

**CORPORACIÓN MEXICANA DE INVESTIGACIÓN EN
MATERIALES**

DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO



**PREDICCIÓN DE LA VIDA ÚTIL DE ELEMENTOS ESTRUCTURALES
SOMETIDOS A FATIGA FABRICADOS CON ACEROS TRIP, UNIDOS
MEDIANTE EL PROCESO DE SOLDADURA POR ARCO GMAW
PARA SU APLICACIÓN EN LA INDUSTRIA AUTOMOTRIZ**

POR

JUAN FRANCISCO BUENDÍA GUÍA

TESIS

**MAESTRÍA EN CIENCIA Y TECNOLOGÍA CON ESPECIALIDAD
EN SISTEMAS DE MANUFACTURA AVANZADA**

SALTILLO, COAHUILA.

ABRIL DE 2013

**PREDICCIÓN DE LA VIDA ÚTIL DE ELEMENTOS ESTRUCTURALES
SOMETIDOS A FATIGA FABRICADOS CON ACEROS TRIP, UNIDOS
MEDIANTE EL PROCESO DE SOLDADURA POR ARCO GMAW PARA SU
APLICACIÓN EN LA INDUSTRIA AUTOMOTRIZ**

Por

Juan Francisco Buendía Guía

Tesis

Presentada al programa Interinstitucional en Ciencia y Tecnología

Sede

Corporación Mexicana de Investigación en Materiales

Como requisito parcial para obtener el Grado Académico de

Maestro en Ciencia y Tecnología
Especialidad en Sistemas de Manufactura Avanzada

Programa Interinstitucional en Ciencia y Tecnología COMIMSA/CONACYT

Saltillo, Coahuila a Abril de 2013

Corporación Mexicana de Investigación en Materiales, S.A de C.V
Gerencia de Desarrollo Humano
División de Estudios de Posgrado

Los abajo firmantes, miembros del Comité Tutorial recomendamos que la Tesis **PREDICCIÓN DE LA VIDA ÚTIL DE ELEMENTOS ESTRUCTURALES SOMETIDOS A FATIGA FABRICADOS CON ACEROS TRIP, UNIDOS MEDIANTE EL PROCESO DE SOLDADURA POR ARCO GMAW PARA SU APLICACIÓN EN LA INDUSTRIA AUTOMOTRIZ.**, realizada por el alumno **JUAN FRANCISCO BUENDÍA GUÍA** matrícula **1106MA1069** sea aceptada para su defensa como Maestro en Ciencia y Tecnología con Especialidad en **Sistemas de Manufactura Avanzada**.

El Comité Tutorial

Tutor Académico

Director de Tesis

Dr. Felipe Arturo Reyes Valdés

Dr. Joaquín del Prado Villasana

Nombre

MC. Víctor Hugo López Cortez

Nombre

Vo. Bo

Dr. Felipe Arturo Reyes Valdés

Coordinación General de Estudios de Posgrado

COMIMSA

Corporación Mexicana de Investigación en Materiales
Gerencia de Desarrollo Humano
División de Estudios de Posgrado

Los abajo firmantes, miembros del Jurado del Examen de Grado del alumno, **JUAN FRANCISCO BUENDÍA GUÍA** una vez leída y revisada la tesis titulada **PREDICCIÓN DE LA VIDA ÚTIL DE ELEMENTOS ESTRUCTURALES SOMETIDOS A FATIGA FABRICADOS CON ACEROS TRIP, UNIDOS MEDIANTE EL PROCESO DE SOLDADURA POR ARCO GMAW PARA SU APLICACIÓN EN LA INDUSTRIA AUTOMOTRIZ**, aceptamos que la referida tesis revisada y corregida sea presentada por el alumno para aspirar al grado de Maestro en Ciencia y Tecnología con Especialidad en **Sistemas de Manufactura Avanzada** durante el Examen de Grado correspondiente.

Y para que así conste firmamos la presente a los 8 del mes de Abril del año 2013.

Dr. Efraín Almanza Casas
Presidente

Dr. Guillermo González Múzquiz
Secretario

Dr. Felipe Arturo Reyes Valdés
Vocal

SÍNTESIS

El presente trabajo muestra una alternativa de predicción de vida en elementos soldados que son sometidos a cargas cíclicas. Además de dar una reseña de fórmulas y ecuaciones que servirán para la predicción de las curvas S-N, también se pueden observar los factores que influyen principalmente en la vida de un elemento sometido a este tipo de cargas como lo son las discontinuidades o los esfuerzos residuales.

Las deducción de fórmulas y ecuaciones a partir de las propiedades físicas del material son de suma importancia, ya que gracias a esto se puede comprender el fenómeno de fatiga y poder estudiarlo de una manera más concreta.

Las limitaciones y ventajas del uso de un software para el cálculo de propiedades del material se ven reflejadas en los resultados obtenidos en las curvas S-N de resistencia a la fatiga, no descartando la posibilidad de mejora en el proceso de predicción.

CONTENIDO

1.	Introducción.....	8
1.1.	Antecedentes	8
2.	Planteamiento del problema	10
2.1.	Definición del problema.....	12
2.2.	Preguntas de investigación.....	12
2.3.	Hipótesis	14
2.4.	Objetivos	14
2.4.1.	Objetivo general	14
2.4.2.	Objetivo específico	14
2.5.	Justificación.....	14
2.6.	Delimitaciones (alcance)	16
3.	Metodología	18
4.	Marco teÓrico	19
4.1.	Clasificación de los aceros utilizados en la industria automotriz	19
4.2.	Aceros de plasticidad inducida por transformación	20
4.2.1.	Obtención de los Aceros TRIP.....	21
4.3.	Comportamiento de los aceros TRIP al ser unidos mediante soldadura.....	23
4.4.	Fatiga en componentes estructurales.	23
4.4.1.	Definición de fatiga	24
4.4.2.	Conceptos de fatiga	25
4.4.3.	Número de ciclos para la falla.....	28
4.4.4.	Conceptos de la mecánica de fractura que intervienen en la fatiga	28

4.4.4.1.	Factor de intensidad de esfuerzos (K_t)	28
4.4.4.2.	Factor de concentración de esfuerzos K_t	29
4.4.5.	Factores que afectan el rendimiento a la fatiga	29
4.4.6.	Pruebas de fatiga	30
4.5.	Proceso de soldadura en componentes automotrices	33
4.5.1.	Comportamiento de la fatiga y la fractura en componentes soldados	34
4.5.1.1.	Códigos y características en la soldadura automotriz.....	35
4.5.2.	Requerimiento de dimensiones de las soldaduras de filete.....	36
4.5.4.	Esfuerzos residuales.	37
4.5.5.	Distorsión.....	39
4.6.	Predicción de la vida útil de un elemento sometido a fatiga.....	39
4.6.1.	Resistencia a la fatiga (N).....	40
4.6.2.	Modelación de la iniciación de la grieta (N_i) con la ecuación Coffin-Manson.	40
4.6.3.	Modelación de la propagación de la grieta (N_p)	46
5.	Experimentación	49
5.1.	Equipo utilizado.....	49
5.1.1.	Soldadura	49
5.1.2.	Manipulador de antorcha.....	50
5.1.3.	Parámetros de soldadura	50
5.1.4.	Máquina de fatiga	51
5.2.	Material base utilizado.	51
5.2.1.	Propiedades mecánicas y composición química del acero TRIP 780	51
5.3.	Calibración de software para la obtención del factor de intensidad de esfuerzos (Abaqus)	52
5.4.	Calibración de software para la obtención de deformaciones en el pie de la soldadura (ANSYS WORKBENCH).....	54

5.5.	Cálculo de iniciación de la grieta.....	56
5.5.1.	Obtención de la amplitud de deformación	57
5.5.2.	Valores de inicio de la grieta.....	58
5.6.	Propagación de la grieta.....	59
5.6.1.	Valores de la propagación de la grieta	60
5.7.	Parámetros de carga para pruebas de fatiga	61
6.	Resultados y discusión	63
6.1.	Pruebas mecánicas acero TRIP 780.....	63
6.2.	Perfil de soldadura	63
6.3.	Microestructura de la soldadura.....	64
6.4.	Simulación de Curvas S-N.....	66
6.5.	Curvas S-N Reales	67
6.6.	Comparación de curvas S-N reales contra Predicción	69
7.	Conclusiones	70
7.1.	Predicciones	70
7.2.	Pruebas reales	70
8.	Bibliografía.....	74

1. INTRODUCCIÓN

1.1. Antecedentes.

Hace ya más de una década un consorcio de 35 compañías acereras en todo el mundo llevó a cabo un programa masivo para diseñar, construir y probar nuevas estructuras de acero para automóviles al cual se le nombró ULSAB (Ultra Light Steel Auto Body, por sus siglas en inglés) estas estructuras deberían tener cualidades como ser ligeras, seguras y aplicables.

El programa ULSAB consistió en un nuevo tipo de aceros y grados llamados aceros avanzados de alta resistencia (AHSS, por sus siglas en inglés), esta familia de aceros cuenta con una microestructura la cual da respuesta a la industria del acero en cuanto a la demanda de la mejora de materiales. Debido a esto y a los altos estándares de seguridad requeridos por la industria automotriz, uno de los aceros pertenecientes a esta familia de aceros AHSS conocidos como aceros TRIP o de Plasticidad inducida por transformación, gana gran popularidad gracias a sus mejores propiedades mecánicas en comparación con grados de aceros que tienen esfuerzos de cedencia similares y son utilizados para las mismas aplicaciones. (N. Farabi, 2009)

Al momento de la implementación de este nuevo tipo de aceros AHSS en sustitución de aceros al carbono típicos y aceros de alta resistencia baja aleación HSLA, surge la necesidad de procedimientos de soldadura que den a la unión las propiedades mecánicas óptimas para su buen funcionamiento de acuerdo a su aplicación. (N. Farabi, 2009)

En la industria automotriz el proceso de soldadura más utilizado para la unión de elementos metálicos de alto calibre y el ensamble de chasis, es el proceso GMAW con sus diversas variantes (diversos cordones o bajos aportes térmicos) y tipos de

transferencia (corto circuito, globular, spray y pulsado) debido a su versatilidad, velocidad y bajo costo de operación. (Feng, 2006)

Considerando que los elementos estructurales del automóvil están sometidos principalmente a cargas cíclicas, las cuales a pesar de ser muy pequeñas para ocasionar individualmente una falla, la constante aplicación de éstas llegan a ocasionar la aparición de grietas en la superficie del elemento, las cuales generalmente se propagan en dirección perpendicular a la dirección del esfuerzo ocasionando a la fractura de éste, como se muestra en la **Figura 1**. (Draper, 2005) Por ello es que la resistencia a la fatiga de las uniones soldadas es uno de los factores más importantes a considerar de los aceros AHSS en las estructuras del cuerpo de los automóviles.

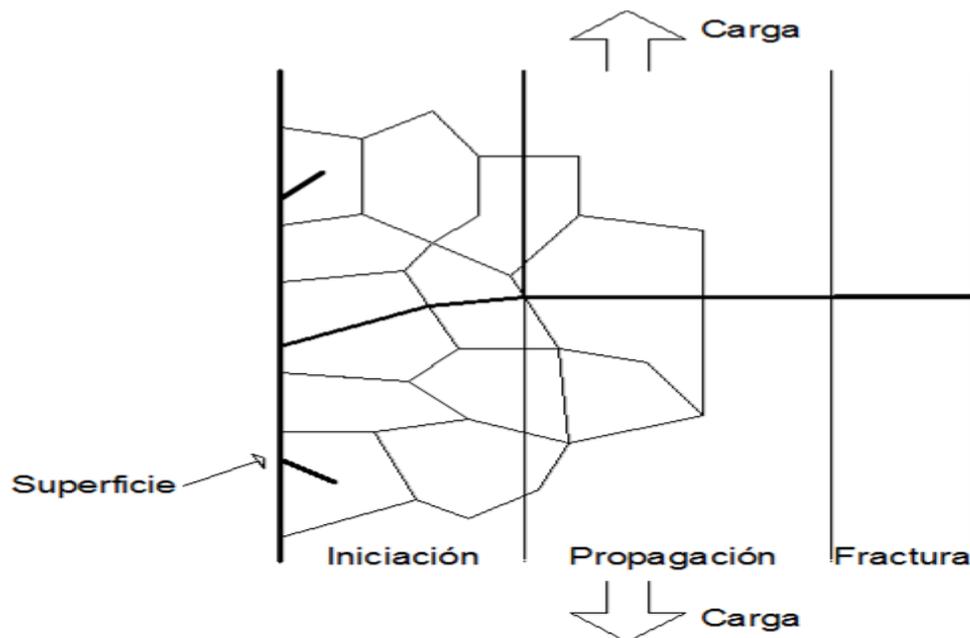


Figura 1 Etapas de la fractura en un componente sometido a cargas cíclicas (iniciación, propagación y fractura).

2. PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

La resistencia de las uniones soldadas de los elementos estructurales de un automóvil sometidos a cargas cíclicas, comúnmente en la industria se miden mediante componentes mecánicos que simulan la aplicación de estas cargas en el elemento a escala natural en un simulador de carretera, el cual por medio de actuadores da al vehículo cargas en sus componentes que son aproximados a la realidad (**Figura 3 y Figura 4**), la duración de estas pruebas pueden durar días o incluso meses dependiendo de diversos factores a los que estén sometidos, los cuales pueden ser:

1.-La amplitud de esfuerzos.

2.-Las zonas donde se mantienen dichos esfuerzos (Tensión-Tensión $0 \leq R \leq 1$, misma Tensión-Compresión $R = -1$ y Cero-Completa Tensión $R = 0$) como se puede observar en la **Figura 2**.

3.- El número de pruebas para realizar la curva S-N (Amplitud de esfuerzos – número de ciclos para que ocurra la falla).

4.-El tipo de material, tipo de unión y la calidad de la soldadura.

El principal inconveniente de llevar a cabo la realización de este tipo de pruebas es la generación de un alto costo en tiempo (tiempo de realización de la prueba) y dinero (número de elementos utilizados para las pruebas y costo de operación de las máquinas).

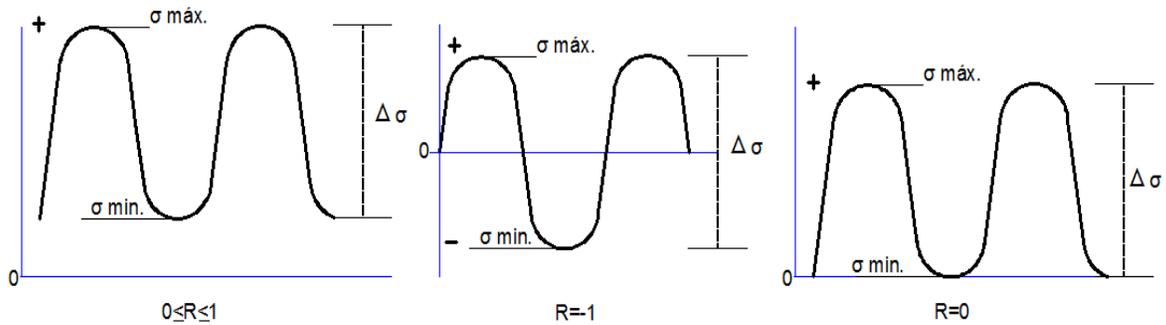


Figura 2 Diferentes zonas de esfuerzo R (Razón de esfuerzos).

Una forma más rápida y económica de asegurar que el elemento estructural sometido a fatiga tenga las mejores propiedades, es que en cada una de las uniones soldadas (en caso del chasis) se tengan las mejores características geométricas (bajos concentradores de esfuerzos y soldaduras libres de defectos).



Figura 3 Sistema de actuadores para pruebas a esfuerzos cíclicos reales.



Figura 4 Automóvil completo sometido a esfuerzos cíclicos.

2.1. Definición del problema

Los aceros de transformación inducida por plasticidad (TRIP) los cuales forman parte de los aceros avanzados de alta resistencia (AHSS), generalmente utilizados para aplicaciones estructurales en la industria automotriz, sufren algunos cambios en sus propiedades microestructurales y por ende en sus propiedades mecánicas al ser sometidos a cualquier proceso de soldadura no siendo una excepción al proceso GMAW, (usado frecuentemente en la industria para la unión de elementos estructurales formados por aceros convencionales o aceros de alta resistencia baja aleación).

Debido a estos cambios y al tipo de unión que comúnmente se utiliza en la industria (unión tipo traslape), existe una concentración de esfuerzos los cuales generalmente se localizan al pie de la soldadura, lo cual ocasiona que a una mayor concentración de esfuerzo debido a la aplicación de la soldadura menor sea el tiempo de iniciación de la grieta ocasionada por la acumulación de esfuerzos que hacen llegar al elemento mas rápido a su límite de cedencia, provocando así la disminución en la vida del elemento, es por ello que surge la necesidad de encontrar los parámetros que den a este tipo de uniones una configuración que genere la menor concentración de esfuerzos posibles. (Jhon M. Barsom, Stanley T. Rolfe, 2006)

2.2. Preguntas de investigación

1.- ¿Las características geométricas de la unión tal como se muestra en la figura 5, son impactantes en la resistencia a la fatiga?

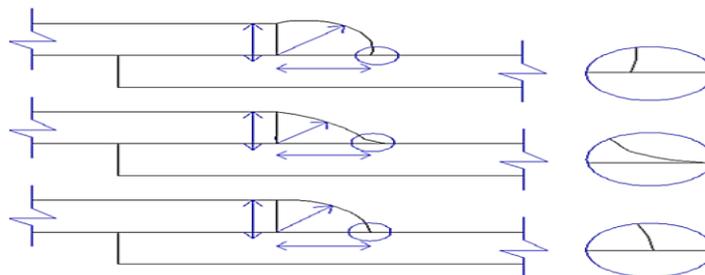


Figura 5 Diferentes Características de una unión tipo traslape (Piernas, garganta y morfología del pie de la soldadura).

2.-¿Cuáles son los efectos de los parámetros (voltaje, amperaje y velocidad de alimentación de alambre) utilizados en la industria automotriz para la unión de componentes estructurales en la generación de esfuerzos residuales y la geometría (ver Tabla 1)?

Tabla 1 Efecto de los parámetros en el calor de entrada

Velocidad de avance - Cambio de perfil geométrico	
Acto	Consecuencia
Mayor Velocidad de avance	Menor calor de entrada
Menor velocidad de avance	Mayor calor de entrada
Voltaje	
Acto	Consecuencia
Mayor voltaje	Mayor calor de entrada
Velocidad de alimentación	
Acto	Consecuencia
Mayor velocidad de alimentación	Mayor amperaje
Amperaje	
Acto	Consecuencia
Mayor amperaje	Mayor calor de entrada

3.- ¿Qué tan impactante en la resistencia a la fatiga son los cambios microestructurales a los cuales es sometida la pieza cuando es soldada?

4.- ¿Los modelos físico-matemáticos para la predicción de la vida de los elementos sometidos a fatiga que existen en la literatura podrán ser implementados en la problemática existente?

(Ecuación de Coffin-Manson-Basquin-Morrow) Predicción de la iniciación de la grieta

(Ecuación de propagación de la grieta por Paris y Erdogan) predicción de la propagación de la grieta basada en mecánica de fractura.

5.- ¿Con la ayuda de simulación y modelación se podrá conocer la vida aproximada de un elemento sometido a fatiga?

Hipótesis

Mediante el uso de ecuaciones basadas en la deformación de elementos sometidos a esfuerzos cíclicos, la Ley de Paris (mecánica de fractura) y herramientas computacionales para la medición de los diferentes factores de concentración de esfuerzos, es factible predecir la vida útil de la unión de soldadura sometida a esfuerzos de fatiga.

2.3. Objetivos

2.3.1. Objetivo general

Predecir la resistencia a la fatiga de una unión de soldadura a traslape de aceros avanzados de alta resistencia de plasticidad inducida por transformación, siendo comparado y validado con la realización de pruebas reales.

2.3.2. Objetivo específico

- 1.- Predecir la vida total del elemento sometido a cargas cíclicas encontrando el tiempo de inicio y el tiempo de propagación de la grieta.
- 2.- Realizar la simulación del elemento sometido a cargas cíclicas mediante software de elemento finito y validar mediante la ejecución de pruebas reales.
- 3.- Desarrollar la curva S-N simulada mediante los valores arrojados por la predicción.

2.4. Justificación

En los últimos años se han realizado diferentes estudios acerca de la resistencia a la fatiga de aceros avanzados de alta resistencia, con el fin de crear diferentes curvas S-N, con diferentes procesos y diferentes tipos de uniones (ver **Tabla 2**), sin embargo, la mayoría de estas pruebas son realizadas experimentalmente, lo cual produce un alto costo en tiempo y dinero. Es por ello que una modelación que prediga el inicio y la propagación de la grieta para conocer el tiempo de vida total de la unión, así como su vida útil (ciclos para el inicio de la grieta) y una simulación para observar en qué parte del elemento se produce el mayor número de esfuerzos y la causa principal de éstos, daría al

estudio de aceros avanzados de alta resistencia un aporte importante en cuanto al comportamiento de éstos.

Tabla 2 Últimos estudios realizados con aceros AHSS en pruebas de fatiga

Investigador	año	Investigación	
Z.G.Hu, P. Zhu*, J. Meng	2010	Propiedades a la fatiga de aceros TRIP y de doble fase para cuerpos de automóvil ultraligeros	Conformado
Hong-Tae Kang,* , Ilaria Accorsi, Bipin Patel, Eric Pakalnins	2010	Rendimiento a la fatiga de soldadura por resistencia en tres laminas (Aceros DP600)	Soldadura
N. Farabi, D.L. Chen*, Y. Zhou	2010	Propiedades a la fatiga de uniones soldadas con láser en aceros de doble fase	Soldadura
N. Farabi, D.L. Chen,* , J. Li, Y. Zhob, S.J. Dong	2010	Propiedades mecánicas y microestructurales de uniones de acero DP600 unidos por láser	Soldadura
R. A. Sindhu, M. K. Park*, S. J. Lee and K. D. Lee	2010	Efectos de los esfuerzos residuales en resistencia estática y a la fatiga de diferentes uniones a traslape con láser y diferentes velocidades de avance	Soldadura

2.5. Delimitaciones (alcance)

Las uniones de soldadura realizadas en el estudio son uniones similares de acero TRIP 780 las cuales fueron unidas mediante el proceso de soldadura GMAW automatizado, los principales parámetros controlados del proceso son el voltaje, velocidad de avance y la velocidad de alimentación del alambre las cuales se ajustaron para lograr el perfil de soldadura deseado y como consecuencia la entrada de calor deseada.

Las principales pruebas mecánicas realizadas son: pruebas de fatiga a una razón de esfuerzo $R=0.1$ (Tensión - Tensión), macro ataques y metalografías para la revisión de penetración, perfil de soldadura y microestructura; además de las pruebas de esfuerzo deformación de tracción axial.

Para la realización de las curva S-N se utilizaron 3 probetas para cada rango de esfuerzos para ver la repetitividad las cuales son representadas por los colores rojo verde y azul y fueron sometidas a 5 diferentes rangos de esfuerzo para obtener la curva S-N (**Figura 6**).

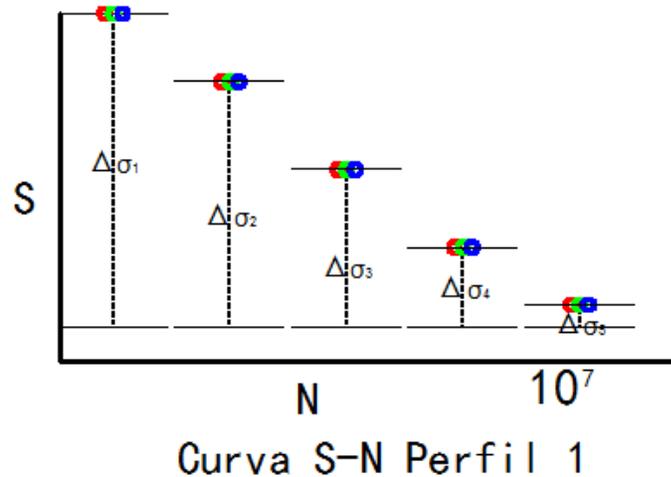


Figura 6 Esquema de pruebas para la realización de curvas S-N con diferentes esfuerzos

La modelación será válida principalmente para la predicción de la vida de elementos estructurales con soldadura de filete y uniones tipo traslape sometido a cargas cíclicas

para aceros TRIP, con la posibilidad de generalizar una metodología para llevar a cabo una predicción confiable con otros tipos de material y características de la unión.

Se usaron herramientas computacionales como lo son en software ANSYS WORKBENCH y el software ABAQUS que ayudan a la simulación de esfuerzos y deformaciones, y sistemas de medición CAD los perfiles reales de la pieza, y así lograr predicción y simulación de la unión sometida a cargas cíclicas.

3. METODOLOGÍA

- ✓ **Revisión del estado del arte de los métodos de: predicción de fatiga, metal base, proceso de soldadura, pruebas de fatiga en uniones soldadas.**
- ✓ **Definición de las variables del proceso (velocidad de alimentación del alambre y velocidad de avance) para obtener un perfil de soldadura que se encuentren dentro de código (D8.8M) para la realización de las pruebas reales.**
- ✓ **Calibración del software para la simulación de deformaciones factores de intensidad de esfuerzos**
- ✓ **Simulación y resolución de ecuaciones para la predicción de ciclos de vida para la iniciación y la propagación de la grieta.**
- ✓ **Realización de las pruebas de fatiga reales y creación de las curvas S-N.**
- ✓ **Análisis y comparación de los resultados de las pruebas de fatiga con los resultados de la modelación con el fin de validar el modelo.**
- ✓ **Escritura de los resultados con el fin encontrar las zonas de confiabilidad del modelo.**

4. MARCO TEÓRICO

4.1. Clasificación de los aceros utilizados en la industria automotriz

La industria automotriz clasifica a los aceros de diferentes maneras, una de ellas es por la designación metalúrgica de las cuales las más comunes son: Los aceros de baja resistencia (aceros libres de intersticios y aceros suaves), aceros de alta resistencia HSS (aceros al carbono-manganeso, aceros endurecidos por calentamiento, aceros de alta resistencia libre de intersticios, aceros de alta resistencia baja aleación y aceros isotrópicos), y aceros avanzados de alta resistencia AHSS (aceros de doble fase, aceros de plasticidad inducida por transformación, aceros de fase compleja y aceros martensíticos). (WorldAutoSteel, 2009)

El segundo método de clasificación para los diseñadores, es por la resistencia de los aceros, por lo tanto, los aceros de alta resistencia HSS y los aceros avanzados de alta resistencia AHSS son los más mencionados para su uso en partes estructurales en la industria automotriz, principalmente los aceros HSLA (High Strength Low Alloy por sus siglas en inglés) refiriéndonos al grupo de aceros HSS, y aceros de doble fase, aceros de plasticidad inducida por transformación y aceros martensíticos los cuales forman parte del grupo de aceros AHSS. (WorldAutoSteel, 2009)

El tercer método de la clasificación presenta las propiedades mecánicas o parámetros de formado de los diferentes aceros, como lo son el porcentaje de elongación total, el exponente de endurecimiento por deformación valor "n", o el radio de expansión de los orificios. (WorldAutoSteel, 2009)

En la **Figura 7** se muestran los aceros de acuerdo a su resistencia a la tensión, elongación total y por sus nombres de acuerdo a sus características metalúrgicas.

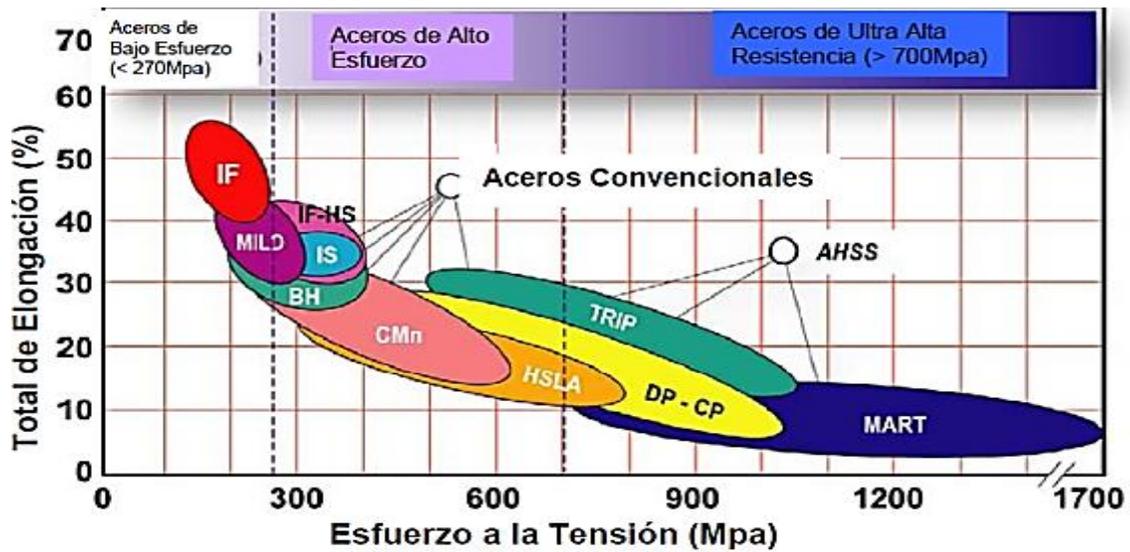


Figura 7 Aceros de baja resistencia, aceros de alta resistencia HSS y aceros avanzados de alta resistencia indicados en color verde, amarillo y azul. (I-CAR, 2006)

4.2. Aceros de plasticidad inducida por transformación

La microestructura de los aceros TRIP consiste en austenita retenida dentro de una matriz primaria de ferrita, el volumen mínimo de austenita retenida es de 5%, fases como lo son martensita y bainita se presentan en cantidades variables.

En los aceros TRIP por lo general se requiere mantener una temperatura isotérmica e intermedia lo cual puede producir algunas cantidades de bainita. Los altos contenidos de silicio y carbono de los aceros TRIP también dan como resultado un volumen significativo de austenita retenida en las microestructuras finas.

Durante la deformación la dispersión de las segundas fases duras en las ferritas suaves crean un alto índice de endurecimiento por deformación, tal como se observa en los aceros doble fase, sin embargo, en los aceros TRIP la austenita retenida transforma progresivamente a martensita aumentando su resistencia, incrementando así el rango de endurecimiento por deformación a niveles muy altos.

Una de las principales ventajas de su uso es que debido a los rangos de endurecimiento por deformación en los aceros TRIP son sustancialmente mayor que los aceros convencionales HSS, lo cual hace particularmente útil para los diseñadores que requieren aceros de alta dureza (ver **Figura 9**).

4.2.1. Obtención de los Aceros TRIP

El ciclo térmico aplicado para fabricar los aceros TRIP es similar al usado en los aceros DP (ver **Figura 8**). La lámina es calentada rápidamente en la región intercrítica para formar una mezcla de austenita y ferrita. La mayor diferencia es la introducción de un mantenimiento isotérmico en la región bainítica, (o un enfriamiento lento) para generar bainita y retener austenita en la estructura final. Esto se logra al deprimir la temperatura M_s abajo del cero, al enriquecer en carbono la austenita no transformada. El enriquecimiento en carbono mediante la formación de ferrita es insuficiente. Por lo tanto, un mayor enriquecimiento en carbono se alcanza mediante la formación de bainita. De esta manera el carbono rechazado desde la ferrita enriquece a la austenita, la cual queda retenida en la microestructura final.

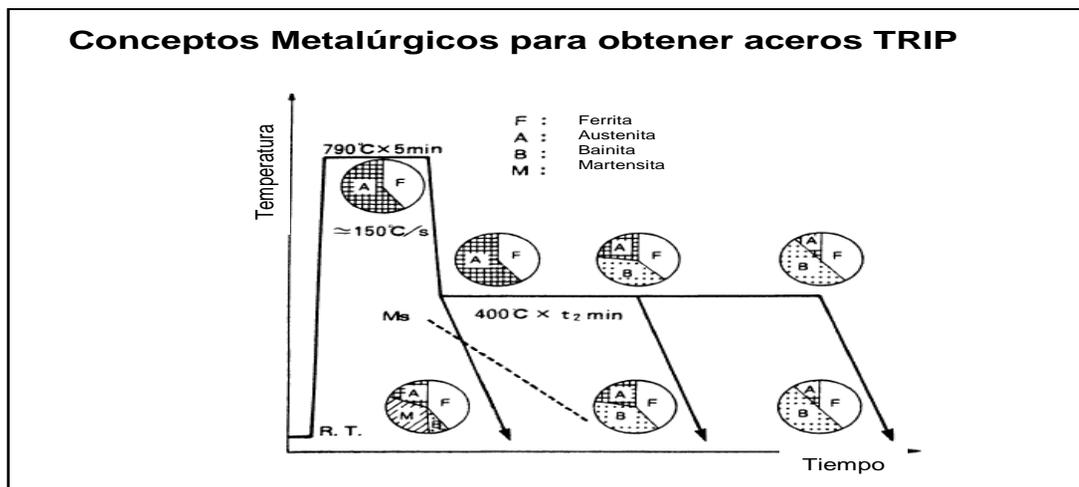


Figura 8 Concepto metalúrgico para obtener aceros TRIP.

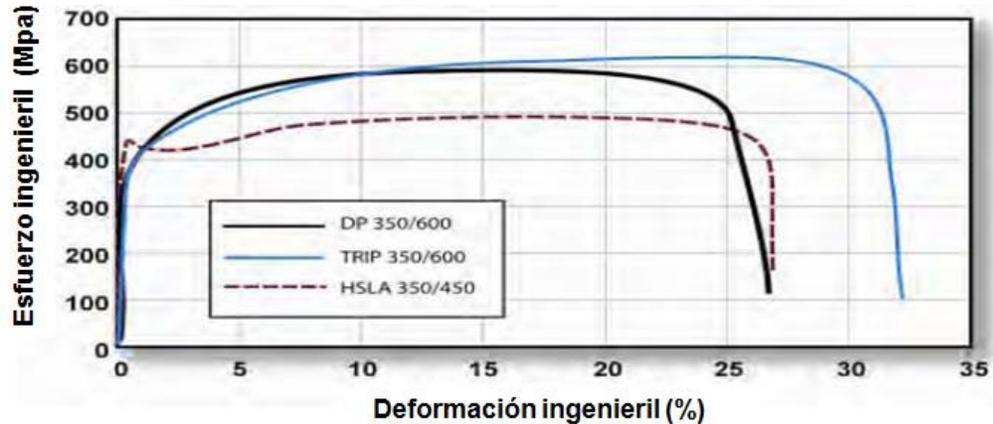


Figura 9 Comparación del esfuerzo ingenieril y deformación ingenieril de los aceros TRIP en comparación con los aceros de doble fase y los aceros HSLA notando sus mejores propiedades

Los aceros TRIP usan mayores cantidades de carbono que los aceros DP para lograr estabilizar la fase de austenita retenida por debajo de la temperatura ambiente, altos contenidos de silicio y aluminio aceleran la formación de ferrita a bainita, así estos elementos ayudan a mantener el contenido necesario de carbono dentro de la austenita retenida.

La supresión de la precipitación de carburos durante las transformaciones bainíticas puede ser crucial en los aceros TRIP. El silicio y el aluminio son usados para evitar la precipitación de carburos en la región bainítica.

El nivel de esfuerzo en el cual la austenita retenida comienza la transformación a martensita es controlado mediante el ajuste del contenido de carbono, a bajos niveles de carbono, la austenita retenida comienza la transformación casi inmediatamente después de la deformación, incrementándose los rangos de endurecimiento por deformación durante el proceso de estampado.

A altos contenidos de carbono, la austenita retenida es más estable y empieza la transformación solo a niveles de tensión más allá de los producidos durante el formado, a estos niveles de carbono, la austenita retenida persiste dentro de la parte final, se transforma en martensita durante la deformación posterior. ^(WorldAutoSteel, 2009)

4.3. Comportamiento de los aceros TRIP al ser unidos mediante soldadura

En estudios realizados anteriormente, se observa que en las zonas afectadas por el calor se obtiene un endurecimiento debido a la formación de fases duras como lo es la martensita la cual deriva de la transformación de la austenita retenida que se encuentra en el metal base. (Buendia, 2010), por lo cual en las pruebas de tensión, la fractura se localiza en el metal base, alejado de la soldadura y de la zona afectada por el calor tal como se muestra en la **Figura 10**.

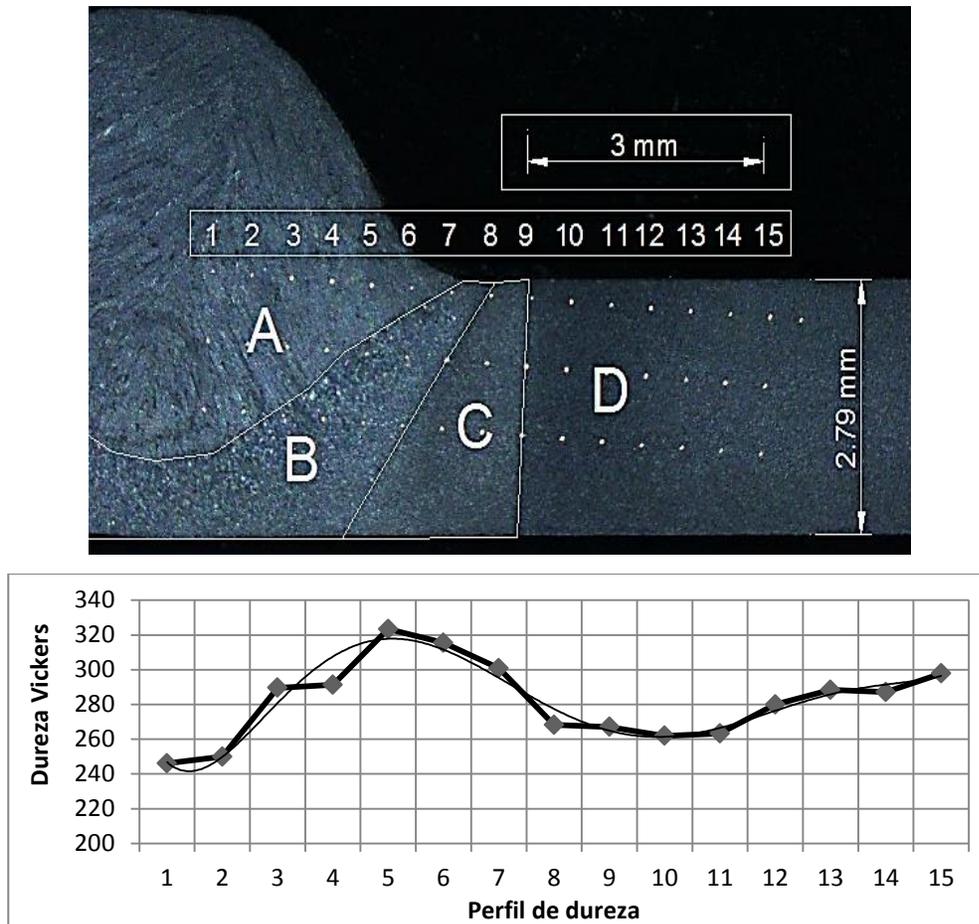


Figura 10 Dureza en los aceros TRIP 780.

4.4. Fatiga en componentes estructurales.

La mayoría de los componentes estructurales y equipos en la industria están sujetos a repetidas cargas, las cuales son muy pequeñas para que el componente, sin embargo,

al ser estas pequeñas cargas aplicadas repetidamente llegan a surgir grietas, las cuales podrían propagar hasta llegar a la fractura total del equipo o componente.

Algunos ejemplos de equipos y estructuras sometidos a cargas fluctuantes pueden ser: bombas, vehículos, excavadoras, aeronaves, puentes, barcos, automóviles etc... (Jhon M. Barson, Stanley T. Rolfe, 1999) (Draper, 2005) Para el caso del trabajo en curso, es importante saber la resistencia de la unión de soldadura bajo los esfuerzos máximos de fatiga a los cuales podría ser sometida la unión de la estructura que se está estudiando.

Los daños por fatiga de los componentes sometidos a fluctuaciones normales dentro del rango de la zona elástica, ocurren, en la región donde los esfuerzos localizados en un punto excede el límite de cedencia del material (en soldaduras a traslape, generalmente al pie de la soldadura). (Zhili Feng*, Yang Sang, Chonghua Jiang, John Chiang, Min Kou, 2009) (P. Darcis, 2006)

Después de un cierto número de cargas fluctuantes, la acumulación de daño causa la iniciación y subsecuentemente la propagación de la grieta o grietas en la región dañada plásticamente (donde ya se han rebasado los límites elásticos). Este proceso puede y en muchos de los casos causa la fractura de los componentes.

Entre más grande sea la concentración de esfuerzos localizados, el tiempo en que inicia la grieta por fatiga es más corto. (Jhon M. Barsom, Stanley T. Rolfe, 2006)

4.4.1. Definición de fatiga

La fatiga según la “STANDARD TERMINOLOGY TO FATIGUE AND FRACTURE TESTING” es el proceso de cambio estructural progresivo, localizado y permanente que ocurre en un material sujeto a condiciones que producen esfuerzos y deformaciones fluctuantes en un mismo punto o puntos que pueden culminar en grietas o fractura completa después de un número suficiente de fluctuaciones.

El estudio de fatiga observado en este trabajo es considerado bajo las condiciones de un ambiente benigno. Es decir, que los esfuerzos de fatiga son originados debido

únicamente a las repetidas cargas fluctuantes a las cuales es sometida la unión; cuando este proceso de cargas repetidas en un elemento ocurre dentro de un ambiente agresivo se conoce como fatiga por corrosión.

4.4.2. Conceptos de fatiga

Los componentes estructurales están sujetos a una variedad de historias de cargas, la más simple de estas historias de cargas son las fluctuaciones de esfuerzos cíclicos de amplitud constante, este tipo de cargas usualmente ocurren en partes de maquinarias tales como ejes o barras durante periodos de rotación estacionaria. La historia de cargas fluctuantes más compleja son los de secuencia aleatoria de amplitud variable, este tipo de carga es experimentada en muchas estructuras incluyendo plataformas de perforación a mar abierto, barcos, aeronaves, puentes y equipo para movimiento de tierras.

4.4.2.1. Cargas de amplitud constante

Los esfuerzos fluctuantes de amplitud constante, usualmente encontrados en maquinaria que se encuentran cuasi-estáticas, conservan la misma amplitud de esfuerzos a lo largo de sus ciclos por lo tanto la predicción de vida de elementos sometidos a este tipo de esfuerzos tiene menor dificultad que los esfuerzos de amplitud variable para ser calculada, en la **Figura 11** se muestra un esquema del comportamiento de la amplitud de cargas constantes.

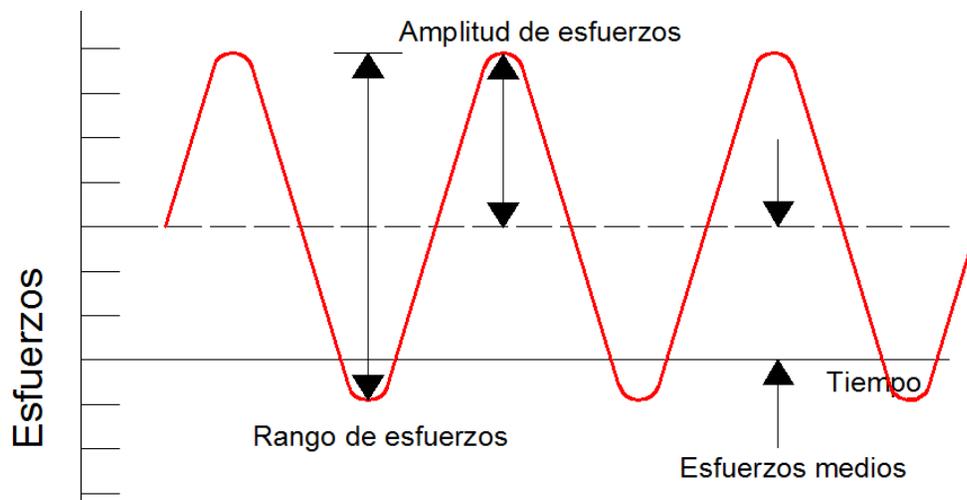


Figura 11 Esfuerzos Fluctuantes de amplitud constante.

Las historias de carga de amplitud constante pueden ser representadas mediante un rango constante de carga (rango de esfuerzos), $\Delta\sigma$; un esfuerzo medio, σ_{mean} ; y la amplitud de esfuerzos o alternación de esfuerzos σ_{amp} ,

El rango de esfuerzos es la diferencia entre el esfuerzo máximo y el esfuerzo mínimo en un ciclo como se muestra en la **Ecuación 4-1**;

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad \text{Ecuación 4-1}$$

El esfuerzo medio es la mitad del rango de esfuerzos (**Ecuación 4-2**), es importante saber si el esfuerzo medio queda en una zona de esfuerzos de tensión o compresión lo cual depende de la razón de esfuerzos “R”;

$$\sigma_{mean} = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad \text{Ecuación 4-2}$$

El esfuerzo medio es considerado un valor importante en los modelos de predicción, debido a que la resistencia del elemento sometido a fatiga depende de la zona en que se encuentre el esfuerzo medio, se sabe que si el esfuerzo medio se encuentra en una zona de tensión, es decir $R \geq 0$ se tendrá menor resistencia que si el esfuerzo medio se encuentra un rango $0 > R \leq -1$.

La amplitud de esfuerzos (**Ecuación 4-3**) (importante para las curvas de Wöhler) o esfuerzos alternados es la mitad del rango de esfuerzos en un ciclo.

$$\sigma_{amp} = \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad \text{Ecuación 4-3}$$

La razón de esfuerzos “R” representa una magnitud relativa del esfuerzo mínimo y máximo de cada ciclo (**Ecuación 4-4**).

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad \text{Ecuación 4-4}$$

La razón de esfuerzos más comunes para las pruebas en cargas de amplitud constante son las:

- 1.- Completamente reversible $R = -1$ donde los esfuerzos medios son iguales a 0 y los esfuerzos de tensión y de compresión tienen la misma magnitud con signo contrario.
- 2.- De cero a completa tensión $R = 0$ donde la carga mínima es 0 y la carga máxima se encuentra en esfuerzos de tensión, los esfuerzos medios tienen mayor influencia que en la completamente reversible.
- 3.- Tensión – Tensión $0 \leq R \leq 1$ donde los valores comunes oscilan entre $R = 0.1$ y $R = 0.4$, aquí en este tipo de razón de esfuerzos, los esfuerzos medios son los más críticos, debido a que su zona siempre está dentro de la tensión.

4.4.2.2. Cargas fluctuantes de amplitud variable

Los esfuerzos de amplitud variable se encuentran más comúnmente en estructuras en movimiento, sin embargo la complejidad de su cálculo es grande, un ejemplo del comportamiento de este tipo de carga se puede observar en la **Figura 12**.

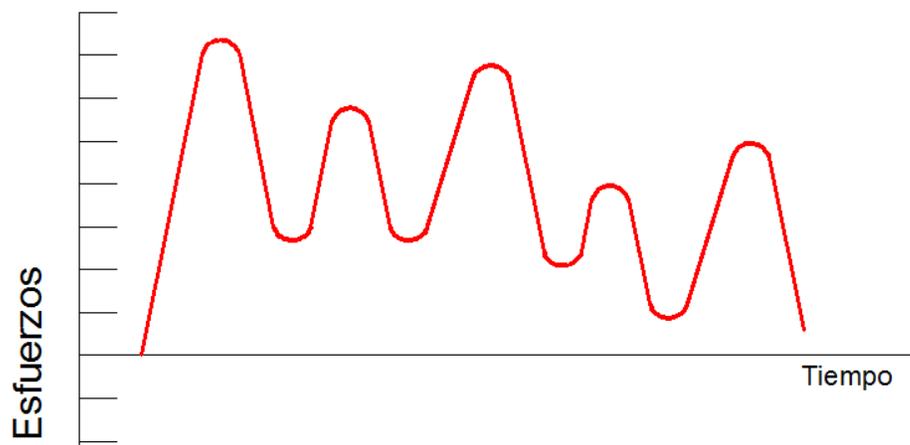


Figura 12 Esfuerzos Fluctuantes de amplitud variable.

4.4.3. Número de ciclos para la falla

El número de ciclos que se requieren para la iniciación de la grieta por fatiga (N_t) es; la vida de iniciación de grieta por fatiga (N_i) más el número de ciclos para la propagación a un tamaño crítico al cual se le nombra vida de propagación de la grieta por fatiga (N_p) Ecuación.

$$N_t = N_i + N_p.$$

Ecuación 4-5

Sin embargo, es complejo encontrar una simple o clara delineación entre la iniciación y la propagación. Además que, una grieta pre-existente (defecto, concentrador natural de esfuerzos) en un componente estructural, podría reducir o eliminar la iniciación de la grieta por fatiga y por ende reducir la vida total del componente. ^(P. Darcis, 2006)

4.4.4. Conceptos de la mecánica de fractura que intervienen en la fatiga

La mecánica de fractura es un método de caracterización de la fractura y el comportamiento a la fatiga de miembros estructurales con que tengan algún tipo de muesca (grieta o defecto).

4.4.4.1. Factor de intensidad de esfuerzos (K_I)

El factor de intensidad de esfuerzos es un cálculo matemático que relaciona la carga aplicada y el tamaño de la grieta para una geometría en particular. El cálculo de K_I es equivalente al cálculo de los esfuerzos aplicados (σ) en una estructura sin defectos. Para prevenir la cedencia, los esfuerzos aplicados (σ) se mantienen por debajo del esfuerzo de cedencia del material (σ_{ys}). En un miembro sin defectos, el esfuerzo σ es la “fuerza motriz” y σ_{ys} es la “fuerza que resiste”, la fuerza motriz es calculada cuantitativamente mientras que la “fuerza que resiste” es un valor medido. De la misma forma, K_I se calcula como la “fuerza motriz” y K_C es un valor medido de tenacidad a la fractura y representa la “fuerza de resistencia” de la extensión de la grieta. Para prevenir fractura frágil el factor de intensidad de esfuerzos se mantiene por debajo del valor de la tenacidad a la fractura K_C .

4.4.4.2. Factor de concentración de esfuerzos K_t

La mayoría de los miembros estructurales tienen discontinuidades de algún tipo, por ejemplo; hoyos filetes, muescas, etc..., si estas discontinuidades tienen geometría bien definidas, es posible determinar el factor de concentración de esfuerzos para este tipo de geometrías, una forma de obtener el incremento de esfuerzos locales es usando una relación entre el esfuerzo local máximo y el esfuerzo nominal aplicado. (Jhon M. Barsom, Stanley T. Rolfe, 2006)

$$\sigma_{max} = k_t \cdot \sigma_{nom}$$

El factor de concentración de esfuerzos K_t solo se aplica cuando la raíz del material que contiene la muesca sea elástico. (T.H.Topper, R.M. Wetzel, J. Morrow , 1967)

4.4.5. Factores que afectan el rendimiento a la fatiga

Muchos parámetros afectan el rendimiento a la fatiga de componentes estructurales, estos incluyen parámetros relacionados con la carga, la geometría y las propiedades del componente y el medio ambiente.

Los parámetros de esfuerzo incluyen: El estado del esfuerzo, el rango de esfuerzos, la razón o proporción de esfuerzos, si la carga es constante o variable, la frecuencia y los esfuerzos máximos, de los parámetros de esfuerzo antes mencionados, la razón o proporción de esfuerzos, es muy importante ya que debido a este valor se sabe que tanto afectan los esfuerzos medios al componente, es decir, si la $r > 0$ (ratio o razón) esto indica que los esfuerzos medios quedan en la zona de tensión, y por consecuencia el elemento tendrá una vida más corta y se tendrán que tomar en cuenta los esfuerzos medios.

La geometría y las propiedades del componente incluyen: Los concentradores de esfuerzos, el tamaño, el gradiente de esfuerzos y las propiedades mecánicas y metalúrgicas en el metal base de la soldadura.

Los parámetros del medio ambiente externo incluyen: La temperatura y el medio ambiente externo.

4.4.5.1. Efecto de la geometría de la unión

Como se ha señalado por Sanders y Day en el desarrollo de cualquier criterio de comportamiento a la fatiga para soldaduras, la agudeza de la geometría de la unión es probablemente es el factor más crítico. (Kou, 2003)

Las grietas por fatiga a menudo inician desde una concentración de esfuerzos causados por la forma de la geometría tales como agujeros y radios en los empalmes (Jhon M. Barsom, Stanley T. Rolfe, 2006)

En algunos casos, una disminución de la concentración de esfuerzos puede lograrse mediante el uso de radios de transición en las regiones de filetes, cambios geométricos o minimización de los tamaños de las discontinuidades de la soldadura.

4.4.6. Pruebas de fatiga

Las pruebas de fatiga comúnmente se realizan mediante pequeños especímenes de laboratorio; los cuales simulan el componente estructural en función.

El objetivo de cada prueba es desarrollar información del comportamiento a la fatiga del material, la soldadura y la geometría. Esta información también puede ser utilizada para seleccionar el material apropiado, el diseño o ambos para alguna aplicación en particular.

Los especímenes de laboratorio generalmente tienen una geometría simple y son utilizados para obtener las propiedades básicas del material del metal base y la soldadura, además de que pueden ser utilizados para estudiar la iniciación de la grieta o la vida de propagación donde en ocasiones no hay distinción entre ambas regiones.

Es necesario trabajar siempre con el mismo material y tipo de unión para poder predecir la vida total de un espécimen ya que no se puede usar los resultados para predecir el

comportamiento de componentes que tienen diferentes tamaños, formas o materiales. (Jhon M. Barsom, Stanley T. Rolfe, 2006)

4.4.6.1. Pruebas de iniciación a la fatiga

La mayoría de las investigaciones de pruebas de fatiga, son hechas para evaluar el comportamiento de los metales con geometrías complicadas, o para evaluar nuevos materiales unidos mediante diferentes procesos de soldadura.

4.4.6.2. Pruebas de resistencia al esfuerzo

En cada prueba el espécimen es sujeto a esfuerzos alternos que varían entre los límites máximos y mínimos hasta que ocurra la falla. Este procedimiento es repetido para otros especímenes a la misma razón de esfuerzos (R) pero a diferentes valores máximos de esfuerzo.

Los resultados de las pruebas son graficadas para formar un diagrama S-N donde S representa el valor máximo del esfuerzo $\sigma_{\text{máx}}$ y N representa el número de ciclos requeridos para causar la falla.

4.4.6.3. Pruebas de resistencia a la deformación

La mayoría de las estructuras son sometidas a esfuerzos nominales que hacen que este se deforme elásticamente, sin embargo en ocasiones existen zonas dentro de este componente que se deforman plásticamente debido a algún concentrador de esfuerzo. Una de las principales causas de la iniciación y la propagación de las grietas por fatiga es este tipo de deformaciones plásticas, por lo cual la resistencia del elemento es determinada por la suma de los ciclos transcurridos y requeridos para iniciar una grieta por fatiga y la propagación de la grieta de dimensiones subcríticas hasta tamaños críticos.

La resistencia a la fatiga en los componentes estructurales que son sometidos a deformaciones elásticas y en ciertos puntos presentan deformaciones plásticas, se considera que su vida de resistencia a las deformaciones cíclicas está compuesto por

tres estaciones continuas: Inicio, propagación y fractura, donde la fractura representa la última condición en la vida del elemento estructural.

4.4.6.4. Curvas S-N

Los procedimientos estructurales usados para el diseño de componentes sujetos a cargas fluctuantes ayudan a diseñar las curvas de fatiga, las cuales caracterizan las propiedades básicas de fatiga de un componente sin muesca y considerando un factor de reducción de resistencia a la fatiga. El factor de reducción de resistencia a la fatiga incorpora el efecto de las características de los diferentes parámetros de componentes estructurales específicos que hacen más susceptibles a las fallas por fatiga o componentes sin muescas tales como acabado superficial, geometría, defectos etc.

El diseño de las curvas de fatiga está basado en la predicción del ciclo de vida de la información de los esfuerzos nominales contra los ciclos de falla (S-N), los cuales son determinadas con especímenes de laboratorio. Tales datos son usualmente obtenidos como ya se mencionó mediante pruebas de especímenes sin muesca y representa el número de ciclos requeridos para la iniciación de la grieta en el espécimen más el número de ciclos requeridos para propagar la grieta desde un tamaño subcrítico hasta dimensiones críticas.

La dimensión crítica de una grieta que se requiere para causar una falla depende de la magnitud del esfuerzo aplicado sobre el tamaño del espécimen así como las condiciones a las cuales son realizadas las pruebas.

Cuando se aumenta la magnitud de los esfuerzos aplicados a un elemento; el total de la vida decrece, esto debido a que la cantidad de ciclos para la iniciación la grieta decrece. Esto lleva a que los datos de la gráficas S-N no den una información completa con respecto a la predicción de vida en los componentes estructurales, principalmente en componentes que tienen irregularidades en su superficie o contengan imperfecciones como grietas o defectos. Esto ocurre porque las irregularidades o imperfecciones reducen y posiblemente eliminan la porción de iniciación de la grieta de la vida por fatiga.

4.5. Proceso de soldadura en componentes automotrices

El proceso de soldadura comúnmente utilizado en la industria automotriz es el proceso de soldadura por arco de metal y gas (GMAW), gracias a su velocidad, versatilidad y costo.

La soldadura por arco de metal y gas (Gas Metal Arc Welding GMAW) es un proceso de soldadura que emplea un arco entre un electrodo continuo de metal de aporte y el charco de soldadura. El proceso se realiza bajo un escudo de gas suministrado externamente y sin aplicación de presión (ver **Figura 13**).

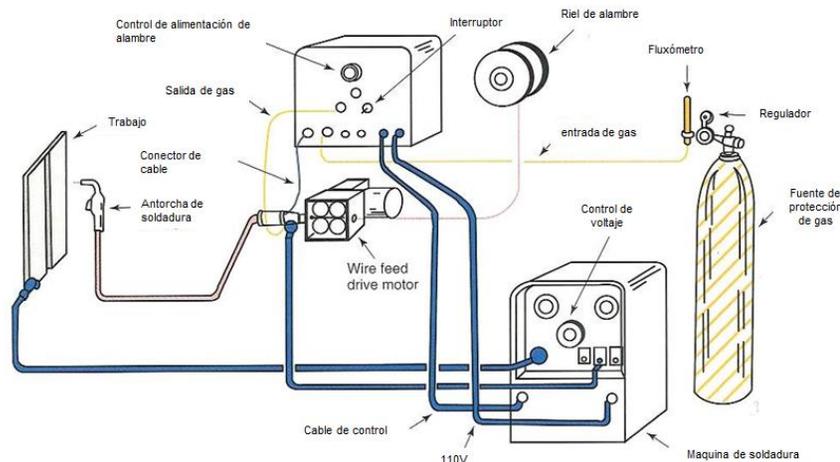


Figura 13 Esquema de proceso GMAW

Existen principalmente 4 diversos tipos de transferencia de acuerdo a la cantidad y tipo de corriente y espesor de alambre con el que se esté trabajando, sin embargo, de acuerdo al espesor de las placas y a las características que se buscan en este proyecto el tipo de transferencia utilizado es el llamado por spray o por aspersion, ya que es un tipo de transferencia muy estable y libre de salpicaduras. Para lograr este tipo de transferencia es necesario utilizar corriente continua con electrodo al positivo y un nivel de corriente conocido por encima del valor crítico al cual se le llama corriente de transición.

La corriente de transición va desde los 150 amperes en electrodos de 0.8mm hasta corrientes de 275 amperes para electrodos de 1.6mm.

Dentro de las variables que afectan la penetración de la soldadura, la geometría de la zona soldada y la calidad global de la soldadura, están la corriente de soldadura, la polaridad, el voltaje de acuerdo al arco de soldadura, la velocidad de avance, la extensión del electrodo, la orientación del electrodo, la posición a soldar, el diámetro del electrodo, composición y tasa de flujo del gas protector. (Brien, 1996)

4.5.1. Comportamiento de la fatiga y la fractura en componentes soldados

La tecnología de la soldadura ha tenido un impacto significativo en el desarrollo industrial, la fabricación mediante soldadura es un método efectivo que reduce el costo de fabricación y producción y esto puede ser mecanizado, controlado por computadora e incorporado en líneas de ensamble.

La fabricación con soldadura ha revolucionado muchas industrias como lo es la producción automotriz además de tener como resultado el desarrollo de diversos productos.

La tecnología de la soldadura es una rama compleja en la cual la fabricación mediante soldadura abarca características que pueden entenderse a diferentes niveles de acuerdo a su preparación como lo puede ser: por el ingeniero de diseño, el fabricante y el soldador. Algunas de las características importantes a entender son los esfuerzos residuales, imperfecciones y concentradores de esfuerzos.

Las fallas en estructuras ocurren principalmente en la conexión de componentes. Incluso cuando estas estructuras hayan sido diseñadas, fabricadas e inspeccionadas bajo algún código, refiriéndonos como conexiones a las locaciones en la estructura donde los elementos son unidos para conciliar cambios en la geometría y/o acomodo. Por ejemplo las grietas por fatiga en componentes ocurren casi sin excepción en la soldadura que se encuentra ya sea conectada y/o remachadas.

En la mayoría de las ocasiones, aunque los esfuerzos aplicados estén dentro de código, las soldaduras debido a diversos factores (esfuerzos residuales y concentradores de esfuerzo) pueden elevar los esfuerzos para iniciar y propagar la grieta. Las grietas por fatiga típicamente inician de una discontinuidad dentro de la soldadura o metal base. Estas discontinuidades pueden ser volumétricas (poros, inclusiones de escoria) o planas como los son los socavamientos, la falta de fusión o el traslape, en cualquier de estos casos la elevación de esfuerzos locales podrían ser suficientes para reducir la resistencia a la fatiga del elemento soldado.

Además la geometría de la soldadura puede inducir concentradores de esfuerzos mayores que los asociados con las discontinuidades de soldadura antes mencionados. Por ejemplo, uno de los tipos de soldadura más sensibles a las fallas por fatiga, es la soldadura de filete con orientación perpendicular al campo de esfuerzos cíclicos aplicados. En estos casos, la iniciación de la grieta por fatiga inicia desde el pie del filete de soldadura y propaga a través del metal base adyacente, de hecho la mayoría de las fallas iniciadas por fatiga en la superficie comienzan al pie de la soldadura. Por consecuencia la resistencia a los esfuerzos cíclicos dependen de la geometría y las discontinuidades. Otros parámetros como esfuerzos residuales, distorsión, tratamientos térmicos y el ambiente al que estén expuestos tienden a tener efectos secundarios.

4.5.1.1. Códigos y características en la soldadura automotriz

Como ya se ha mencionado es importante saber que la calidad se relaciona directamente con el rendimiento y la seguridad, es por ello que la AWS 8.8M “Especificaciones para la calidad de soldadura en la industria automotriz- soldadura por arco en aceros” habla de los requerimientos mínimos necesarios para la calidad de la soldadura en la industria automotriz. La especificación D8.8 abarca principalmente aceros al carbono y aceros que tengan un bajo contenido de carbono equivalente.

4.5.2. Requerimiento de dimensiones de las soldaduras de filete

Debido a la naturaleza del proyecto y al tipo de soldadura utilizado de acuerdo al código antes mencionado, se definió que las características geométricas deberían de cumplir por lo menos con las siguientes características (ver **Figura 14**):

- 1.- El mínimo de tamaño de las piernas debe ser igual o mayor del 90% del material más delgado.
- 2.- La garganta de la soldadura no debe ser menor del 60% del material soldado más delgado

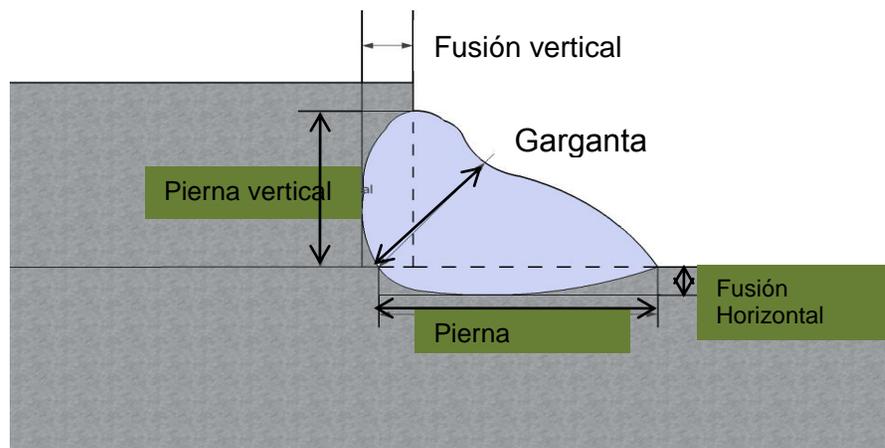


Figura 14 requerimientos de pierna y garganta en la soldadura

Es importante conocer los requerimientos mínimos de penetración en la soldadura, ya que estos te aseguran una buena resistencia mecánica, además de que estos parámetros son los que se revisan principalmente en la industria.

4.5.3. Defectos más comunes en las uniones soldadas y sus principales causas.

Los defectos más comunes en la soldadura en los procesos de ensamble en partes estructurales en la industria automotriz se pueden observar en la siguiente **Figura 15**.

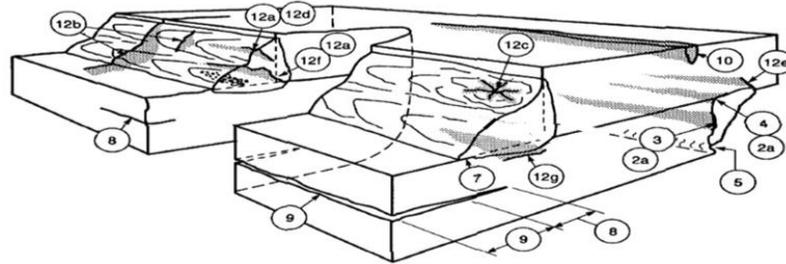


Figura 15 Defectos en la soldadura (AWS B1.10)

De acuerdo a los números mostrados en la **Figura 15** estos son los defectos:

3.-Fusión incompleta la cual se encuentra entre la zona del metal base y el metal de soldadura.

4.-Penetración incompleta del metal de soldadura en el metal base principalmente en la raíz de la unión.

5.-Traslape o superposición del metal de soldadura sobre el metal de soldadura, este defecto se observa principalmente en el pie de la soldadura.

8.-Laminación, es un defecto de fabricación del metal base que generalmente se encuentra en la mitad de la sección del espesor de éste.

9.-La delaminación, exposición de la laminación del metal base en la superficie.

10.-Defectos de laminación superficiales en el metal base, estos pueden causar grietas si la soldadura es aplicada en este tipo de defectos.

4.5.4. Esfuerzos residuales.

Los esfuerzos residuales son aquellos que existen en componentes libres de esfuerzos aplicados externamente, estos son causados por deformaciones plásticas no uniformes en regiones vecinas. Estas regiones pueden ser pequeñas así como ocurre en las soldaduras o grandes como lo pueden ser en una viga cargada o pre-forzada, además los esfuerzos residuales siempre están balanceados de manera que el campo de esfuerzos se encuentre en equilibrio estático.

Los esfuerzos residuales pueden beneficiar o perjudicar el comportamiento de los componentes, por ejemplo, el control térmico o esfuerzos residuales mecánicos son usados para curvar o enderezar varios componentes, también, los esfuerzos residuales de compresión son utilizados para minimizar los efectos del medio ambiente en los componentes y mejorar su rendimiento a la iniciación de fatiga, ya que la resistencia a la fatiga es gobernada principalmente por el rango de esfuerzos más que por la magnitud de esfuerzos cuasi-estáticos.

Los esfuerzos residuales de tensión usualmente tienen un efecto secundario en el comportamiento a la fatiga de los componentes, por otro lado excesivos esfuerzos residuales pueden causar fracturas en materiales con baja resistencia a la tenacidad. Por consecuencia las magnitudes no favorables de esfuerzos residuales deben ser controladas.

Además, los esfuerzos residuales pueden ser inducidos mediante procesos térmicos, mecánicos o metalúrgicos. Los esfuerzos residuales térmicos son causados mediante deformaciones permanentes no uniformes cuando el metal es calentado y después enfriado controladamente. La expansión y contracción sin restricción de movimiento no genera esfuerzos residuales. Sin embargo, la contracción y restricción delimitada inducen a una deformación permanente y correspondiente a los esfuerzos residuales.

Los esfuerzos residuales inducidos mecánicamente son causados mediante deformaciones permanentes no uniformes cuando el material está bajo tensión o compresión con restricción.

Metalúrgicamente por el depósito de metal fundido en soldadura autógenas. La contracción en la solidificación del metal de soldadura es restringida por el material adyacente, depende de la cantidad del proceso, cantidad total de soldadura aplicada.

Los métodos para la medición de esfuerzos residuales incluyen el seccionamiento, hole drilling, difracción de rayos X.

El método de seccionamiento es una prueba destructiva en el cual los esfuerzos residuales son determinados mediante la remoción de rebanadas del miembro y midiendo la deformación resultante. Hole-drilling es una prueba semidestructiva para medir los esfuerzos residuales cerca de la superficie del material. Difracción de rayos X es un método no destructivo el cual determina los esfuerzos residuales en la superficie. (Jhon M. Barsom, Stanley T. Rolfe, 2006)

4.5.5. Distorsión

La contracción térmica del metal de soldadura depositado puede causar distorsión cuando los componentes se pueden mover libremente, si los componentes no son libres de movimiento, la distorsión decrece y la magnitud de los esfuerzos residuales incrementa. La distorsión en la soldadura a tope puede resultar fuera del plano de flexión, distorsión y cambios de dimensión. La distorsión produce esfuerzos secundarios las cuales al ser sometidos a ciclos de cargas fluctuantes de los cuales cuando son superpuestos sobre las fluctuaciones de esfuerzos secundarios decrece la vida de fatiga del elemento. La distorsión puede ser minimizada y controlada por el diseño y la fabricación. Minimizar la cantidad de metal depositado usando la menor cantidad de soldadura aceptable, la geometría de la unión que requiera poca cantidad de soldadura, altas velocidades de avance y procesos de bajo calor de entrada. (Jhon M. Barsom, Stanley T. Rolfe, 2006)

4.6. Predicción de la vida útil de un elemento sometido a fatiga

La durabilidad en las uniones de soldadura sometidas a fatiga es uno de los factores de mayor importancia que se intenta regular en las estructuras de aceros AHSS en componentes para la industria automotriz; sin embargo, estudios recientes revelan que a diferencia de los aceros utilizados convencionalmente (aceros suaves y aceros de alta resistencia baja aleación) las uniones soldadas de los aceros AHSS no presentan un aumento en la resistencia a la fatiga. (Zhili Feng*, Yang Sang, Chonghua Jiang, John Chiang, Min Kou, 2009)

Se han realizado diferentes análisis de fatiga como los referentes a la iniciación y la propagación de la grieta con el fin de evaluar los efectos de la geometría de la unión soldada con respecto a la vida del elemento sometido a fatiga. Es por ello que al diseñar

una nueva estructura o al evaluar una estructura ya existente sometida a cargas fluctuantes (fatiga) como lo pueden ser los elementos estructurales de un automóvil, es necesario tener en cuenta la degradación de la estructura ya que la durabilidad de las piezas del vehículo está directamente relacionada con la seguridad, en consecuencia, la evaluación del ciclo de vida de los componentes es esencial para la etapa del diseño inicial. Para apoyar el análisis de los ensayos de fatiga, ciencias como la Mecánica de Fractura han ayudado a hacer predicciones del crecimiento de grietas (propagación) utilizando técnicas como la ley de Paris para el crecimiento de las grietas por fatiga. (Zhili Feng*, Yang Sang, Chonghua Jiang, John Chiang, Min Kou, 2009)

En la actualidad una modelación física de la propagación, crecimiento y durabilidad de una estructura sometida a ciertas cargas cíclicas es esencial para un buen diseño, además del ahorro de tiempo y dinero en pruebas reales.

4.6.1. Resistencia a la fatiga (N)

La vida total de un elemento sometido a fatiga está compuesta como ya se menciona por la iniciación de la grieta de fatiga (N_i) y la vida de propagación de la grieta (N_p), es decir;

$$N \text{ total} = N \text{ iniciación} + N \text{ propagación} .$$

4.6.2. Modelación de la iniciación de la grieta (N_i) con la ecuación Coffin-Manson.

La ecuación de Coffin y Manson (**Ecuación 4-6**) basada en la amplitud de la deformación, para medir fallas por fatiga, junto con la corrección de esfuerzos medios de Morrow, es utilizada para la predicción del número de ciclos en los cuales inicia la grieta (N_i) de un elemento estructural sometida a fatiga y la cual tiene la siguiente forma:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{(\sigma'_f - \sigma_m)}{E} (2N_i)^b + \varepsilon'_f (2N_i)^c \quad \text{Ecuación 4-6}$$

Aquí $\Delta\varepsilon$ es el rango de deformación local, σ_m es la tensión media local en el pie de la soldadura, los parámetros b y c son los exponentes de resistencia y ductilidad respectivamente y por último tenemos que σ'_f y ε'_f son los coeficientes de resistencia a la fatiga y a la ductilidad. (P. Darcis, 2006)

La ecuación de iniciación de la grieta antes descrita, está basada en la relación que existe entre el esfuerzo y la parte elástica de la deformación y se obtiene como se muestra a continuación:

Cuando un componente es sometido a cargas repetidas, se crea una línea o curva de histéresis, la cual tiene un cierto rango de esfuerzos ($\Delta\sigma$), y un rango de deformación ($\Delta\varepsilon$) ver **Figura 16**.

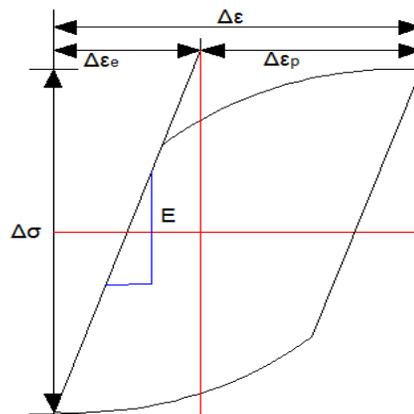


Figura 16 Curva de histéresis del material (Draper, 2005)

Al graficar la curva de histéresis en función de su amplitud de esfuerzos $\frac{\Delta\sigma}{2}$ y su resistencia al número de medios ciclos ($2N_f$) en base logarítmica, se obtiene una gráfica de la forma $y = mx+b$, a la cual se le conoce como curva S-N y se muestra en la **Figura 17**.

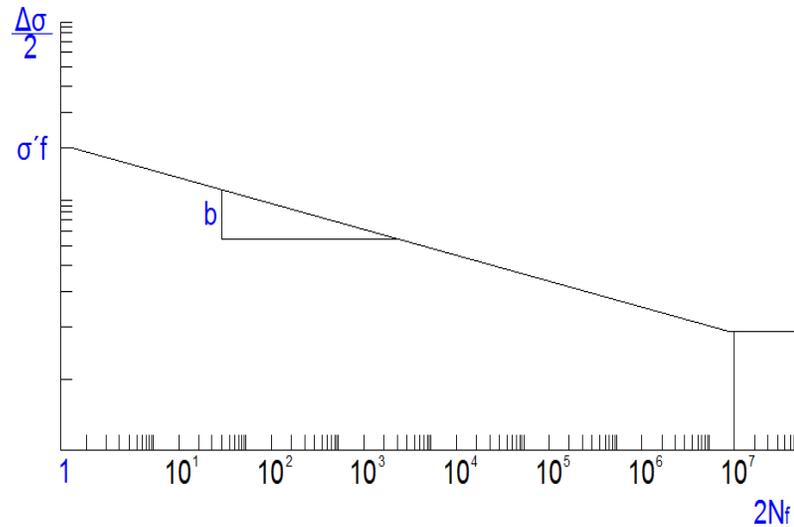


Figura 17 Curva en escala logarítmica de la amplitud de esfuerzo contra los medios ciclos de vida (Draper, 2005)

Se puede observar que la pendiente “m” de la ecuación $y = mx + b$ es el equivalente a “b” en la curva de la **Figura 17** y es conocido como el exponente de Basquin, ahora si tenemos que $y = m \cdot x + b \rightarrow \log \frac{\Delta\sigma}{2} = b \cdot \log(2N_f) + \log(\sigma'f)$ y aplicamos la propiedad de los logaritmos que $b \cdot \log(a) = \log(a)^b \therefore \log \frac{\Delta\sigma}{2} = \log(2N_f)^b + \log(\sigma'f)$ y con la propiedad que $\log(a) + \log(b) = \log(a \cdot b) \therefore \log \frac{\Delta\sigma}{2} = \log[(2N_f)^b \cdot (\sigma'f)]$ y así se obtenemos que la amplitud de esfuerzos tal como se muestra en la **Ecuación 4-7** es:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = (\sigma'f) \cdot (2N_f)^b \quad \text{Ecuación 4-7}$$

Como se puede observar en la **Figura 16**, la deformación en la histéresis está dividida en una zona elástica y una zona plástica. La pendiente E, es decir, el módulo de elasticidad se obtienen tomando la zona elástica de la histéresis tal como se muestra en la **Figura 18**.

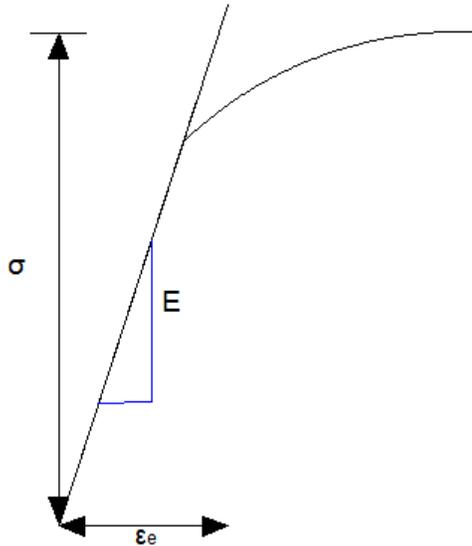


Figura 18 La zona elástica mediante la cual se obtiene el módulo de elasticidad

La relación se puede obtener como: $m = E = \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1} = \frac{\Delta y}{\Delta x} \therefore E = \frac{\Delta \sigma}{\Delta \epsilon_e}$ despejando el rango de esfuerzos se obtiene que $\Delta \sigma = E \cdot \Delta \epsilon_e$ los cual al sustituirse en la ecuación $\frac{\Delta \sigma}{2} = (\sigma' f) \cdot (2N_f)^b$ y se obtiene $\frac{E \cdot \Delta \epsilon_e}{2} = (\sigma' f) \cdot (2N_f)^b$, después al dividir ambos lados entre el módulo de elasticidad "E" $\frac{\frac{E \cdot \Delta \epsilon_e}{2}}{\frac{E}{1}} = \frac{(\sigma' f) \cdot (2N_f)^b}{E} \rightarrow \frac{E \cdot \Delta \epsilon_e}{2E} = \frac{(\sigma' f)}{E} \cdot (2N_f)^b$ al final obtenemos que la **Ecuación 4-8** equivalente a la amplitud de deformación en la zona elástica :

$$\frac{\Delta \epsilon_e}{2} = \frac{(\sigma' f)}{E} \cdot (2N_f)^b \quad \text{Ecuación 4-8}$$

Para la obtención de la amplitud de deformación en la zona plástica se relaciona el número de medios ciclos a la falla con la zona plástica como se observa en la siguiente **Figura 19**.

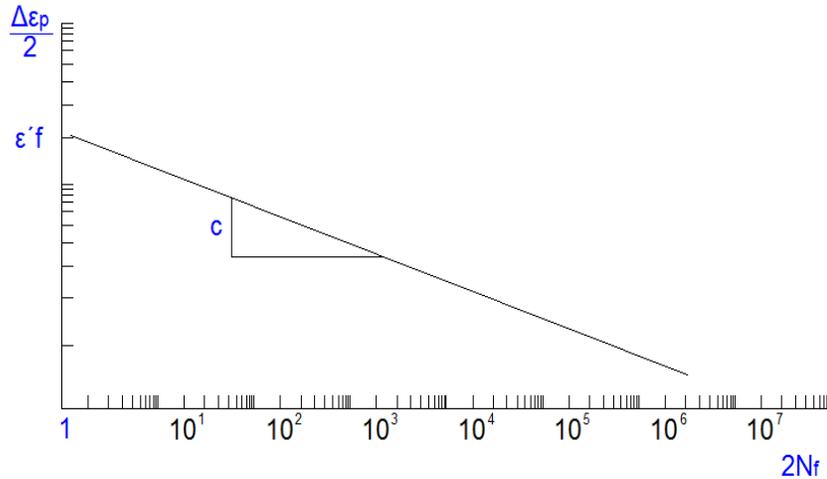


Figura 19 Curva en escala logarítmica de la amplitud de deformación contra los medios ciclos de vida (Draper, 2005)

Ahora si decimos que la pendiente $m = c$ y usamos la fórmula de la pendiente en una escala logarítmica obtenemos que $y = mx + b \rightarrow \log \frac{\Delta \varepsilon p}{2} = c \cdot \log(2N_f) + \log(\varepsilon'f)$

Lo cual al utilizar las diferentes propiedades de los logaritmos antes mencionados da la amplitud de deformación plástica (**Ecuación 4-9**):

$$\frac{\Delta \varepsilon p}{2} = \varepsilon'f (2N_f)^c \quad \text{Ecuación 4-9}$$

La amplitud de deformación total es la suma de la deformación elástica y plástica tal como se puede ver en la **Ecuación 4-10**.

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta \varepsilon p}{2} \quad \text{Ecuación 4-10}$$

Al final se obtiene que la amplitud de deformación es igual a la ecuación de Coffin-Manson (**Ecuación 4-11**):

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \underbrace{\frac{(\sigma'f)}{E} \cdot (2N_f)^b}_{\text{elastico}} + \underbrace{\varepsilon'f (2N_f)^c}_{\text{plastico}} \quad \text{Ecuación 4-11}$$

Debido al efecto de los esfuerzos medios, Marrow en sus estudios realizó una corrección en el término elástico de la relación vida deformación substrayendo los esfuerzos medios (σ_m) quedando al final la **Ecuación 4-6** (Coffin-Manson-Marrow):

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \underbrace{\frac{(\sigma'_f - \sigma_m)}{E} \cdot (2N_f)^b}_{\text{elastico}} + \underbrace{\varepsilon'_f (2N_f)^c}_{\text{plastico}} \quad (\text{Draper, 2005})$$

4.6.2.1. Modelación de la iniciación de la grieta (Ni) con la ecuación de Basquin.

La mayoría de las veces se considera que la raíz de la muesca o corte en el pie de la soldadura tiene una condición elástica; por lo tanto, la ecuación de Coffin y Manson se reduce a la ecuación de Basquin, donde el segundo término (el término plástico) de la ecuación es despreciado, lográndose así reacomodar la **Ecuación 4-12** de la siguiente manera:

$$N_i = \frac{1}{2} \left[\frac{2(\sigma'_f - \sigma_m)}{K_f \Delta S} \right]^{-\frac{1}{b}} \quad \text{Ecuación 4-12}$$

Donde σ_m es la tensión media, ΔS es el rango de esfuerzos, σ'_f es el coeficiente de resistencia a la fatiga (determinado experimentalmente), K_f es el factor efectivo de fatiga en el concentrador de esfuerzos. Este último es de suma importancia, debido a que las estructuras y componentes con soldadura de tipo traslape como es el caso del estudio realizado, poseen entallas y discontinuidades geométricas que actúan como concentradores de esfuerzos. Básicamente, es el factor de la geometría que afecta la vida de un elemento estructural y se calcula de la siguiente manera (**Ecuación 4-13**):

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{\alpha_p}{\rho}}} \quad \text{Ecuación 4-13}$$

Donde α_p es una constante conocida como el parámetro de material de Paterson que depende de la resistencia y ductilidad del material y se puede aproximar como $1.087 \times 10^5 S_u^{-2}$, donde S_u es el esfuerzo de tensión del material y ρ es el radio local en el vértice del concentrador de esfuerzos, en este caso puede variar para un buen perfil de soldadura de 0.1mm a 0.3mm y K_t es el factor teórico elástico de concentración de tensiones, el cual relaciona la tensión local en el concentrador con la tensión nominal y se puede calcular de diferentes maneras: una de ellas es utilizando algún método numérico

de elemento finito (recomendable) o bien utilizando las ecuaciones mostradas a continuación (**Ecuación 4-14**):

$$K_t = 1 + 0.5121\theta^{0.572} \left(\frac{T}{\rho}\right)^{0.469} \quad \text{Ecuación 4-14}$$

Donde θ es el ángulo del perfil de soldadura (radianes), T es el espesor del material en mm y ρ es el radio del ángulo de la raíz en el pie de la soldadura. (P. Darcis, 2006)

La ecuación de Basquin es utilizada principalmente cuando no se conoce la deformación de la pieza ni el factor de intensidad de esfuerzos en la punta de la grieta.

4.6.3. Modelación de la propagación de la grieta (N_p)

Para la modelación de la propagación de la grieta por fatiga (N_p) se utiliza un enfoque basado en la mecánica de fractura, para el cual se asume un tamaño inicial de la grieta por fatiga (a_i) debido al proceso de iniciación de la grieta (N_i), y también se asume el tamaño final de la grieta (a_f) provocado por la aplicación de los esfuerzos cíclicos.

Este enfoque es conocido como la ecuación de la propagación de la grieta desarrollada por Paris y Erdogan (**Ecuación 4-15**) donde se describe la relación que hay entre la velocidad de propagación de la grieta (da/dN) y el factor de intensidad de esfuerzos:

$$\frac{da}{dN} = \alpha(\Delta K)^\beta \quad (\Delta K_{th} \ll \Delta K \ll K_{ic} \quad R = 0) \quad \text{Ecuación 4-15}$$

Donde a es la profundidad de la grieta, N es el número de ciclos, ΔK_{th} es el umbral del factor de intensidad de esfuerzos, K_{ic} es el factor crítico de intensidad de esfuerzos, R es la proporción de esfuerzos, α y β son constantes del material.

La vida de propagación de la grieta a la fatiga (N_p) se integra como se muestra en la **Ecuación 4-16**.

$$N_p = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{\alpha(\Delta K)^\beta} \quad \text{Ecuación 4-16}$$

De acuerdo a Radaj (2006) N_p depende del valor de iniciación de la grieta pero no del valor final. Se sugieren valores de a_i que van desde los 0.05mm hasta 1mm. Generalmente la profundidad de la grieta igual a la mitad o dos terceras partes del espesor del espécimen es considerado como la profundidad final.

El factor de intensidad de esfuerzos ΔKI se puede obtener mediante el uso de fórmulas y métodos computacionales de elemento finito. (Zhili Feng*, Yang Sang, Chonghua Jiang, John Chiang, Min Kou, 2009)

La ley de Paris surgió de la relación que existe entre la velocidad de crecimiento de la grieta contra el rango del factor de intensidad de esfuerzos, en la cual se observó que existían rectas en escalas logarítmicas como se muestra en la siguiente **Figura 20**.

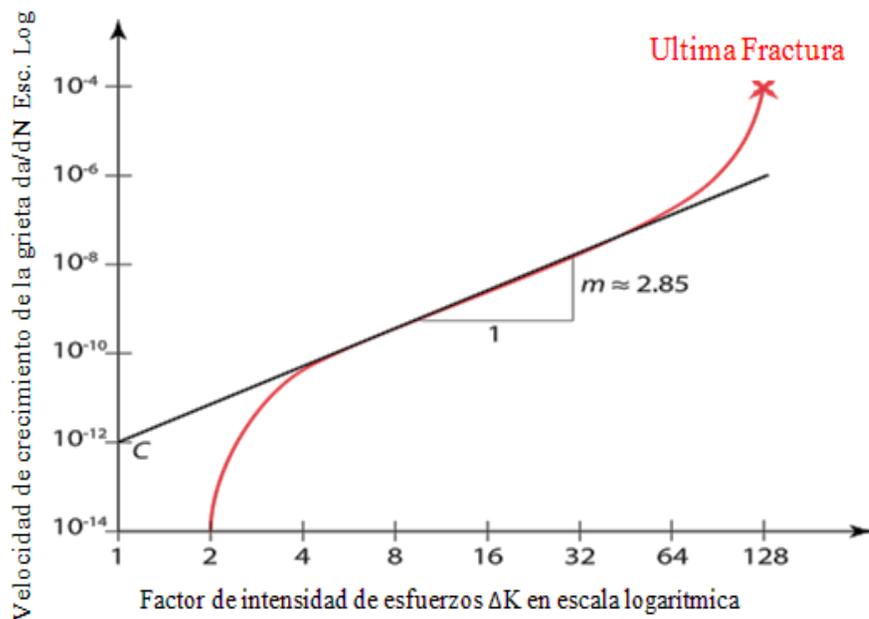


Figura 20 factor de intensidad de esfuerzos contra vida de incremento de la grieta.

De ahí y utilizando la regla de la pendiente $y=mx+b$ se obtiene que $\log\left(\frac{da}{dN}\right) = m \log(\Delta K) + \log C$ que al simplificar obtenemos la fórmula antes conocida como

$$\frac{da}{dN} = \alpha(\Delta K)^\beta \quad \text{Donde } m=\beta \text{ y } C=\alpha.$$

4.6.3.1. Regiones en las que se divide la propagación de la grieta

La propagación de la grieta se divide principalmente en tres regiones, sin embargo la región dos, es la que ocupa mayor tiempo de vida y la cual es gobernada por la ley de Paris, en el siguiente **Figura 21** se observa cómo se dividen estas tres regiones:

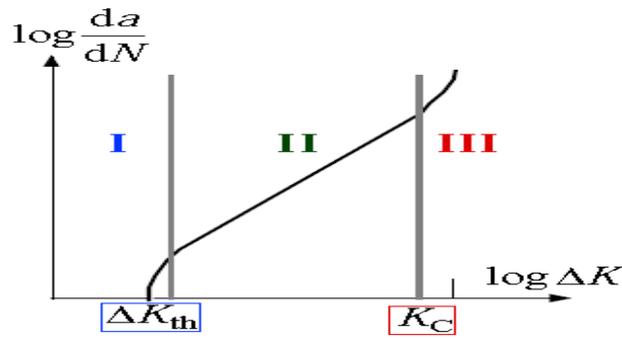


Figura 21 Regiones de propagación de una grieta.

En la región uno, existen pequeños rangos de factor de intensidad de esfuerzos por lo cual es difícil de predecir la propagación de la grieta ya que aquí si depende la microestructura y las propiedades del flujo del material, incluso en esta región se puede llegar a detener el crecimiento, aquí el tamaño de grano es importante siendo que a menor tamaño de grano la grieta necesita romper un mayor número de fronteras lo que hace en esta etapa al material más resistente.

La región dos la cual es gobernada por la ley de Paris es bastante insensible a la microestructura sin embargo las constantes del material C y m son diferentes para cada material, esta región es la parte dominante y por consecuencia la más importante para la predicción de la vida a la propagación de la grieta.

La región tres el factor de intensidad de tensiones se incrementa de tal manera que el crecimiento de la grieta se acelera y finalmente ocurre la fractura del material, aquí es importante la microestructura y las propiedades de flujo del material.

5. EXPERIMENTACIÓN

La experimentación da a conocer valores aproximados de la vida a la fatiga mediante el uso de ecuaciones y software, los cuales son comparados con pruebas reales de fatiga.

Este estudio está aplicado a un material TRIP 780 y a una soldadura de filete con una configuración de junta tipo traslape; los cordones fueron realizados mediante soldadura robotizada y ambiente controlado.

5.1. Equipo utilizado.

5.1.1. Soldadura

La máquina de soldar utilizada fue una máquina marca CLOSS con las características descritas en la **Tabla 3**, este equipo se utilizó tanto en la soldadura aplicada robóticamente así como en el proceso de reparación realizado, todo esto bajo el proceso GMAW.

Tabla 3 Características de máquina de soldar.

Características técnicas	GLC 553 MC3
Tensión de red	3x 400V/ 47A / 32,5 kVA
Tensión en vacío	70 Voltios
Margen de soldadura	40A/12V - 550A/44,5 V
Potencia al 60% conex. (10 min)	550 A a 41,5 V
Potencia al 100% conex.	500 A a 39 V
Velocidad de transporte del alambre	0 .. 30 m/min
Tipo de protección	IP23
Dimensiones de la fuente	1190x530x930
Peso de la fuente	220 kg



5.1.2. Manipulador de antorcha

El robot utilizado en el proceso de soldadura es de la marca MOTOMAN modelo UP20-6 el cual se puede observar en la **Figura 22**.



Figura 22 Robot de soldadura utilizado.

5.1.3. Parámetros de soldadura

Los parámetros que se utilizaron para la realización de las probetas fueron los que generalmente se utilizan en planta para la unión de materiales con el espesor de 2.8 mm, considerando que con ellos se obtiene una buena penetración y forma los cuales pueden ser observados en la **Tabla 4**:

Tabla 4 parámetros de soldadura utilizados en proceso de producción

Parámetros de soldadura Condiciones de planta normales										
Pases de soldadura	Proceso	Metal de aporte		Corriente		Vel. de alimentación del alambre (m/min)	Voltaje	Vel. avance In/min	Combinación de gas	flujo de gas
		Clase AWS	Ø In	Tipo y Polaridad	Amp.					
1	GMAW	ER70S-3	0.052	Inversa E.P.	235-255	8	23.6	40	80% Ar-20%CO2	55CFH

5.1.4. Máquina de fatiga

Para la realización de las pruebas de fatiga se utilizó una máquina MTS 810 de una capacidad de 100 KN (**Figura 23**), los parámetros fueron controlados y repetidos en todas las pruebas realizadas.

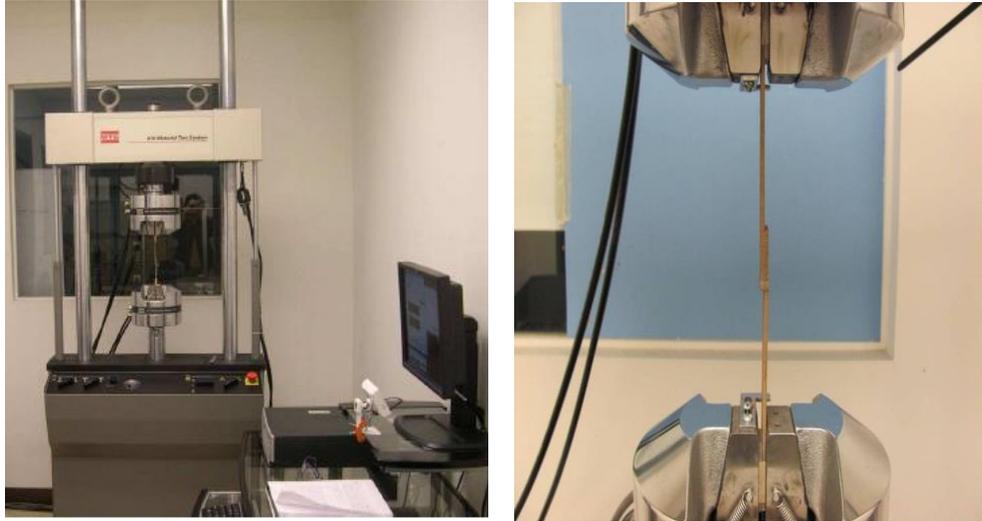


Figura 23 Máquina de fatiga MTS 810 (Izq) sujeción de probeta de estudio (Der).

5.2. Material base utilizado.

El material base utilizado para la realización de las probeta es un acero TRIP 780 marca NIPPON STEEL en presentación de placa para la realización de pruebas.

5.2.1. Propiedades mecánicas y composición química del acero TRIP 780

La ficha técnica de la composición química proporcionada por el proveedor del acero fue revisada y comparada con las pruebas realizadas en la Corporación Mexicana de Investigación en Materiales (COMIMSA), la cual nos da las características de las propiedades químicas (**Tabla 5**) y mecánicas (**Tabla 6**):

Tabla 5 Comparación entre el análisis químico del fabricante y COMIMSA

Composición química fabricante										
%C	%Mn	%P	%S	%Si						
0.1	2.05	0.1	0.01	2.17						
Composición química Comimsa										
%C	%Mn	%P	%S	%Si	%Cu	%Cr	%Ni	%Mo	%Nb	%Ti
0.1	1.98	<0.002	<0.002	2.35	0.012	<0.06	<0.04	<0.03	<0.004	0.01

Tabla 6 Pruebas mecánicas a material base.

Pruebas mecánicas del material base ASTM E8									
Id	Espesor (mm)	Ancho (mm)	L-inicial	Área mm ²	Carga Máxima kgf	carga fluencia kgf	Esfuerzo máximo tensión MPa	Esfuerzo fluencia MPa	alargamiento %
			L-final						
TRIP 780	2.8	12.51	50.8	34.9	3040	2320	854	652	20
			61.11						

5.3. Calibración de software para la obtención del factor de intensidad de esfuerzos (Abaqus)

Para calibrar el software se utilizó un modelo teórico de factor de intensidad de esfuerzos en la punta de la grieta en el modo K_I , el cual después se comparó contra los resultados del software para saber el tamaño aproximado de mallado con el cual se debía de mallar o seccionar la probeta de estudio, el modelo estudiado tiene las características mostradas en la **Figura 24**:

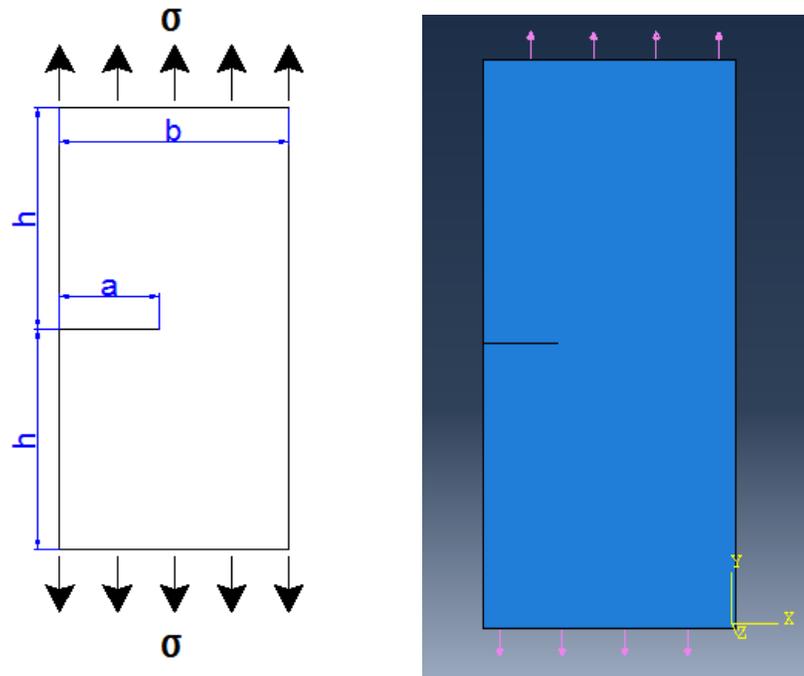


Figura 24 Modelo teórico para obtención del factor de intensidad de esfuerzos en la punta de la grieta.

Donde el factor de intensidad de esfuerzos en la punta de la grieta (K_I) para situaciones donde la mitad de longitud de la probeta perpendicular a los esfuerzos (h) entre la longitud de la probeta paralela a los esfuerzos (b) sea mayor o igual a 1 ($h/b \geq 1$) y la longitud de la grieta (a) entre (b) sea mayor o igual a 0.3 ($a/b \geq 0.3$) el factor de intensidad de esfuerzos se aproxima como:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \left[\frac{1 + 3 \frac{a}{b}}{2 \sqrt{\pi \frac{a}{b} \left(1 - \frac{a}{b}\right)^{3/2}}} \right]$$

En la siguiente **Tabla 7**, se puede observar la diferencia entre los valores teóricos de acuerdo a la fórmula antes mencionada y los valores arrojados por el software ABAQUS para diferentes cargas aplicadas y diferentes tamaños de grieta, dando resultados con diferencias máximas de 5.3% entre un valor y otro.

Tabla 7 Comparación entre modelo Teórico y Abaqus.

Condición	h/b ≥ 1	a/b ≥ 0.3							
Carga aplicada (MPa)	a (mm)	b (mm)	h (mm)	h/b	a/b	Teórico (Mpa)	Abaqus (Mpa)	dif.	dif %
150	30	100	100	1	0.3	2433.14	2304	129.14	5.3%
	40	100	100	1	0.4	3550	3385	165	4.6%
	50	100	100	1	0.5	5303.3	5066	237.3	4.5%
75	30	100	100	1	0.3	1216.57	1152	64.57	5.3%
	40	100	100	1	0.4	1692	1775.12	83.12	4.9%
	50	100	100	1	0.5	2651.65	2533	118.65	4.5%
60	30	100	100	1	0.3	973.25	921.7	51.55	5.3%
	40	100	100	1	0.4	1420	1354	66	4.6%
	50	100	100	1	0.5	2121.32	2026	95.32	4.5%
50	30	100	100	1	0.3	811.04	768.1	42.94	5.3%
	40	100	100	1	0.4	1183.41	1128	55.41	4.7%
	50	100	100	1	0.5	1689	1767	78	4.6%

5.4. Calibración de software para la obtención de deformaciones en el pie de la soldadura (ANSYS WORKBENCH).

Para obtención de la deformación en el pie de la soldadura y así lograr mediante la ecuación de Coffin y Manson (3-1) el valor de inicio de la propagación de la grieta (N_i), primero es necesario conocer las propiedades mecánicas del material y sus propiedades a la fatiga (pruebas mecánicas y fórmulas preestablecidas), sin embargo ajustar el modelo CAD a la geometría real que se estudia es una parte fundamental, ya que como se ha mencionado anteriormente la geometría de la unión es uno de los factores más importantes que influyen en vida a la fatiga de cualquier elemento.

La geometría CAD se realizó mediante la probeta real utilizada para las pruebas de fatiga (ver **Figura 25**).

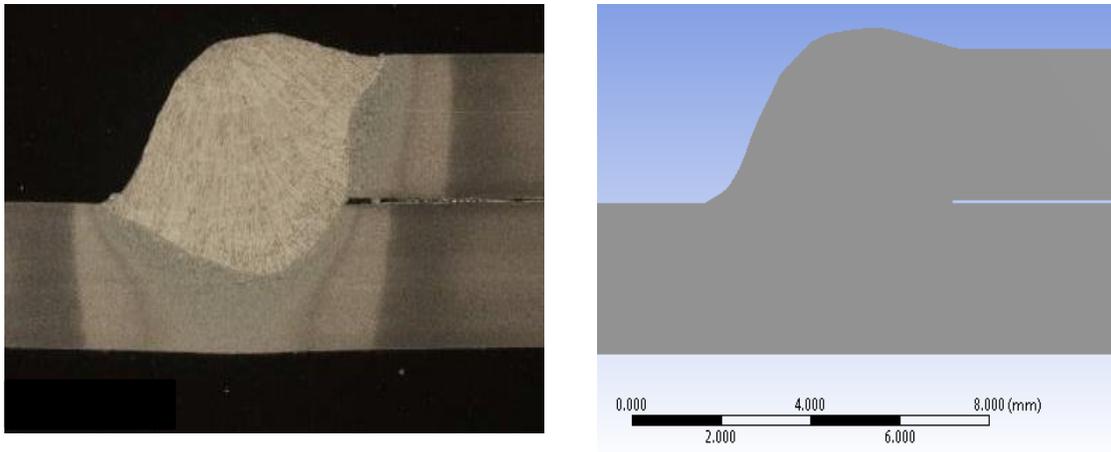


Figura 25 Comparación entre Probeta real (Izq) y modelo CAD (derecha).

La configuración real de las probetas fue de 25.4 mm de ancho de la probeta y se realizaron las pruebas con unos sujetadores llamados Spacer como se muestra en la sig. **Figura 26**.

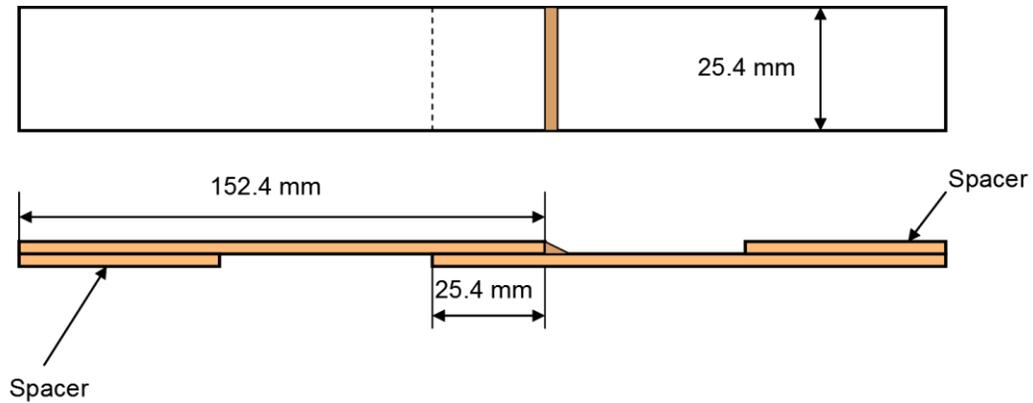


Figura 26 configuración real de la probeta sometida a pruebas de fatiga

El modelo CAD respetó la misma configuración en todos los aspectos que la geometría del modelo real (**Figura 27** y **Figura 28**), sin embargo, pequeños detalles de chisporroteo o interrupciones de alimentaciones de alambre o velocidad pueden dar pequeñas diferencias entre el elemento real y el modelo.

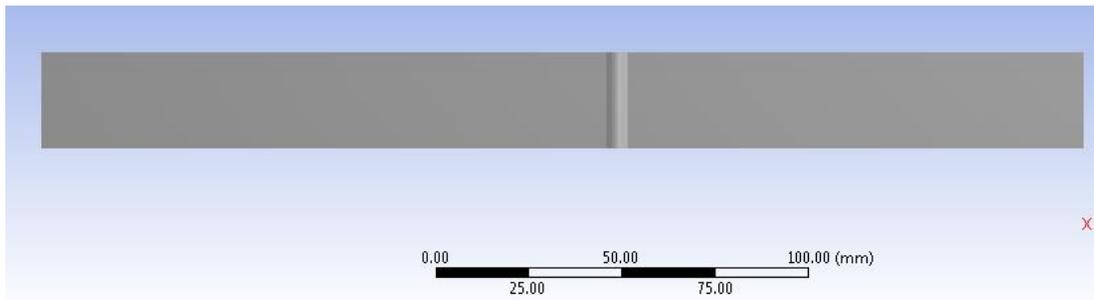


Figura 27 Vista superior del modelo CAD.

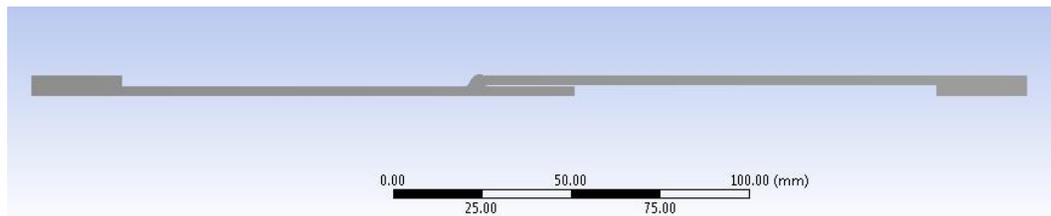


Figura 28 Vista lateral completa del modelo CAD.

5.5. Cálculo de iniciación de la grieta

Para la modelación de la iniciación de la grieta Ni se utiliza generalmente la ecuación de Coffin-Manson (utilizada en este trabajo), basada en la deformación elástica de los elementos, además se toma en cuenta el criterio de Marrow (σ_m) con el cual se observa el comportamiento de los esfuerzos medios de acuerdo a la razón de esfuerzos (R) a la que esté sometido el elemento. (P. Darcis, 2006)

La ecuación Coffin-Manson (4-6) para el cálculo de inicio de la grieta de fatiga tiene la siguiente forma:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \underbrace{\frac{(\sigma'f - \sigma_m)}{E} \cdot (2N_f)^b}_{\text{elastico}} + \underbrace{\varepsilon'f (2N_f)^c}_{\text{plastico}}$$

Donde el valor de N_f es igual a N_i (número de ciclos para la iniciación de la grieta), el valor de $\frac{\Delta\varepsilon}{2}$ es la amplitud de deformación, $\sigma'f$ es el coeficiente de resistencia a la fatiga, σ_m es el coeficiente de esfuerzos medios propuesto por Marrow, S_u es el ultimo esfuerzo a la tensión, $\varepsilon'f$ es el coeficiente de ductilidad a la fatiga, b y c son los exponentes de resistencia a la fatiga y ductilidad a la fatiga respectivamente, todos estos valores son calculados mediante ecuaciones prexistentes basadas en experimentación en trabajos realizados anteriormente las cuales son mencionadas en la **Tabla 8**.

Tabla 8 Fórmulas empleadas ecuación Coffin-Manson.

<p>Coeficiente de resistencia a la fatiga ($\sigma'f$)</p> $\sigma'f = 0.95 S_u + 370 \text{ MPa} = 1181.3 \text{ MPa}$	<p>Exponente de resistencia a la fatiga(b)</p> $b = -0.1667 \ln\left(2.1 + \frac{917}{S_u}\right) = -0.19253$
<p>Coeficiente de ductilidad a la fatiga ($\varepsilon'f$)</p> $\varepsilon'f = \left(\frac{\sigma'f}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} = 0.01275$	<p>Exponente de ductilidad a la fatiga (c)</p> <p>Para aceros $c = -0.7 < c < -0.5$</p> $c = -0.6$
<p>Coeficiente de resistencia cíclica</p> $K' = S_y(0.002)^{-n}$	<p>Exponente de endurecimiento por deformación cíclica</p> $n = \frac{b}{c}$

Por otra parte una opción para el cálculo de iniciación de la grieta es la ecuación de Basquin la cual se utiliza al no conocer las deformaciones en los elementos y en la cual la parte plástica de la ecuación Coffin-Manson es despreciada debido a que la parte de iniciación de la grieta en la muesca se considera totalmente elástica tiene la siguiente forma:

$$N_i = \frac{1}{2} \left[\frac{2(\sigma'_f - \sigma_m)}{K_f \Delta S} \right]^{-\frac{1}{b}}$$

Donde ΔS es el rango de esfuerzos al cual será sometida la probeta, y deberá tener valores menores que su límite de cedencia, este valor se tomará en cuenta de acuerdo a la proporción de esfuerzos (R).

Los valores del coeficiente de resistencia a la fatiga (σ'_f) y el exponente de resistencia a la fatiga (b) se calculan con el método de Rossie Fathemi.

$$\sigma'_f = 4.25HB + 225 \text{ y } b = -0.09.$$

5.5.1. Obtención de la amplitud de deformación

Como ya se mencionó, para el cálculo del valor N_i es necesario conocer la amplitud de deformación $\left(\frac{\Delta \varepsilon}{2}\right)$ en el pie de la soldadura, donde primero se obtiene la deformación con una carga inicial y después se obtiene la deformación con una carga a una razón de esfuerzo la cual debe ser menor. El cálculo de la amplitud de deformación se obtiene restando la deformación inicial menos la deformación del elemento a razón de $R=0.1$ y dividido entre 2.

Con los valores de deformación en el pie de la soldadura arrojados por el software ABAQUS se obtuvieron los valores de amplitud de deformación mostrados en la siguiente

Tabla 9:

Tabla 9 Amplitud de deformación de esfuerzos.

Carga (N)	Carga (N) R=0.1	Espesor de la muestra (mm)	ϵ_f (mm)	ϵ_0 (mm) R=0.1	$\Delta\epsilon$ (mm)	$\Delta\epsilon/2$ (mm)
26375	2637.5	2.8	0.006550	0.0006550	0.005895	0.0029475
10550	1055	2.8	0.002620	0.0002620	0.002358	0.001179
5275	527.5	2.8	0.001310	0.0001310	0.001179	0.0005895
4000	400	2.8	0.000993	0.0000993	0.00089403	0.00044702
3430	343	2.8	0.000852	0.0000852	0.00076663	0.00038331

5.5.2. Valores de inicio de la grieta

Con los valores de la amplitud de deformación, y los valores de los coeficientes de resistencia a la fatiga (σ'_f) y ductilidad a la fatiga (ϵ'_f) además de los exponentes de ductilidad (c) y resistencia a la fatiga (b) es posible obtener los valores de inicio de la grieta mediante la Ecuación 4-6 (ver **Tabla 10**):

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \underbrace{\frac{(\sigma'_f - \sigma_m)}{E} \cdot (2N_f)^b}_{elastico} + \underbrace{\epsilon'_f (2N_f)^c}_{plastico}$$

Tabla 10 Ciclos para la iniciación de la falla por fatiga.

$\Delta\epsilon/2$ (mm)	σ'_f	σ_m	b	ϵ'_f	c	Ni
0.0029475	1181.3	204	-0.19253	0.01275	-0.6	40.5484
0.001179	1181.3	81.6	-0.19253	0.01275	-0.6	1,926.28
0.0005895	1181.3	40.8	-0.19253	0.01275	-0.6	62,310.00
0.00044702	1181.3	30.9	-0.19253	0.01275	-0.6	262,370.00
0.00038331	1181.3	26.5	-0.19253	0.01275	-0.6	585,622.00
E =206000						

5.6. Propagación de la grieta

La vida a la propagación de la grieta, es calculada mediante la ecuación (4-16) de Paris tomando en cuenta una grieta inicial (a_i) y una grieta final (a_f).

$$N_p = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{\alpha(\Delta K)^\beta}$$

La grieta inicial se localiza donde existe la mayor concentración de energía en cierto punto inicial de la profundidad de la grieta, esto se puede observar en la siguiente **Figura 29** donde se graficó desde un rango de 0.09mm a 0.35mm

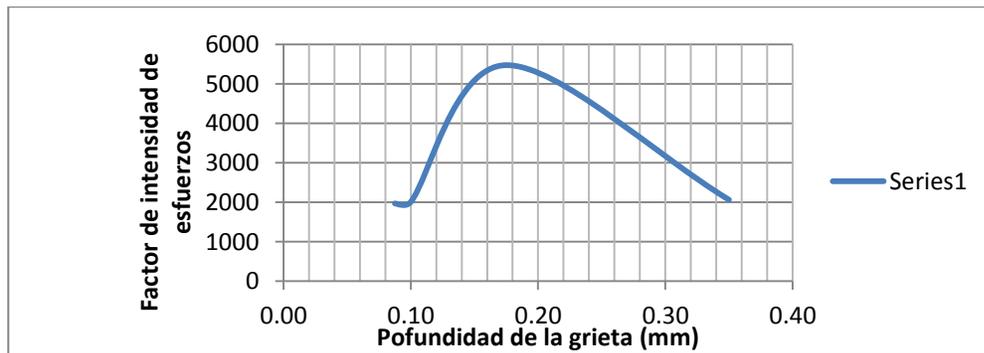


Figura 29 Mayor factor intensidad de esfuerzo en el inicio de la grieta.

La profundidad final de la grieta (a_f) se obtienen a donde se llega la mayor concentración de esfuerzos de acuerdo a la profundidad como se muestra en la siguiente gráfica (**Figura 30**), donde se observa que el mayor factor de intensidad de esfuerzos se localiza cuando la profundidad de la grieta es igual 2.4 mm.

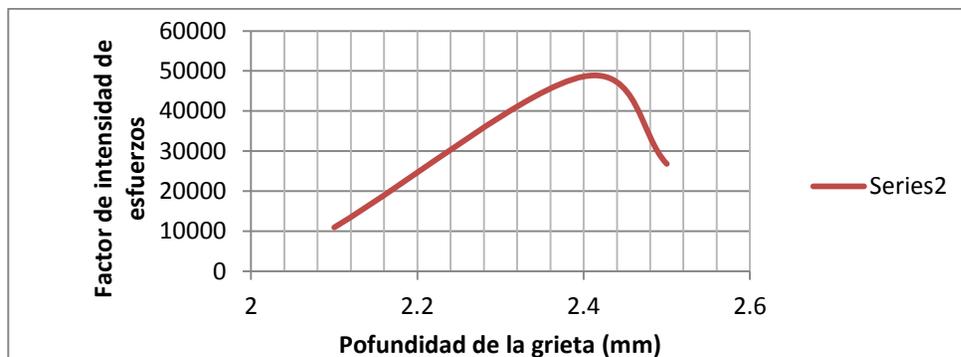


Figura 30 Mayor factor de intensidad de esfuerzos al final de la grieta.

En el siguiente mapeo general (**Figura 31**) se observa los rangos tomados desde la grieta inicial hasta la grieta final y el comportamiento de su factor de intensidad de esfuerzos a través de la profundidad.

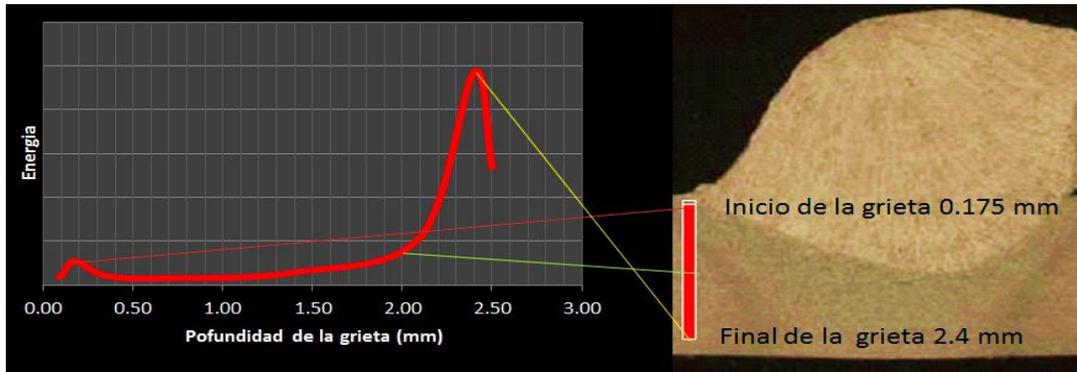


Figura 31 Puntos que se toman como inicio (0.175 mm) y final de la grieta (2.4 mm), así como su diferencia de energía.

5.6.1. Valores de la propagación de la grieta

Con los tamaños de las grietas iniciales obtenidos anteriormente que van desde los 0.175mm hasta 2.4mm siendo el espesor máximo de la probeta de 2.8mm, es decir de 6% hasta 85% del espesor del material, además de los valores constantes del material α y β los cuales según especificaciones de la IIW (Instituto Internacional de la Soldadura por sus siglas en inglés) cuando no se conocen se toman valores de 3×10^{-3} y 3 respectivamente.

El número de ciclos de propagación de la grieta N_p se obtiene de la siguiente manera (**Ecuación 4-16**):

$$N_p = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{\alpha(\Delta K)^\beta} = \frac{a_i - a_f}{\alpha(\Delta K)^\beta}$$

Donde el valor del rango del factor de intensidad de esfuerzos ΔK se obtuvo restando el factor de intensidad de esfuerzos en la punta de la grieta de tamaño inicial debido al esfuerzo al que es sometido contra el valor del factor de intensidad de esfuerzos en la punta del tamaño final de la grieta.

Tabla 11 Ciclos de propagación de la grieta teóricos

Esfuerzo (MPa)	Tamaño de grieta inicial	Factor de intensidad de esfuerzos en la grieta inicial	tamaño de grieta final	Factor de intensidad de esfuerzos en la grieta final	Rango del Factor Intensidad esfuerzos (ΔK)	Np
372.32	0.175	4162.044	2.4	30659.832	26,497.79	5,493.10
150	0.175	1390.142	2.4	12352.274	10,962.13	31,256.07
74.46	0.175	690.118	2.4	6131.56	5,441.44	126,851.42
56.47	0.175	523.24	2.4	4649.978	4,126.74	220,542.66
48.42	0.175	1645.666	2.4	3987.292	2,341.63	1,035,106.73

5.7. Parámetros de carga para pruebas de fatiga

Los parámetros de carga con los que se realizaron las pruebas de fatiga reales se muestran a continuación en la siguiente **Tabla 12**:

Tabla 12 Esfuerzos medios de acuerdo a la razón de esfuerzos.

R = 0.1					
Carga (N)	Carga (N) R=0.1	σ_{max} (Mpa)	σ_{min} (Mpa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	σ medios (Mpa)
26375.0	2637.5	370.9	37.1	333.8	204.0
10550.0	1055.0	150.0	15.0	135.0	82.5
5275.0	527.5	74.2	7.4	66.8	40.8
4000.0	400.0	56.2	5.6	50.6	30.9
3430.0	343.0	48.2	4.8	43.4	26.5

Por otra parte, las pruebas mecánicas realizadas en el laboratorio arrojan los siguientes resultados.

Valores obtenidos en las pruebas de fatiga se pueden observar en la siguiente **Tabla 13**, para una razón de esfuerzos de R=0.1 y para tres probetas con la misma carga.

Tabla 13 Carga, número de ciclos, esfuerzo y localización de fractura

Espécimen	Carga (Newton)	Esfuerzo (Mpa)	Ciclos	Promedio	Localización de la fractura
T 40-1	26375	370.8	1574	1,520.00	Pie de la soldadura
T 40-2		370.8	1681		Pie de la soldadura
T 40-3		370.8	1305		Pie de la soldadura
T 40-1	10550	150	32673	27,899.67	Pie de la soldadura
T 40-2		150	26713		Pie de la soldadura
T 40-3		150	24313		Pie de la soldadura
T 40-1	5275	74.17	236564	203,000.00	Pie de la soldadura
T 40-2		74.17	198720		Pie de la soldadura
T 40-3		74.17	173716		Pie de la soldadura
T 40-1	4000	56.24	774063	690,236.33	Pie de la soldadura
T 40-2		56.24	603450		Pie de la soldadura
T 40-3		56.24	693196		Pie de la soldadura
T 40-1	3430	48.22	1956104	1,717,220.67	Pie de la soldadura
T 40-2		48.22	1654279		Pie de la soldadura
T 40-3		48.22	1541279		Pie de la soldadura

6. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Se realizó una comparación entre los valores obtenidos teóricamente utilizando la ecuación de Coffin-Manson y la ley de Paris y los valores de fatiga reales realizados para un acero TRIP 780, con una relación de esfuerzos de $R=0.1$. La microestructura se revisó para observar las fases que se encontraban en la parte de interés (pie de la soldadura) sin embargo, la microestructura permaneció constante en las diferentes probetas debido al control que se llevo del proceso de soldadura.

6.1. Pruebas mecánicas acero TRIP 780

El acero utilizado cumple en sus propiedades mecánicas (Esfuerzo de cedencia, último esfuerzo a la tensión y elongación) con las especificaciones propias del material, donde se busca principalmente que su último esfuerzo a la tensión sea igual o mayor a 780 MPa.

6.2. Perfil de soldadura

El perfil de soldadura tiene una configuración de acuerdo a la norma AWS D8.8M por lo cual se observa que los parámetros (velocidad de alimentación de alambre y velocidad de soldadura) dan a la unión los requisitos en cuanto a longitud de sus piernas y garganta (**Figura 32**).

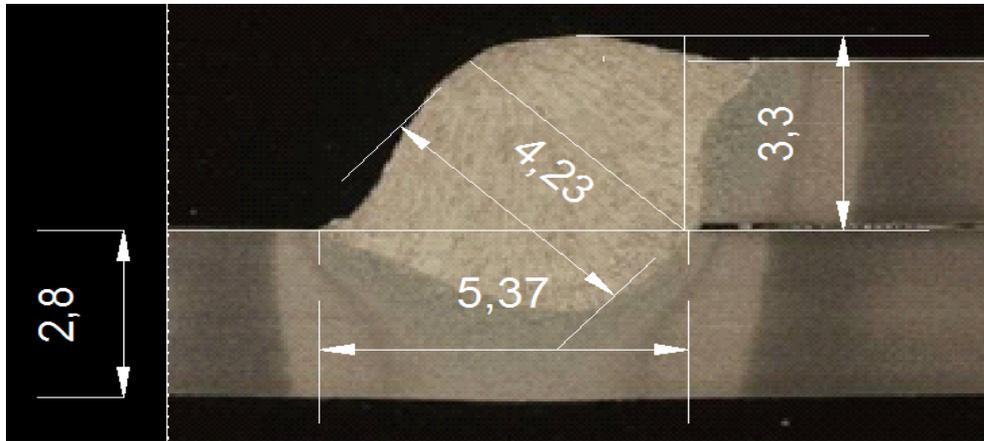


Figura 32 Medición de la probeta soldada.

6.3. Microestructura de la soldadura

La microestructura como se indica en estos tipos de aceros es multifásica, la cual consiste en una fase ferrítica, con cantidades variables de bainita y austenita retenida como se muestra en la **Figura 33**.

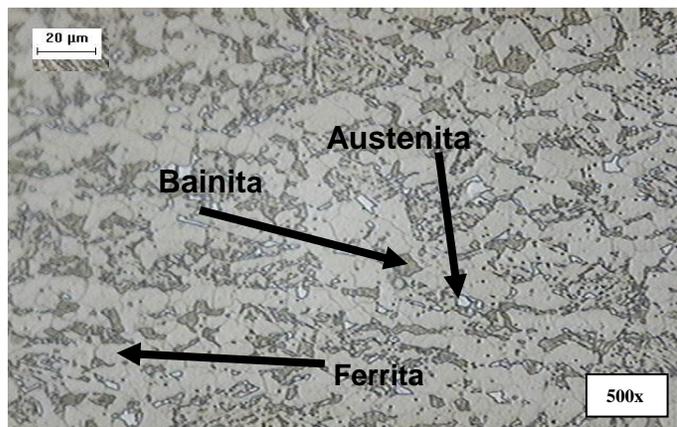


Figura 33 Metal base acero TRIP 780 a 500x.

Cuando la estructura de los aceros TRIP es sometida a la aplicación de soldadura, la zona afectada por el calor adyacente al metal base, debido a la rápida velocidad de enfriamiento y a la composición química de estos materiales, se forman una estructura bainítica la cual presenta mayores durezas en comparación con el resto de las zonas, esto se puede observar en la **Figura 34**.



Figura 34 Zona afectada por el calor adyacente a la zona de fusión TRIP 780 a 500x.

La zona más blanda en este tipo de aceros, es la zona afectada por el calor adyacente al metal base, donde se observa un crecimiento de la fase ferrítica, además de bainita como se muestra en la **Figura 35**.

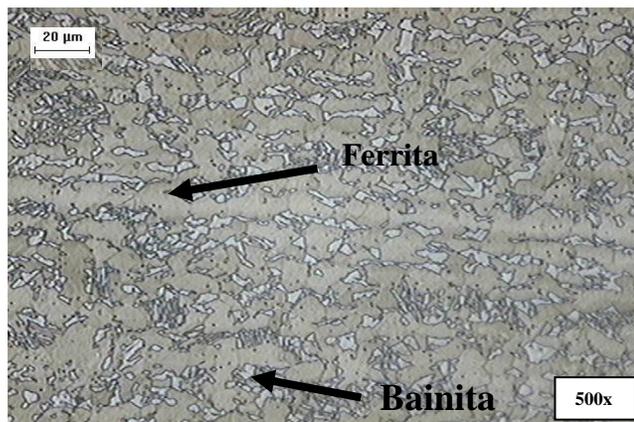


Figura 35 Zona afectada por el calor adyacente al metal base TRIP 780 a 500x.

Las cargas a las cuales son sometidas las probetas para la realización de las pruebas de fatiga están dentro de la zona elástica del material y de acuerdo a las pruebas de tensión realizadas ver Figura 36, el material a pesar de su endurecimiento en la zona afectada por el calor adyacente al metal de aporte no tienen un efecto tan significativo en la vida del material como la concentración de esfuerzos debida al cambio de geometría en la sección del pie de la soldadura.

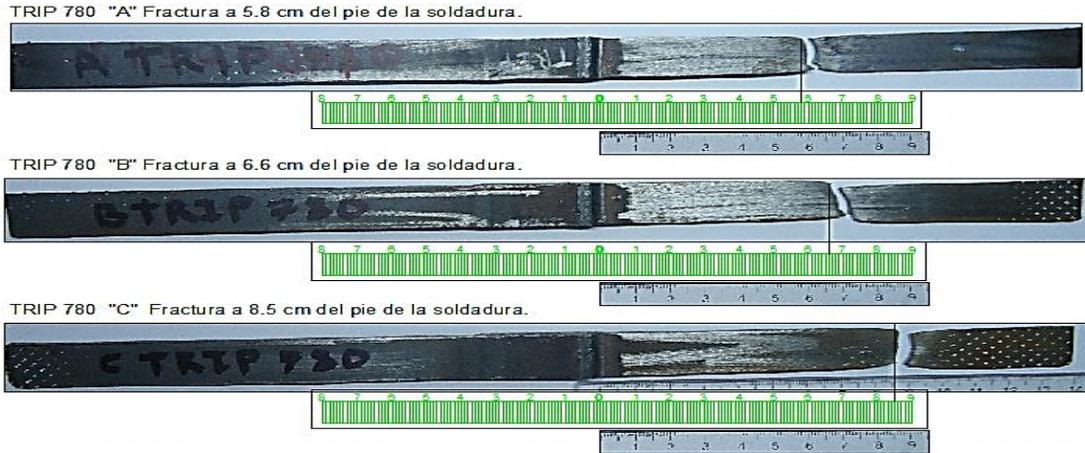


Figura 36 pruebas de tensión realizadas a probetas TRIP 780

6.4. Simulación de Curvas S-N

En las curvas S-N realizadas con la simulación de los datos se realizó la suma de los ciclos para el inicio de la grieta N_i más los ciclos de vida de propagación de la grieta N_p ($N_{total}=N_i+N_p$) se hicieron tanto para la carga nominal (N) **Figura 37**, como para el esfuerzo nominal (MPa) **Figura 38**.

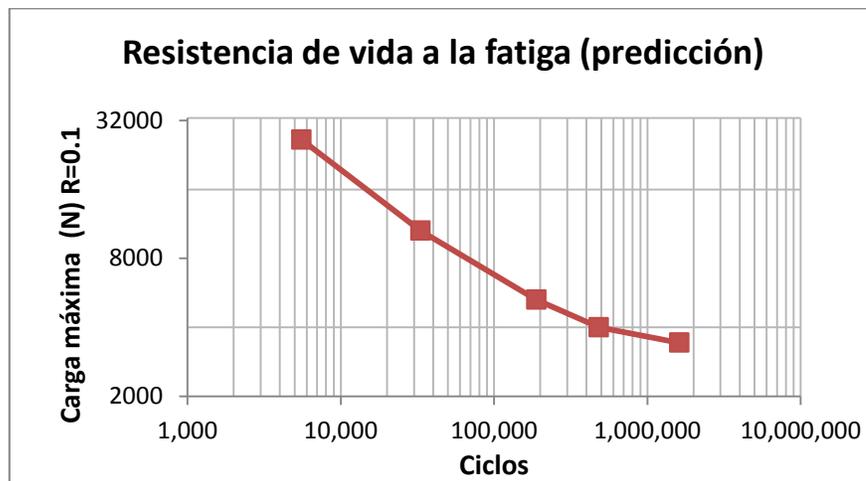


Figura 37 Curva S-N predicha R=0.1 carga en Newtons.

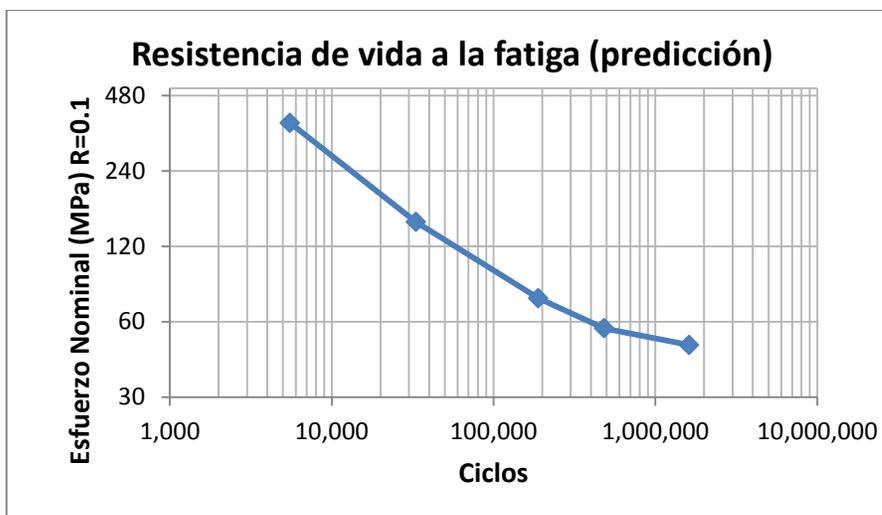


Figura 38 Curva S-N predicha R=0.1 Esfuerzo MPa.

Es importante considerar que para la obtención de estas curvas se utilizaron tanto los valores de la **Tabla 10** (Ciclos para la iniciación de la falla por fatiga N_i) como la **Tabla 11** (Ciclos de propagación de la grieta teóricos N_p), los cuales surgieron mediante la simulación en software de elemento finito, para obtener valores como su deformación y su factor de intensidad de esfuerzos en la punta de la grieta (Ver **Tabla 9**).

6.5. Curvas S-N Reales

Las pruebas de fatiga fueron realizadas usando una historia de carga de amplitud constante con varios niveles de cargas con una razón $R=0.1$, las pruebas fueron suspendidas para las probetas que duraron más de 5 millones de ciclos sin fracturar, todas las pruebas se hicieron bajo temperatura ambiente. La separación completa del espécimen entre las dos partes definió los ciclos de falla, se efectuaron varias pruebas para cada una de las cargas (3 pruebas por cada amplitud) y se tomó el promedio de éstas para realizar las gráficas **Figura 40** y **Figura 41**.

En la siguiente **Figura 39** se observa la localización de la fractura.



Figura 39 Zona de Fractura.

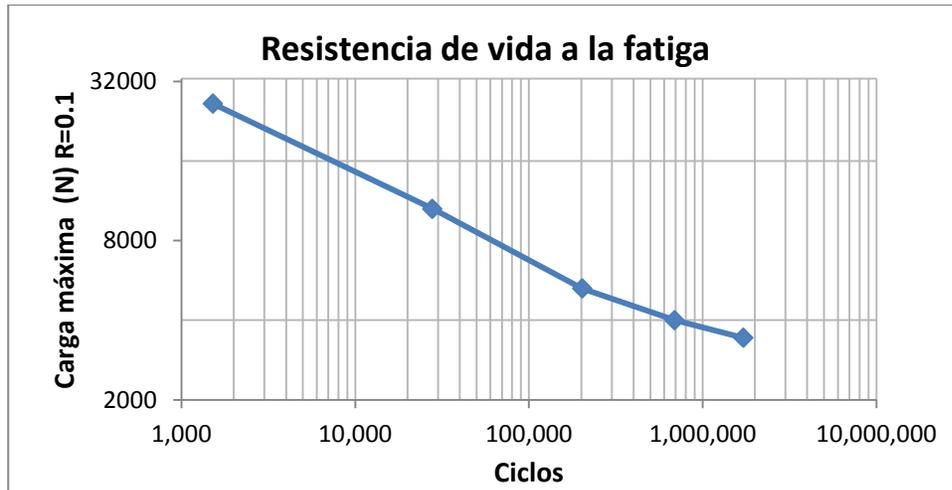


Figura 40 Curva S-N real R=0.1 Carga Newtons.

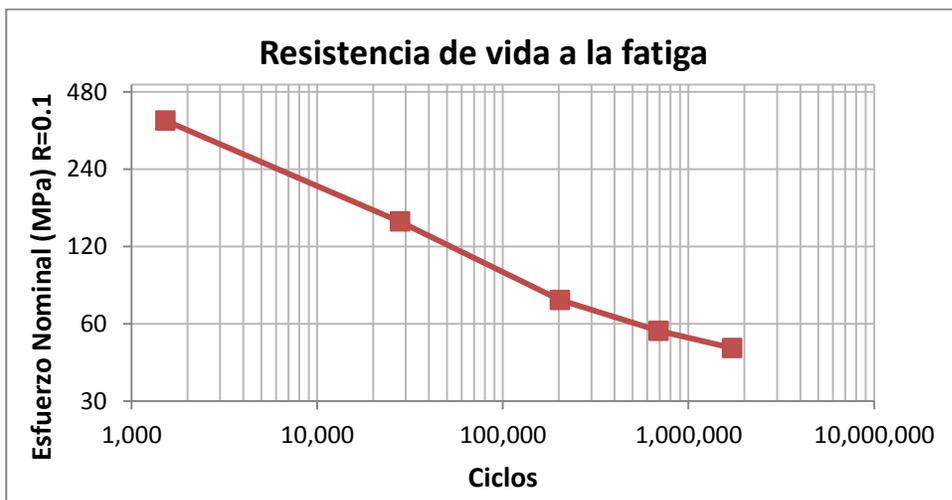


Figura 41 Curva S-N real R=0.1 Esfuerzo MPa.

6.6. Comparación de curvas S-N reales contra Predicción

La comparación entre las curvas S-N que fueron predichas y las pruebas reales tuvieron cierta similitud en esfuerzos menores a los 150 MPa (**Figura 42** y **Figura 43**), es decir que para pruebas de alta carga bajo ciclo, la predicción no es buena.

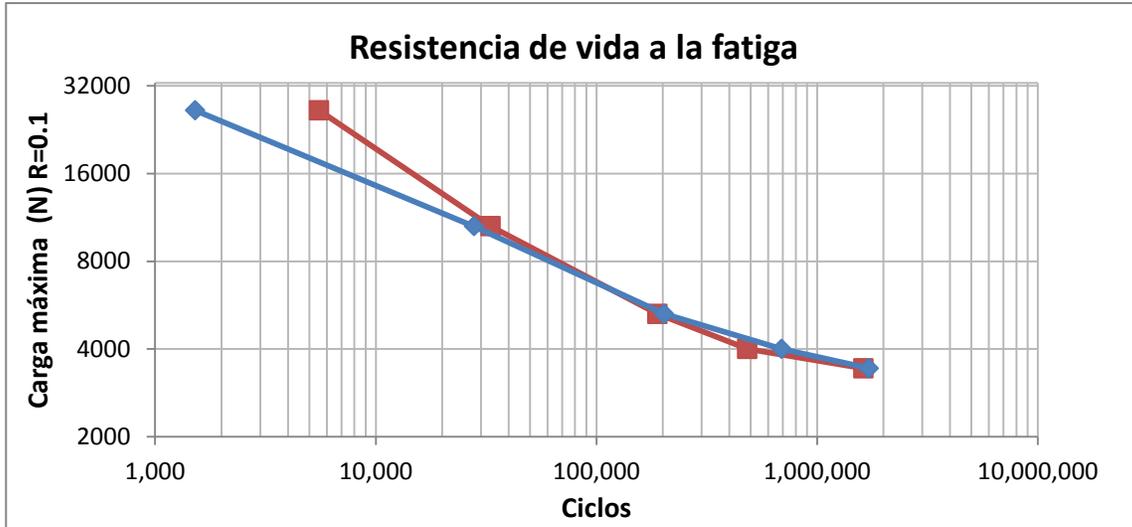


Figura 42 Comparación de la resistencia de ciclos de vida entre pruebas reales y predichas considerando la carga en Newton

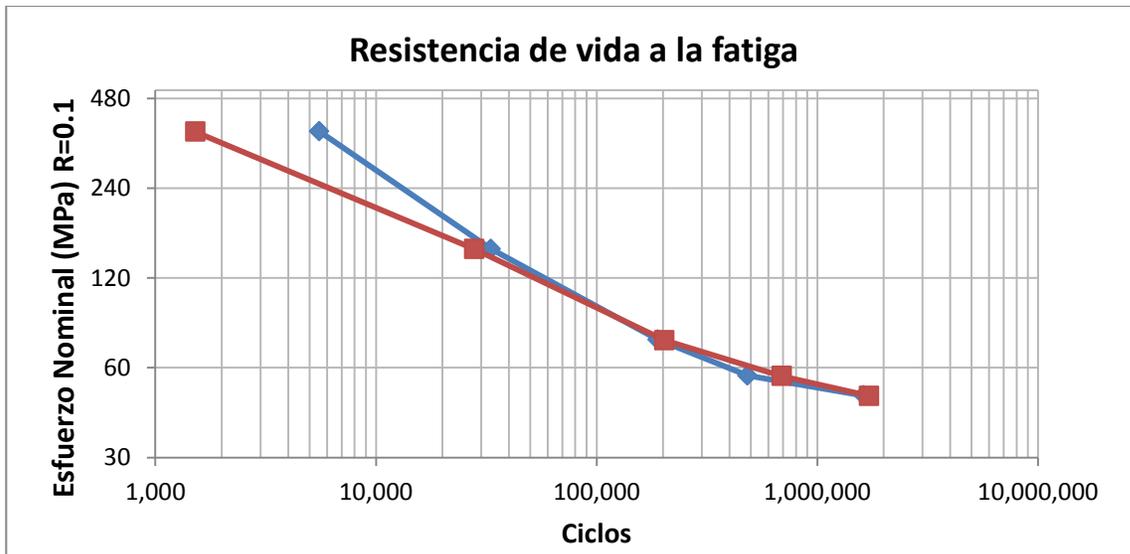


Figura 43 Comparación de la resistencia de ciclos de vida entre pruebas reales y predichas considerando su esfuerzo en MPa

7. CONCLUSIONES

7.1. Predicciones

La predicción de las curvas S-N mediante el uso de las ecuaciones Coffin-Manson y ley de Paris, tienen una buena similitud en condiciones de baja carga alto ciclo por debajo de los 150 MPa, es decir aproximadamente al 25% del límite de cedencia del material base TRIP 780, por lo tanto el modelo se considera aceptable para esta condición.

En el diseño de los elementos que se quieran predecir es necesario conocer los límites de cedencia del material y las cargas a las cuales será sometido para ver si es conveniente utilizar la predicción y si este entrara en valores de baja carga alto ciclo.

Para llevar a cabo la predicción, es necesario realizar una buena calibración del software de elemento finito para obtener los factores de intensidad de esfuerzo en la punta de la grieta y las deformaciones en el pie de la soldadura más aproximadas a la realidad.

La geometría de la unión es un factor importante así como a su vez la generación del modelo CAD para su análisis, cualquier discrepancia importante entre el modelo y la realidad pueden dar resultados erróneos.

7.2. Pruebas reales

Todas las fracturas en las probetas se localizaron al pie de la soldadura, esto debido principalmente a la geometría y a su mayor concentración de esfuerzos en la zona de fractura, la microestructura a pesar de tener cambios importantes, para este estudio no se considera de mayor importancia debido a que no hubo un cambio significativo de esta en las diferentes probetas y que los esfuerzos no se aproximaban a los límites de cedencia del material para el caso de bajo esfuerzo alto ciclo.

Figuras

Figura 1 Etapas de la fractura en un componente sometido a cargas cíclicas (iniciación, propagación y fractura).....	9
Figura 2 Diferentes zonas de esfuerzo R (Razón de esfuerzos).	11
Figura 3 Sistema de actuadores para pruebas a esfuerzos cíclicos reales.	11
Figura 4 Automóvil completo sometido a esfuerzos cíclicos.	11
Figura 5 Diferentes Características de una unión tipo traslape (Piernas, garganta y morfología del pie de la soldadura).	12
Figura 6 Esquema de pruebas para la realización de curvas S-N con diferentes esfuerzos	16
Figura 7 Aceros de baja resistencia, aceros de alta resistencia HSS y aceros avanzados de alta resistencia indicados en color verde, amarillo y azul. ^(I-CAR, 2006)	20
Figura 8 Concepto metalúrgico para obtener aceros TRIP.	21
Figura 9 Comparación del esfuerzo ingenieril y deformación ingenieril de los aceros TRIP en comparación con los aceros de doble fase y los aceros HSLA notando sus mejores propiedades.....	22
Figura 10 Dureza en los aceros TRIP 780.....	23
Figura 11 Esfuerzos Fluctuantes de amplitud constante.	25
Figura 12 Esfuerzos Fluctuantes de amplitud variable.	27
Figura 13 Esquema de proceso GMAW	33
Figura 14 requerimientos de pierna y garganta en la soldadura.....	36
Figura 15 Defectos en la soldadura ^(AWS B1.10)	37
Figura 16 Curva de histéresis del material ^(Draper, 2005)	41
Figura 17 Curva en escala logarítmica de la amplitud de esfuerzo contra los medios ciclos de vida ^(Draper, 2005)	42
Figura 18 La zona elástica mediante la cual se obtiene el módulo de elasticidad.....	43
Figura 19 Curva en escala logarítmica de la amplitud de deformación contra los medios ciclos de vida ^(Draper, 2005)	44
Figura 20 factor de intensidad de esfuerzos contra vida de incremento de la grieta.	47

Figura 21 Regiones de propagación de una grieta.....	48
Figura 22 Robot de soldadura utilizado.	50
Figura 23 Máquina de fatiga MTS 810 (Izq) sujeción de probeta de estudio (Der).	51
Figura 24 Modelo teórico para obtención del factor de intensidad de esfuerzos en la punta de la grieta.....	52
Figura 25 Comparación entre Probeta real (Izq) y modelo CAD (derecha).	54
Figura 26 configuración real de la probeta sometida a pruebas de fatiga	55
Figura 27 Vista superior del modelo CAD.	55
Figura 28 Vista lateral completa del modelo CAD.	55
Figura 29 Mayor factor intensidad de esfuerzo en el inicio de la grieta.	59
Figura 30 Mayor factor de intensidad de esfuerzos al final de la grieta.....	59
Figura 31 Puntos que se toman como inicio (0.175 mm) y final de la grieta (2.4 mm), así como su diferencia de energía.	60
Figura 32 Medición de la probeta soldada.....	64
Figura 33 Metal base acero TRIP 780 a 500x.	64
Figura 34 Zona afectada por el calor adyacente a la zona de fusión TRIP 780 a 500x..	65
Figura 35 Zona afectada por el calor adyacente al metal base TRIP 780 a 500x.	65
Figura 36 pruebas de tensión realizadas a probetas TRIP 780.....	66
Figura 37 Curva S-N predicha R=0.1 carga en Newtons.....	66
Figura 38 Curva S-N predicha R=0.1 Esfuerzo MPa.....	67
Figura 39 Zona de Fractura.....	68
Figura 40 Curva S-N real R=0.1 Carga Newtons.	68
Figura 41 Curva S-N real R=0.1 Esfuerzo MPa.....	68
Figura 42 Comparación de la resistencia de ciclos de vida entre pruebas reales y predichas considerando la carga en Newton.....	69
Figura 43 Comparación de la resistencia de ciclos de vida entre pruebas reales y predichas considerando es esfuerzo en MPa.....	69

Tablas

Tabla 1 Efecto de los parámetros en el calor de entrada.....	13
Tabla 2 Últimos estudios realizados con aceros AHSS en pruebas de fatiga	15
Tabla 3 Características de máquina de soldar.....	49
Tabla 4 parámetros de soldadura utilizados en proceso de producción.....	50
Tabla 5 Comparación entre el análisis químico del fabricante y COMIMSA.....	51
Tabla 6 Pruebas mecánicas a material base.	52
Tabla 7 Comparación entre modelo Teórico y Abaqus.	53
Tabla 8 Fórmulas empleadas ecuación Coffin-Manson.	56
Tabla 9 Amplitud de deformación de esfuerzos.....	58
Tabla 10 Ciclos para la iniciación de la falla por fatiga.....	58
Tabla 11 Ciclos de propagación de la grieta teóricos	61
Tabla 12 Esfuerzos medios de acuerdo a la razón de esfuerzos.	61
Tabla 13 Carga, número de ciclos, esfuerzo y localización de fractura.....	62

8. BIBLIOGRAFÍA

- Brien, R. O. (1996). *Manual de soldadura*. PRENTICE-HALL HISPANOAMERICANA,S.A. DE C.V. (AMERICAN WELDING SOCIETY).
- Draper, J. (2005). *Modern Metal Fatigue Analysis* . Safe Technology Limited.
- Feng, Z. (2006). Characterization of Thermo-Mechanical Behaviors of Advanced High Strength Steels (AHSS): Task 2 - Weldability and Performance Evaluations of AHSS Parts for Automotive Structures. *Automotive Lightweighting Materials*.
- I-CAR. (12 de Junio de 2006). *ADVANCED HIGH-STRENGTH STEELS – A COLLISION REPAIR PERSPECTIVE*. Recuperado el 25 de Septiembre de 2009, de <http://www.i-car.com>.
- Jhon M. Barsom, Stanley T. Rolfe. (2006). *Fracture and Fatigue Control in Structures tercera edición*. Bridgersport, NJ: ASTM.
- K. Hariharan, Raghu V Prakash, M. Sathya Prasad. (2011). Weighted error criterion to evaluate strain-fatigue life prediction methods. *International Journal of Fatigue*, 727-734.
- Kou, S. (2003). *WELDING METALLURGY*. New Jersey.: John Wiley & Sons, Inc.
- M. I. Khan, M. L. (2008). Microstructure and Mechanical Properties of Resistance Spot Welded Advanced High Strength Steels. *Materials Transactions*, 1629-1637.
- N. Farabi, D. C. (2009). Microstructure and mechanical properties of laser welded DP600 steel joints. *Materials Science and Engineering A*, 1215-1222.
- N. Farabia, D. C. (2010). Fatigue properties of laser welded dual-phase steel joints. *Procedia Engineering* 2, 835-843.
- P. Darcis, T. L. (2006). Fatigue Behavior of Welded Joints Part 2: Physical Modeling of the Fatigue Process. *WELDING JOURNAL*, 19-26.
- S.K. PANDA, V. B. (2009). Formability Analysis of Diode-Laser-Welded Tailored Blanks of Advanced High-Strength Steel Sheets. *The Minerals, Metals & Materials Society and ASM International 2009*, 1955-1957.
- V.H. Baltazar Hernandez, S. P. (2010). Nanoindentation and microstructure analysis of resistance spot welded dual phase steel . *Materials Letters*, 207-210.
- WorldAutoSteel. (2009). *Advanced High Strength Steel (AHSS) Application guidelines version 4.1* . E.U.A.
- Zhili Feng*, Yang Sang, Chonghua Jiang, John Chiang, Min Kou. (2009). Fatigue Performance of Advanced High-strength Steel (AHSS)GMAW Joints. *SAE International*.