietas de uniones soldadas a tope. *Ingeniería Mecánica Universidad Tecnológica de la Habana, 15*(3), 176-190.

Andrade, A., Mosquera, W., & Vanegas, L. (2015). Modelos de crecimiento de grietas por fatiga. *Entre Ciencia e Ingeniería*, 39-48.

Arana, J., & Gonzáles, J. (2002). *Mecánica de fractura.* España: Universidad del país vasco.

Araque, O., & Arzola, N. (2013). Estado del arte sobre la integridad estructural de uniones soldadas y modelos de propagación de grietas para la gestión de vida en estructuras. *Ingeniare. Revista chilena de ingeniería, 21*(2), 279-292.Obtenido de https://scielo.conicyt.cl/scielo.php?pid=S0718-33052013000200011&script=sci_arttext&tlng=p

Araujo, E. (2016). *Mecánica de la fractura*. Obtenido de https://www.esss.co/es/blog/mecanica-de-la-fractura/

Atehortua, D. (2016). Propagación de grietas por fatiga en uniones soldadas por FCAW de aceros de bajo carbono y aceros de baja aleación y la aplicabilidad del ultrasonido como

herramienta de monitoreo en este tipo de estudios. *Tesis de doctorado.* Universidad del Valle, Cali, Colombia.

Ávila, G. (2005). Estudio de la retracción y el agrietamiento de arcillas. Aplicación a la arcilla de Bogotá. *(Tesis).* Universitat Politécnica de Catalunya, Barcelona, España.

Balkey, Kenneth; Canonico, Domenic; Guzmán, Ángel; de ASME, Nelson; Webster, Mark; Weinman, Steven. (2020). ASME normas y certificación., (pág. 36).

Borreguero, J. (2021). Obtención de curvas de factor concentrador de tensiones para barra cilíndrica con ranura mediante el método de los elementos finitos. *(Tesis de grado en Ingeniería Mecánica).* Universitat Politécnica de Valencia, Valencia, España.

Díaz, F. (2018). Recipientes a presión. *(Tesis de grado en Ingeniería).* Universidad Nacional Autónoma De México.

Díaz, J. (2016). Análisis biomecánico por el método de elementos finitos en la interfaz de un implante craneal. *(Tesis Ingeniero Mecánico).* Universidad Industrial de Santander, Bucaramanga.

Fernández, P. (2008). Diseño y análisis estructural de recipientes a presión. En *Centrales Térmicas* (págs. 249-271). Santander, España.

Giro, J., Giudici, A., & Massa, J. (2015). Compendio de Cálculo Estructural II. Córdoba, Argentina. Recuperado el 5 de 12 de 2020, de https://www.academia.edu/14516215/C%C3%A1lculo_Estructural_Recipientes_Sometidos_a_Presi%C3%B3n

Gómez, J. G. (29 de 4 de 2021). *Agofer*. Obtenido de Duferco Group: https://www.agofer.com.co/que-es-zathaz-que-debemos-saber-al-respecto

González De León, M., Martínez, M., Pertuz, A., Álvarez, L., & Arenas, M. (2008). Análisis de fatiga de juntas soldadas de acero al carbono utilizado en recipientes a presión. *Universidad, Ciencia y Tecnología*, *12*(49).

González, A. (2015). Estudio comparativo de dos leyes de propagación de fisuras por fatiga. *(Tesis de Ingeniería).* Universidad autónoma de Madrid, Madrid, España.

Karkhin, V. (2019). *Procesos térmicos en soldadura.* Berlín: Springer Singapore.

Ortiz, G. (2014). *Defectos y discontinuidades de la soldadura (Ensayo no destructivos).* Ensayo, Universidad FERMIN TORO, Venezuela.

Pacheco, J., Olmos, M., Chamorro, R., & Unfried, J. (2015). Modelado de ciclos térmicos durante la soldadura al arco eléctrico con electrodo revestido en juntas disímiles de aceros inoxidables usando una aproximación teórico-experimental. *Revista de la Facultad de Ingeniería Universidad Central de*
Venezuela, *30*(3). Obtenido de http://ve.scielo.org/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S0798-40652015000300011#fig6

Palacios, L., García, R., Gómez, J., & Guzmán, R. (México de Septiembre de 2013). Variación de los factores de intensidad de esfuerzo durante la operación de un rotor fisurado. *Memorias del XlX congreso internacional anual de la SOMIM*, (págs. 458-467). Pachuga.

Resendiz, J. (2018). Medición experimental de factor de intensidad de esfuerzo en placas agrietadas utilizando la correlación de imágenes digitales. *(Tesis maestro en Ingeniería Mecánica).* Instituto Tecnológico de Pachuca, Pachuca de Soto, México.

Rhamiro, H. (2014). *Introducción ASME sección II de materiales.* Obtenido de https://es.slideshare.net/ramiro_rhamiro/asme-seccin-ii-de-materialesrev2

Ríos, R. (2015). SIMULACIÓN DE LA DEFLEXIÓN EN JUNTAS. *(Tesis de Ingeniería mecánica).* Universidad del Salvador, Universitaria. Obtenido de http://ri.ues.edu.sv/id/eprint/7677/1/Simulaci%C3%B3n%20de%20la%20deflexi%C3%B3n%20en%20juntas%20soldadas%20por%20GMAW%20de%20un%20hierro%20dulce%2C%20utilizando%20la%20t%C3%A9cnica%20de%20elementos%20finitos.pdf

Rolfe, S. (1977). *Fracture and fatigue control in structures: Applications of fracture mechanics.* ASTM International.

UTP Maintenance. (2015). *Electrodo básico de bajo hidrógeno, para soldar uniones de aceros.* Obtenido de UTP Maintenance Web site.