

**Universidad Nacional de Mar del Plata
Facultad de Ingeniería**

**Instituto de Investigación en Ciencia
y Tecnología de Materiales (INTEMA)**

**MODELOS PARA LA PREDICCIÓN DEL
COMPORTAMIENTO
A FATIGA DE UNIONES SOLDADAS**

Trabajo de tesis presentado por:

LEANDRO FRANCISCO JAUREGUIZHAR

Para optar al grado académico de:

DOCTOR EN CIENCIA DE MATERIALES

Director:

Dr. Mirco Daniel Chapetti

Mar del Plata, Abril de 2011



RINFI se desarrolla en forma conjunta entre el INTEMA y la Biblioteca de la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Mar del Plata.

Tiene como objetivo recopilar, organizar, gestionar, difundir y preservar documentos digitales en Ingeniería, Ciencia y Tecnología de Materiales y Ciencias Afines.

A través del Acceso Abierto, se pretende aumentar la visibilidad y el impacto de los resultados de la investigación, asumiendo las políticas y cumpliendo con los protocolos y estándares internacionales para la interoperabilidad entre repositorios



Esta obra está bajo una [Licencia Creative Commons Atribución-
NoComercial-CompartirIgual 4.0 Internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/4.0/).

RESUMEN

La mayoría de las estructuras de acero desarrolladas en la práctica de la ingeniería, así como un sinnúmero de componentes mecánicos, se construyen en la actualidad utilizando distintos procesos de soldadura. Por otro lado, el fenómeno de fatiga mecánica es la causa de aproximadamente el 80% de las fallas mecánicas, ya sea actuando solo o en combinación con otros procesos de daño. Sin embargo, el análisis del comportamiento a fatiga de las uniones soldadas involucradas se hace usualmente complicado debido a los diferentes factores intervinientes y propios de la naturaleza de la unión, y que en general se realiza en forma cuasi-empírica debido a la inexistencia de modelos y/o teorías que permitan predecir su comportamiento.

Existen en la actualidad varios métodos para la estimación de la vida en fatiga de uniones soldadas, como el método de la tensión nominal, el método Hot Spot Stress, el método del Notch Stress, el método de la deformación local, y los métodos simplificados basados en la mecánica de fractura, entre otros. La mayoría de estos métodos están actualmente estandarizados en la bibliografía, o al menos aceptados en recomendaciones internacionales. Sin embargo, se basan fundamentalmente en el uso de las curvas de Wöler o curvas S-N que utilizan como parámetro de diseño tensiones nominales o equivalentes aplicadas a la configuración analizada. Mediante el uso de estos parámetros nominales no es posible estudiar la influencia de diferentes parámetros geométricos, mecánicos y microestructurales que intervienen en la definición del comportamiento a fatiga de una unión soldada, ya que estos diagramas se encuentran catalogados según el tipo de junta y solo diferencian entre acero y aluminio y permiten correcciones empíricas para considerar algunas variables como el espesor de la chapa soldada, ángulo de sobremonta, etc.

Por otro lado, y como un aspecto muy importante del problema por su importancia tecnológica, los métodos actuales no permiten predecir el comportamiento a fatiga de la unión y sólo proporcionan valores nominales conservativos de la resistencia a fatiga de una dada configuración, que son independientes de muchas de las variables intervinientes.

Trabajos recientes han proporcionado las bases de nuevos procedimientos de análisis fractomecánicos que permiten analizar el problema integralmente, considerando modelos que permiten estudiar el mecanismo de daño asociado considerando las diferentes variables que lo gobiernan. La presente tesis busca avanzar en el desarrollo de estos modelos y en la verificación de su habilidad para explicar y predecir el comportamiento a fatiga de uniones soldadas. La motivación fundamental de este trabajo descansa en la posibilidad de contar con métodos, teorías, y modelos que permitan predecir el comportamiento a fatiga de una determinada configuración y la cuantificación de la influencia de las diferentes variables intervinientes, sin necesidad de realizar ensayos experimentales de las uniones. La importancia tecnológica asociada a la disponibilidad de estas teorías y modelos es sin ninguna duda significativa.

En primer lugar, la tesis presenta un resumen de los modelos más conocidos, junto con un análisis de sus desventajas y limitaciones. Luego se presenta un análisis de las nuevas tendencias y de las teorías, modelos y enfoques surgidos en la última década y se propone un modelo fractomecánico integral, definiendo pautas de aplicación y simplificaciones para la cuantificación de las propiedades necesarias para su aplicación. Se sigue con el análisis detallado de configuraciones específicas de uniones soldadas a tope, mostrándose la importancia de la etapa de propagación temprana de fisuras en la definición del comportamiento a fatiga de uniones soldadas sanas. Luego se presenta un análisis de resultados publicados recientemente por investigadores de referencia internacional y finalmente se resumen algunos conceptos importantes asociados al nuevo enfoque fractomecánico propuesto y a los modelos, teorías, técnicas y procedimientos utilizados y/o implementados, poniendo énfasis en la importancia de algunas conclusiones y evidencias que muestran el potencial de dicho enfoque.

ABSTRACT

The majority of steel structures in engineering, as well as a number of mechanical components, are constructed using different welding processes. On the other hand, the phenomenon of mechanical fatigue is the cause of approximately 80% of mechanical failure, being the sole damaging process or acting in combination with other processes. Nevertheless, the analysis of fatigue behaviour of welded joints is usually a complicated matter due to the different influencing factors resulting from the nature of the joint, and is generally realised in quasi-empirical form because of the non-existence of models and/or theories that would allow to predict their behaviour.

Several methods to estimate the fatigue life of welded unions exist at present, including among others the nominal stress approach, the hot-spot stress approach, the notch stress approach, the local strain approach and simplified methods based on fracture mechanics.

The majority of these methods is standardized in literature or accepted in international recommendations. Nevertheless, they are based mainly on the use of Wöhler curves or S-N curves which require as a design parameter a nominal or equivalent stress applied to the analyzed configuration. By using these nominal parameters is not possible to study the influence of different geometric, mechanical and microstructural parameters that form part of the definition of the fatigue behaviour of a welded joint because these diagrams only are indexed according to the joint configuration and only differentiate between steel and aluminium. In addition they use empirical corrections to account for some variables like plate thickness, reinforcement angle, etc.

Due to its technological importance a major drawback of the present methods is that they do not allow to predict the fatigue behaviour of the joint and only provide conservative nominal values of the fatigue resistance for a given configuration not taking into account many of the influencing variables.

Recent works have provided the bases for new procedures of fracture mechanics analyses that allow to analyze the problem thoroughly by considering models that allow to study the mechanism of associate damage including the different variables that govern it. The present thesis circumstantiates the development of these models and the verification of their ability to explain and to predict fatigue behaviour of welded joints. The fundamental motivation of this work is based on the feasibility of relying on methods, theories, and models that allow to predict the fatigue behaviour of a certain configuration and the quantification of the influence of the different affecting variables without realizing experimental testing of the joints. The technological importance associated with the application of these theories and models is certainly significant.

At first, the thesis presents a summary of well-known models together with an analysis of their disadvantages and limitations. Then, an analysis of the new tendencies and the theories, models and approaches arisen in the last decade is given, and an integral fracture mechanics based model is presented, defining guidelines of applications and simplifications for the quantification of the necessary properties for its application. It is followed by a detailed analysis of specific configurations of butt welded joints, highlighting the importance of the stage of early crack propagation for the definition of the fatigue behaviour of welded joints without defects. Afterwards, an analysis of results recently published by international researchers is presented and finally some important concepts associated to the new proposed fracture mechanics based approach and to the applied and/or implemented models, theories, techniques and procedures are summarized emphasizing on the importance of some conclusions and on evidence that shows the potential of this approach.

INDICE

CAPITULO I

Introducción	1
--------------	---

CAPITULO II

Enfoques actuales para la estimación de la resistencia a fatiga de uniones soldadas

2.1. Introducción	3
2.2. Metodologías de análisis de vida a fatiga	3
2.2.1. Método de la tensión nominal	6
2.2.2. Método de la tensión estructural	7
2.2.3. Método de tensión en la entalla	9
2.2.4. Método de la intensidad a la entalla	10
2.2.5. Método de la deformación en la entalla	11
2.2.6. Método basado en la mecánica de fractura	11
2.3. Limitaciones de las metodologías basadas en curvas $\Delta S - N$	12
2.4. El uso actual de la mecánica de fractura en el estudio del comportamiento a fatiga de uniones soldadas. Hipótesis y limitaciones	14
2.4.1. Consideraciones sobre los procedimientos simplificados utilizados	14
2.4.2. Procedimientos de análisis actuales	15
2.4.3. Consideraciones sobre el umbral de propagación de fisuras largas	16
2.4.4. Consideraciones sobre la influencia del régimen de fisuras cortas	17
2.4.5. Umbrales de Propagación de fisuras por fatiga	18
2.5 Referencias del capítulo	19

CAPITULO III

Nuevos modelos y enfoques para la predicción del comportamiento a fatiga de uniones soldadas. Hipótesis y propuestas

3.1. Introducción	25
3.2. Modelo de predicción propuesto	26
3.2.1. Estimación del umbral de propagación de fisuras cortas y largas	27
3.2.2. Estimación de la fuerza impulsora ΔK	28
3.2.3. Estimación de la vida a fatiga y de los umbrales de propagación de fisuras	29
3.4. Verificaciones preliminares del potencial del modelo en la descripción y estimación del comportamiento a fatiga de uniones soldadas	29
3.4.1. Resultados de la estimación de la resistencia a la fatiga	30
3.4.2. Resultados del análisis de la influencia del espesor de la chapa base	31
3.4.3. Resultados de la influencia del ángulo de sobremonta	34
3.5. Consideraciones finales	35
3.6 Referencias del capítulo	36

CAPITULO IV

Análisis detallados de configuraciones específicas:

Uniones soldadas a tope

4.1. Introducción	37
4.2. Procedimiento experimental	37
4.2.1. Uniones soldadas a tope	37
4.2.2. Material Base	38

4.2.3. Tipo de junta	38
4.2.4. Configuración de carga	40
4.2.5. Registro de variables experimentales	41
4.2.6. Medición de tensiones residuales	42
4.3. Resultados Experimentales	43
4.4. Aplicación del modelo al caso en estudio	44
4.4.1. Cálculo del umbral de propagación ΔK_{th}	44
4.4.2. Cálculo de la fuerza impulsora aplicada ΔK	47
4.4.3. Estimación de curvas S-N	53
4.4.4. Curvas de propagación	54
4.5. Conclusiones	57
4.7. Referencias del capítulo	58

CAPITULO V

Análisis detallados de configuraciones específicas:

Junta cruciforme no cargada transversalmente

5.1. Introducción	59
5.2. Predicción del comportamiento a fatiga de una unión amolada	59
5.3. Estimación de la vida a fatiga por medio del enfoque tradicional	63
5.4. Aplicación de la metodología propuesta al caso en estudio	64
5.4.1. Cálculo del umbral de propagación ΔK_{th}	65
5.4.2. Estimación de la fuerza impulsora aplicada ΔK	67
5.4.3. Estimación de curvas S-N	70
5.5. Análisis de resultados	71
5.6. Referencias del capítulo	72

CAPITULO VI

Metodología de análisis fractomecánico para la estimación del comportamiento a fatiga de uniones soldadas

6.1. Introducción	74
6.2. Método fractomecánico integral: Propuesta	74
6.2.1 Estimación del umbral de propagación ΔK_{th}	75
6.2.2. Estimación de la fuerza impulsora aplicada ΔK	76
6.3. Aplicaciones	76
6.3.1. Predicción de vida a fatiga, N, en función de la tensión nominal aplicada $\Delta\sigma$ (Curva $\Delta\sigma$ -N)	76
6.3.2. Análisis de la condición umbral: Límite de fatiga de la unión	78
6.4. Conjunto de variables microestructurales requeridas	79
6.5. Referencias del capítulo	80

CAPITULO VII

Conclusiones	82
--------------	----

ANEXO A

Herramientas de la mecánica de fractura aplicadas al estudio de la propagación de fisuras por fatiga mecánica

A.1. Introducción	85
A.2. Herramientas de la mecánica de fractura	87

A.3. Propagación por fatiga de fisuras largas	93
A.4. Propagación por fatiga de fisuras cortas	96
A.5 Referencias del anexo	102

ANEXO B

Iniciación y propagación por fatiga de fisuras en uniones soldadas

B.1. Introducción	105
B.2. Defectos en uniones soldadas	106
B.3. Iniciación de fisuras por fatiga en talones de soldadura	107
B.4. Propagación de fisuras por fatiga en talones de soldadura	110
B.5. Referencias del anexo	113

ANEXO C

Metodología experimental de detección y monitoreo de propagación de fisuras por fatiga iniciadas en talones de soldadura

C.1. Introducción	118
C.2. Metodología: Fundamentos	118
C.3. Instrumentación de las probetas	121
C.4. Referencias del capítulo	123

ANEXO D

Configuración general y equipamiento de ensayos

D.1. Introducción	124
D.2. Configuración general del tren de carga	125
D.3. Sistema de adquisición, control y procesamiento de datos de ensayo	127
D.3.1. Automatización de máquina	127
D.3.2. Equipo acondicionador de señales	129
D.3.3. Software	134
D.3.3.1. Rutina de calibración	134
D.3.3.2. Rutina de medición y control de ensayo	136
D.3.3.4. Rutina de post procesamiento de datos	138
D.4. Conclusiones	140

ANEXO E

Procedimiento de ensayo y post procesamiento de resultados

E.1. Variables registradas en cada ensayo	141
E.2. Proceso completo de ensayo	141
E.2.1. Calibración de canales de monitoreo de fisuras	142
E.2.2. Registro de parámetros iniciales	143
E.2.3. Carga de datos y configuración del programa de ensayo	143
E.2.4. Inicio del ensayo	144
E.2.4.1 Implementación de marcas de tinta	144
E.3. Procesamiento de datos	145
E.3.1. Obtención postmortem del parámetro H	145
E.3.2. Obtención postmortem del parámetro a	146
E.3.3. Reajuste del polinomio de calibración utilizado	148
E.4. Referencias del anexo	149

ANEXO F

Modelos numéricos

F.1. Introducción	151
F.2. El perfil geométrico en ABAQUS	152
F.3. Consideraciones generales de los modelos	152
F.4. Análisis de convergencia del tamaño de malla	153
F.5. Extracción del campo de tensiones	154
F.6. Campos de tensión resultantes	154
F.7 Tipos de Juntas	
F.7.1. Unión soldada a tope ¼"	156
F.7.2. Unión soldada a tope ½"	157
F.7.3. Unión soldada a tope 1"	158
F.7.4. Junta cruciforme no cargada transversalmente, As. Welded	160
F.7.5. Junta cruciforme no cargada transversalmente, con amolado de talón	163

ANEXO G

Medición de tensiones residuales en uniones soldadas a tope

G.1. Introducción	166
G.2. Implementación experimental	167
G.3. Cálculo	169
G.4. Resultados	170
G.5. Conclusiones	172
G.6. Referencias del anexo	172

ANEXO H

Metodología de relevamiento de perfiles del cordón soldado

H.1. Introducción	173
H.2. Utilización de negativos	173

ANEXO I

Procedimientos para la estimación de propiedades a fatiga

I.1. Introducción	176
I.2. Cálculo del ΔK_{thR} para R variable	176
I.2.1. Curva simplificada para ΔK_{thR}	176
I.3. Aplicación práctica de la metodología	180
I.4. Referencias del anexo	182

Capítulo I

Introducción

La mayoría de las estructuras de acero desarrolladas en la práctica de la ingeniería se construyen en la actualidad utilizando distintos procesos de soldadura. Estas estructuras soldadas son sometidas a menudo a cargas de servicio dinámicas con rangos que pueden ir desde cargas cíclicas hasta cargas completamente aleatorias. Estructuras como ductos, grúas, barcos, aviones, puentes, etc, son siempre afectadas por cargas de fatiga. El análisis del comportamiento a fatiga de estas estructuras soldadas se hace usualmente complicado debido a los diferentes factores intervinientes y propios de la naturaleza de la unión soldada, y que en general se realiza en forma cuasi-empírica debido a la inexistencia de modelos y/o teorías que permitan predecir su comportamiento.

Por otro lado, el análisis del comportamiento a fatiga de uniones soldadas se ve generalmente complicado por la presencia de defectos que actúan como iniciadores de fisuras, como pueden ser las inclusiones de escoria, la presencia de poros por gases atrapados, la falta de penetración en la raíz de la soldadura o la presencia de socavaduras (undercuts) en la raíz del cordón. La unión tiene asociados además concentradores de tensiones cuya geometría y efectividad depende de la macrogeometría de la unión y de la calidad de la soldadura que define la microgeometría de los mismos. Se suma además, la existencia de tensiones residuales que aumentan la complejidad del análisis. A su vez, las propiedades mecánicas de una unión soldada principalmente dependen de la microestructura de la zona afectada por el calor, (ZAC), y de discontinuidades geométricas tales como la desalineación o la presencia excesiva de material de refuerzo.

Existen en la actualidad varios métodos para la estimación para la vida en fatiga de uniones soldadas, como el método de la tensión nominal, el método Hot Spot Stress, el método del Notch Stress, el método de la deformación local, y los métodos simplificados basados en la mecánica de fractura, entre otros. La mayoría de estos métodos están actualmente estandarizados, o al menos aceptados en recomendaciones internacionales. Sin embargo, estos métodos tradicionales de diseño de componentes soldados se basan fundamentalmente en el uso de las curvas de Whöler o curvas S-N, (Tensión nominal o estructural vs. Número de ciclos a la falla), donde la tensión que se utiliza como parámetro de diseño es una tensión nominal o equivalente aplicada a la configuración analizada. Mediante el uso de estos parámetros nominales no es posible estudiar la influencia de diferentes parámetros geométricos, mecánicos y microestructurales que intervienen en la definición del comportamiento a fatiga de una unión soldada, ya que estos diagramas se encuentran catalogados según el tipo de junta y solo diferencian entre acero y aluminio y permiten correcciones empíricas para considerar algunas variables como el espesor de la chapa soldada, ángulo de sobremonta, etc.

Trabajos recientes han propuesto nuevos procedimientos de análisis fractomecánicos integrales que permiten analizar el problema integralmente, considerando modelos que permiten analizar el mecanismo de daño asociado considerando las diferentes variables que lo gobiernan. La presente tesis busca avanzar en el desarrollo de estos modelos y en la verificación de su habilidad para explicar y predecir el comportamiento a fatiga de uniones soldadas. La motivación fundamental de este trabajo descansa en la posibilidad de contar con métodos, teorías y modelos que permitan predecir el comportamiento a fatiga de una determinada configuración y la cuantificación de la influencia de las diferentes variables intervinientes, sin necesidad de realizar ensayos experimentales. La importancia tecnológica asociada a la disponibilidad de estas teorías y modelos es sin ninguna duda significativa.

En primer lugar, la tesis presenta un resumen de los modelos más conocidos, junto con un análisis de sus ventajas, desventajas y limitaciones (capítulo II). Luego, en el capítulo III, se presenta un análisis de los nuevos modelos y enfoques y de los resultados preliminares que se han desarrollado con su utilización, mostrando su potencial por medio de análisis paramétricos y extremos de algunas variables asociadas a las uniones. Se presenta además un análisis del fenómeno de fatiga, de algunos conceptos asociados de vital importancia al momento de estudiar el comportamiento a fatiga de uniones soldadas, y se introducen las herramientas que serán utilizadas y aplicadas en los diferentes análisis y/o predicciones.

En el capítulo IV se presentan análisis detallados de configuraciones específicas de uniones soldadas a tope, para lo cual se han desarrollado metodologías y técnicas de ensayo y análisis dedicadas, especialmente implementadas para lograr monitorear y cuantificar las distintas variables necesarias para el análisis. En este capítulo se demuestra la importancia de la etapa de propagación temprana de fisuras en la definición del comportamiento a fatiga de uniones soldadas sanas.

En el capítulo V se presenta el estudio de una publicación reciente sobre el análisis del comportamiento a fatiga de configuraciones particulares realizadas por científicos internacionales de gran prestigio que trabajan con la problemática del comportamiento a fatiga de soldadura

El capítulo VI resume el método integral propuesto y se presentan propuestas para cuantificar los datos necesarios para implementarla.

Finalmente, en el capítulo VII se resumen algunos conceptos importantes asociados al nuevo enfoque fractomecánico propuesto y a los modelos, teorías, técnicas y procedimientos utilizados y/o implementados, poniendo énfasis en la importancia de algunas conclusiones y evidencias que muestran el potencial de dicho enfoque.

Este trabajo contiene además 9 anexos que detallan diferentes temas relacionados con los trabajos desarrollados y que sirven de referencia a los capítulos del cuerpo principal

Capítulo II

Enfoques actuales para la estimación de la resistencia a fatiga de uniones soldadas

2. 1. Introducción

La fatiga de los materiales es un proceso verdaderamente complejo y que en ciertos aspectos aún no ha sido entendido por completo. Se ha observado que el daño del material se inicia en la estructura cristalina a través de la formación de microfisuras, las que junto a las bandas de deslizamiento crecen a través de los granos del material hasta formar una fisura de tamaño mayor.

Debido a la presencia de las uniones soldadas el proceso de fatiga se hace aún más complejo. A pesar de que en los últimos tiempos se han obtenido importantes mejoras en los procesos de soldadura, es sabido que estas uniones no son perfectas y que incorporan distintos tipos de defectos como inclusiones, poros y socavaduras, entre otros. El perfil del cordón soldado genera una discontinuidad geométrica en el componente transformándose así en un concentrador de tensiones que afecta el estado tensional local. El ciclo térmico a que se somete al material también introduce tensiones residuales, resultando todos estos factores en una disminución de la vida a fatiga de la pieza final.

Como consecuencia de los defectos enunciados, las fallas por fatiga se presentan con más frecuencia en los detalles de las uniones soldadas que en el material base. Estos hechos muestran que es realmente importante la implementación de metodologías y modelos que permitan analizar la influencia de estas variables y así estimar la vida a fatiga del componente soldado.

2.2. Metodologías de análisis de vida a fatiga

Existen diferentes metodologías para en análisis de la resistencia a fatiga de uniones soldadas, estas pueden diferenciarse por medio de los parámetros empleados para la estimación de la vida a fatiga N o en términos de la resistencia a fatiga de una configuración determinada.

El objetivo de estas técnicas es realizar estimaciones de vida a fatiga considerando todas las etapas involucradas en el proceso, partiendo desde la microestructura hasta llegar a la falla del componente. Radaj [1] propone que el proceso de falla por fatiga comprende las etapas de iniciación y propagación, (figura 2.1). La primera parte desde la microestructura del material y considera el fenómeno de traba de dislocaciones y la presencia de bandas de deslizamiento hasta que se forma una microfisura.

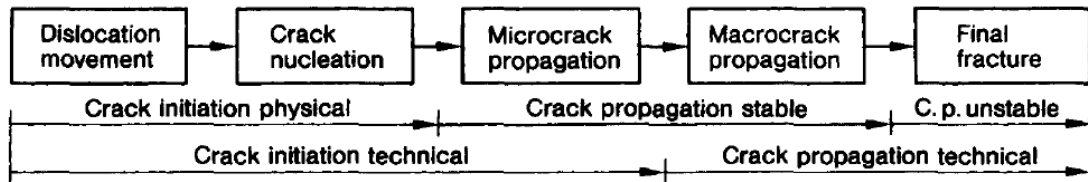


Figura 2.1: Etapas del fenómeno de iniciación y propagación de fisuras por fatiga [1]

La segunda etapa, denominada de propagación, comprende el crecimiento de las microfisuras hasta tener un tamaño determinado y su posterior propagación como fisuras de tamaño ingenieril, detectables por ensayos no destructivos, y que crecen hasta la eventual falla del componente.

En el caso de fatiga de uniones soldadas, las metodologías pueden ser clasificadas como globales y locales. Los enfoques "globales" proceden directamente analizando las fuerzas y momentos actuantes sobre el componente y consideran a las tensiones aplicadas como nominales suponiendo que en el espesor del material existe un estado tensional constante o lineal. Utilizan valores de carga límites los cuales están relacionados con la resistencia a la fluencia o a la rotura del material del componente en estudio.

Los métodos de análisis de vida a fatiga "locales" trabajan con tensiones y análisis de deformación localizados. Tienen en consideración el proceso de daño local que comprende la iniciación de las fisuras, su propagación por la aplicación de cargas cíclicas y la fractura final del componente. El período de iniciación es analizado desde el punto de vista de la presencia de entallas en la raíz del cordón soldado. El período de propagación y fractura final se analiza bajo el enfoque de la mecánica de fractura.

En la figura 2.2 se muestra un esquema propuesto por [1] que contempla las variantes más clásicas de los enfoques globales y locales. Cada variante es caracterizada por el tipo de carga típico, la utilización de parámetros de tensión o deformación y la curva característica de resistencia a la fatiga que utiliza. Las metodologías van desde los conceptos globales, ubicados a la izquierda, hacia los conceptos locales ubicados a la derecha del gráfico, presentándose los siguientes diagramas de resistencia a la fatiga:

- Familia de curvas $\Delta S - N$ de tensión nominal para casos de entallas estandarizados,
- Curva $\Delta S - N$ para tensión estructural,
- Curva $\Delta S - N$ de deformación en la entalla,
- Diagrama Kitagawa – Takahashi, umbral de propagación en función del tamaño de defecto,
- Curva de Paris, propagación de fisuras largas bajo cargas cíclicas.

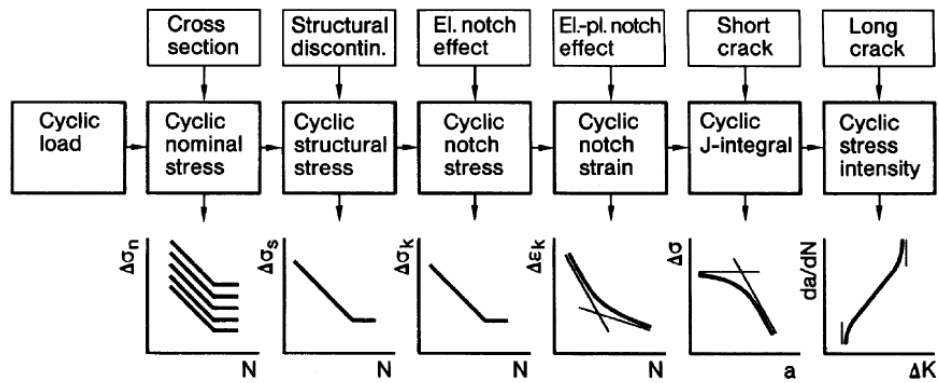


Figura 2.2: Enfoques globales y locales para el análisis de la resistencia a fatiga [2]

En general, los distintos enfoques pueden ser subdivididos en las siguientes categorías:

- Método de la tensión nominal, (Nominal stress approach). Utiliza un rango de tensiones nominal $\Delta\sigma_n$, el cual es determinado en función de las cargas presentes y de las propiedades de la sección del material,
- Método de la tensión estructural, (hot-spot stress approach). Emplea un rango de tensión estructural $\Delta\sigma_s$, en la soldadura con el objeto de considerar el efecto de la discontinuidad estructural introducido por el cordón,
- Método de tensión en la entalla (notch stress approach). Utiliza el rango de tensión elástica en la entalla $\Delta\sigma_k$, o algún otro parámetro equivalente como el factor de intensidad de tensiones con el objeto de tener en cuenta el efecto del concentrador de tensiones generado por el talón de soldadura,
- Método de deformación en la entalla, (notch strain approach). Utiliza el rango de deformación elastoplástica local $\Delta\epsilon_k$, u otros parámetros para poder describir el daño por fatiga del material,
- Método basado en la mecánica de fractura: Utiliza parámetros especiales como la integral J o el rango del factor de intensidad de tensiones ΔK para la estimación del crecimiento de las fisuras por cada ciclo de carga da/dN , se basa en la mecánica de fractura lineal elástica para la explicación física de las estimaciones realizadas.

A continuación se desarrolla cada metodología en mayor detalle, con el objeto de presentar sus características.

2.2.1. Método de la tensión nominal

Las estimaciones de vida a fatiga utilizan curvas $\Delta S - N$ en conjunto con geometrías tabuladas para distintos tipos de soldaduras y que se encuentran en estándares y recomendaciones de diseño. Estas curvas han sido obtenidas a partir de una gran cantidad de ensayos experimentales disponiéndose de resultados para acero y aluminio. Son utilizadas en las recomendaciones de la IIW (International Institute of Welding) para el diseño a fatiga de uniones soldadas disponiéndose de conjuntos de curvas como la que se observa en la figura 2.3 que en este caso fueron desarrolladas para aceros.

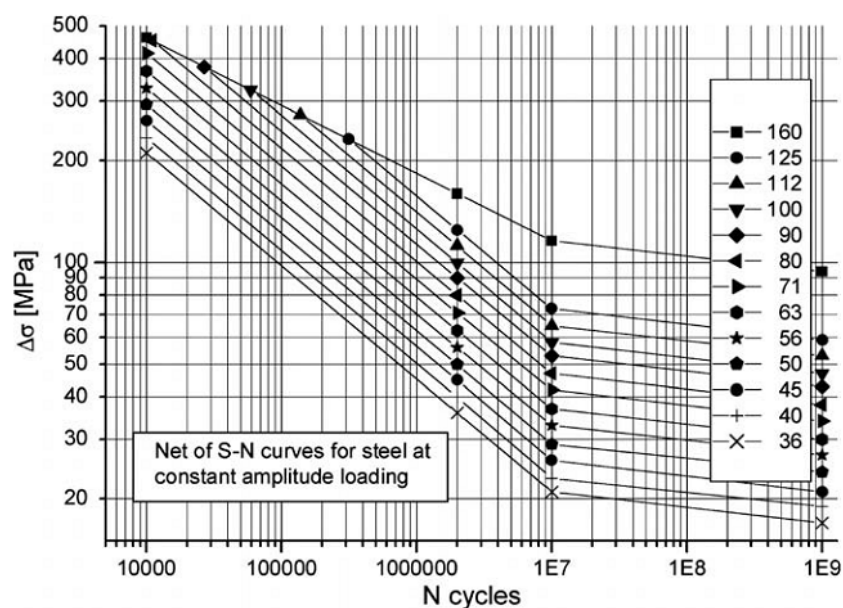


Figura 2.3: Conjunto de curvas $\Delta S - N$, o de Whöler, para la estimación de vida a fatiga bajo amplitud constante en aceros.[3]

Para la estimación de la vida a fatiga de uniones soldadas, la metodología propuesta por la IIW consta de los siguientes pasos:

- Selección del material, pudiéndose optar entre acero o aluminio,
- Selección del " Structural Detail " el cual tiene en consideración un conjunto de macrogeometrías que responden a las configuraciones geométricas mas comunes y populares utilizadas en la industria, (figura 2.4),
- Asignación de la clase FAT correspondiente. Las curvas de diseño FAT están basadas en el modelo propuesto por Paris y son el resultado de un gran número de ensayos experimentales,
- Cálculo del rango de tensión aplicado a la unión bajo estudio. La utilización de las curvas $\Delta\sigma - N$ para la estimación de la vida a fatiga requiere del conocimiento del rango de

tensión aplicado a la unión. Si la macrogeometría en estudio no se encuentra dentro del conjunto de "Structural Details" tabulados, el rango de tensión aplicado deberá ser obtenido ya sea por medio de elementos finitos o por la medición de deformaciones en determinados puntos de la estructura con la posterior aplicación del método del Hot Spot u otra metodología de entre las enumeradas en este capítulo, (figura 2.2).

- Selección del tipo de carga aplicada: Se dispone de curvas estimadas para amplitud de carga constante o variable,
- Disponiendo del rango de tensión de cálculo $\Delta\sigma$, y de la clase FAT correspondiente a la unión en estudio se ingresa a las curvas $\Delta\sigma - N$, (figura 2.3) obteniéndose el número de ciclos a fatiga estimado.

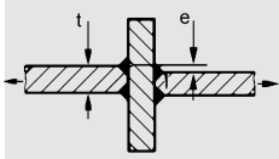
Structural detail	Description (St. = steel; Al. = alum.)	FAT St.	FAT Al.	Requirements and remarks
	Cruciform joint or T-joint, K-butt welds, full penetration, no lamellar tearing, misalignment $e < 0.15 \cdot t$	80	28	Material of intermediate plate to be checked against susceptibility of lamellar tearing

Figura 2.4: Ejemplo de un detalle estructural perteneciente al catálogo propuesto por la IIW.[3]

En la última revisión disponible de las recomendaciones de la IIW se han adicionado una serie de constantes que permiten el ajuste de las curvas FAT teniendo en consideración la presencia de fallas en la unión soldada como socavaduras o defectos.

A pesar de estas consideraciones, esta metodología de diseño a fatiga posee limitaciones importantes ya que, entre otros factores, no tiene en consideración la relación de carga "R" aplicada a la unión ni tampoco el efecto de la microgeometría del cordón soldado sobre la resistencia a fatiga de la unión soldada, todos estos parámetros con efecto comprobado sobre la vida a fatiga en uniones soldadas.

Otro punto importante a destacar es que las curvas de diseño han sido obtenidas a partir de una gran cantidad de ensayos experimentales y por lo tanto no permiten analizar y explicar la influencia de distintos parámetros presentes en la unión soldada sobre su resistencia a la fatiga.

2.2.2. Método de la tensión estructural

Esta metodología, mejor conocida como el método del "hot-spot", tiene en consideración el incremento de las tensiones debido a la configuración geométrica de la unión soldada. Contempla solo la macrogeometría de la misma y no considera el efecto local de la

concentración de tensiones resultante de la discontinuidad introducida por el talón de soldadura. Se basa en la medición de deformaciones o tensiones en puntos alejados del cordón soldado y en base a estas mediciones efectúa una extrapolación para el cálculo de la denominada tensión estructural. En la figura 2.5 se muestra esquemáticamente la extrapolación realizada para la estimación del hot-spot.

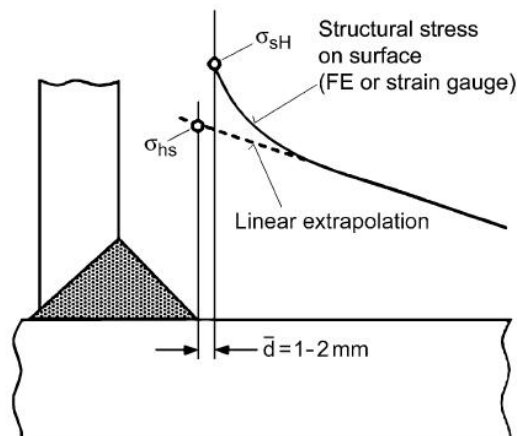


Figura 2.5: Procedimiento para la estimación de la tensión estructural por el método del hot-spot. Las tensiones medidas en la superficie son extrapoladas linealmente hasta la posición del talón de soldadura. [4]

Radaj [5] indica que la tensión estructural calculada por esta técnica es un valor ficticio, pero ha demostrado que puede ser equivalente a la suma de las tensiones de membrana y flexión en el talón de soldadura, lo cual puede ser determinado ya sea por una extrapolación de valores medidos en superficie o por medio de la linearización del estado tensional presente.

La definición y selección de los puntos de referencia para la evaluación de las tensiones y el posterior cálculo de la tensión estructural ha sido sujeta a debate. Labesse y Recho [6] utilizaron esta técnica para realizar estimaciones de vida a fatiga sobre uniones soldadas en T y propusieron un conjunto de puntos de referencia que permiten tener en cuenta los efectos del modo de carga. Mas recientemente, Dong [7], haciendo uso de la definición del parámetro de tensión estructural propuesta por [5] evaluó la tensión estructural en el talón de soldadura haciendo uso del método de los elementos finitos. Una vez calculado el valor de la tensión estructural y en función de la macrogeometría de la unión se utilizan las curvas FAT, para la estimación de la vida a fatiga.

2.2.3. Método de tensión en la entalla

El concepto de tensión o deformación en la entalla, (también denominado de "tensión local"), utiliza las tensiones máximas en rango elástico o elastoplástico en la entalla para la estimación de la resistencia a fatiga de la unión. Estas tensiones o deformaciones pueden ser calculadas tanto para entallas agudas o suaves que se encuentran en el acuerdo del talón de soldadura con el material base. En la **figura 2.6** se esquematiza la definición del punto de máxima tensión en la entalla, σ_K

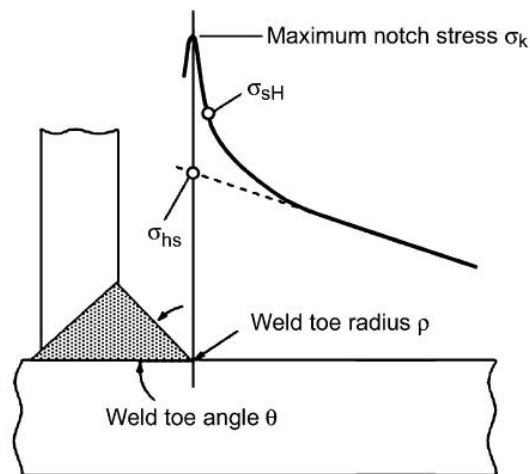


Figura 2.6: Definición del valor máximo de tensión en la entalla σ_K [4]

Se pueden distinguir dos tipos de análisis [4], el análisis del estado tensional de la entalla en rango elástico y el análisis de las deformaciones presentes en la entalla en un rango elastoplástico. El concepto basado en el análisis bajo el rango elástico se aplica a la estimación de vida a fatiga a altos ciclos, mientras que el análisis de deformaciones en rango elastoplástico es orientado a las estimaciones en el rango de bajos ciclos.

Seeger et.al. [8,9] propone aplicar esta metodología a uniones soldadas pero haciendo uso de un radio de acuerdo entre el talón del cordón soldado y el material base de 1mm para aceros. Estos autores consideran que este valor es una media representativa de los resultados obtenidos en la práctica. En un trabajo reciente, Hobbacher [3] confirma esta idea afirmando que las irregularidades presentes en el talón del cordón soldado y en el acuerdo con el material base pueden ser reemplazadas por un radio efectivo de 1mm, como se observa en la figura 2.7, ya que los resultados obtenidos son consistentes con la dispersión existente en los resultados experimentales.

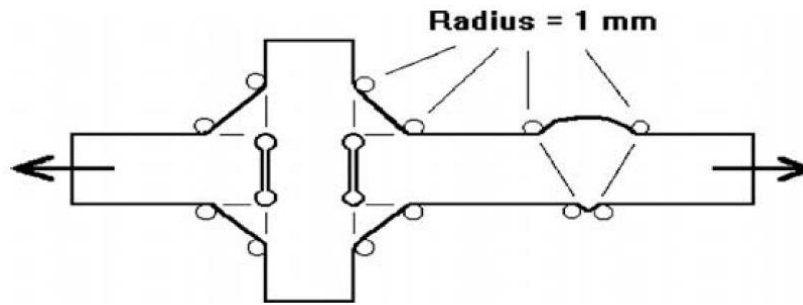


Figura 2.7: Radio efectivo propuesto por Hobbacher para las estimaciones de la tensión en la entalla. [3]

Se propone también que este método permitiría estudiar en detalle los efectos de la geometría del cordón sobre la vida a fatiga de la unión. Janosch et.al [10,11] indica que la calidad de las uniones soldadas, en particular referida a la geometría del cordón, puede ser estimada por el enfoque de la tensión en la entalla permitiendo, por ejemplo, analizar el efecto de una socavadura en la vida a fatiga de la unión.

Al igual que en la técnica anterior, una vez calculado el valor de la tensión en la entalla y considerando la macrogeometría de la unión, se selecciona la curva FAT correspondiente y se realiza la estimación de vida a fatiga.

2.2.4. Método de la intensidad a la entalla

El campo de tensiones alrededor de una entalla aguda puede ser descrito de forma alternativa haciendo uso de un conjunto de soluciones teóricas desarrolladas para entallas en forma de "V" tanto para carga simétrica como asimétrica. Verreman y Nie [12] propusieron la utilización del parámetro denominado "factor de intensidad de tensiones relacionado a la entalla" o "N-SIF" por su siglas en inglés. Estos autores indican que este parámetro permite describir el período de iniciación de fisuras hasta un tamaño de 0.5mm y que comprende el periodo de propagación de fisuras cortas. El método se basa en la suposición de que el radio de acuerdo entre el talón y el material base es igual a cero y tiene en consideración que la distribución de tensiones se hace asintótica en la cercanía de la entalla [13]. Lazzarin y Tovo [14] han cuantificado el efecto de la aplicación de cargas simétricas y asimétricas para diferentes configuraciones geométricas haciendo uso del parámetro propuesto por Verreman y Nie.

A través de curvas las curvas FAT disponibles en las recomendaciones de la IIW, conociendo el valor de tensión en la entalla y la macrogeometría de la unión se realiza la estimación de la vida a fatiga correspondiente.

2.2.5. Método de la deformación en la entalla

Esta metodología considera un estado de tensión elastoplástico y de deformaciones en la entalla. Para la estimación se tiene en cuenta el cálculo de las tensiones y deformaciones locales considerando el comportamiento elástico y de fatiga del material que rodea a la entalla. Esta técnica ha sido aplicada para la predicción de la vida a iniciación de fisuras en uniones soldadas para número de ciclos menores a 10^5 donde los efectos de plasticidad local son más importantes. Lawrence et.al [15] utilizó esta técnica para estimar el período de iniciación de fisuras con tamaños de hasta 0.25mm.

Como en las metodologías anteriores, una vez obtenido el rango de tensiones y en función de la geometría de la unión, se utilizan las curvas $S - N$ estándar para la estimación de la vida a fatiga de la unión.

2.2.6. Método basado en la mecánica de fractura

En la actualidad, esta metodología se encuentra orientada particularmente a la estimación de la vida a fatiga de uniones soldadas en las que la etapa de propagación de fisuras es mucho mas larga que la de iniciación, analizándose el comportamiento de fisuras iniciadas en el talón de soldadura y que propagan en el espesor del material base.

Las herramientas de cálculo están dadas por ecuaciones de propagación de fisuras normalmente basadas en la relación propuesta por Paris y Erdogan [16] y en la estimación de un factor de intensidad de tensiones K el cual es afectado por el parámetro M_K que tiene en consideración la geometría de la unión y el perfil del cordón soldado. El crecimiento de las fisuras generalmente es en modo I y se tienen en consideración características propias del material, como tamaño de grano y resistencia a la fatiga, así como la influencia de la relación de carga R aplicada debido a las cargas cíclicas.

Para las estimaciones de vida a fatiga es necesario conocer el factor de intensidad de tensiones introducido por la unión soldada. Estos factores se encuentran normalmente tabulados para distintos tipos de entallas, pero no para las geometrías obtenidas en los cordones soldados. Esto es debido a que las uniones soldadas presentan una gran dispersión en las geometrías obtenidas, especialmente es procesos manuales o semiautomáticos que hacen muy difícil su parametrización. En los años 70, Maddox realizó varias investigaciones con el objeto de obtener los factores de intensidad de tensiones para soldaduras en T con entallas semielípticas ubicadas en el acuerdo del talón y el material base. Hobbacher [17, 18] también obtuvo resultados para distintas configuraciones de uniones soldadas. En la actualidad se dispone del método de los

elementos finitos (FEM) para las estimaciones de los factores de intensidad de tensiones permitiendo realizar análisis bidimensionales y tridimensionales de la unión bajo estudio. También se dispone de estimaciones realizadas a partir de funciones de peso. Esta herramienta puede ser desarrollada a partir de una geometría simple y luego se aplicada a configuraciones mas complejas.

Se han realizado trabajos con el objeto de poder estimar el camino seguido por la fisura a medida que propaga, teniéndose en consideración la geometría de la unión y las condiciones de carga de la misma.

Experimentalmente se ha observado el efecto de cierre prematuro, o crack closure, en la propagación de fisuras por fatiga. Elber [19] propuso la consideración de un ΔK_{ef} en la estimación del factor de intensidad de tensiones, (expresión A.11 del ANEXO A).

Respecto de las otras metodologías, presenta la diferencia de que no utiliza caracterizaciones superficiales sino que estima las curvas $\Delta S - N$ calculando la vida a propagación por fatiga para un rango dado de fisuras.

2.3. Limitaciones de las metodologías basadas en curvas $\Delta S - N$

Las variantes de cálculo como el método de la tensión nominal, de la tensión estructural, de la tensión en la entalla y del análisis de la deformación en la entalla se encuentran en su gran mayoría publicados en la bibliografía [20-36] y aceptados en algunos de sus casos en documentos internacionales de diseño y/o recomendaciones [3,37] Para asegurar que en la etapa de diseño se tiene en cuenta el efecto completo de los tres factores que dominan la vida a fatiga de uniones soldadas, (tensiones residuales, concentración de tensiones por la geometría y presencia de defectos), la mayoría de estas reglas de diseño utilizan una serie de curvas $\Delta S - N$ basadas en datos obtenidos de ensayos de fatiga de amplitud constante de probetas soldadas [37,38] y cuyo uso es regido por los métodos de clasificación de las reglas de diseño en términos de la resistencia a fatiga para un determinado número de ciclos, (por ej. $2 \cdot 10^6$ o 10^7).

Cada metodología dispone de diferentes herramientas para la estimación de una tensión o rango de tensiones nominal $\Delta \sigma$, que es adyacente a la unión soldada. Estos rangos de tensión estimados asociados con las curvas de diseño $\Delta S - N$ aseguran una probabilidad de supervivencia determinada. Las recomendaciones de la IIW [3] permiten estimar vidas a fatiga de una gran cantidad de macrogeometrías con una probabilidad de supervivencia de al menos 95%.

Estos métodos tradicionales de diseño de componentes soldados son esencialmente empíricos y se basan en el uso de curvas de Whöler o curvas $\Delta S - N$, (Tensión nominal

estructural o la utilizada como referencia vs. el número de ciclos a la falla), donde la tensión que se utiliza como parámetro de diseño es una tensión nominal o equivalente aplicada a la configuración analizada. Los métodos así definidos y utilizados no permiten estudiar la influencia de los parámetros geométricos del cordón así como de las imperfecciones y/o defectos que el proceso de soldadura introduce en la pieza y el material base. De las descripciones presentadas para cada método se desprende que solo consideran como variables el tipo de junta, (considerando su macrogeometría), de que disponen de una única curva de diseño $\Delta S - N$ para un dado material y un dado rango de resistencias y que solo se encuentran contemplados para aceros y aluminios.

Bajo estas consideraciones se observa que estos métodos no consideran la influencia de las propiedades del material, hecho que ha generado la idea errónea de que estas propiedades no influyen sobre el comportamiento a fatiga de la unión soldada. Estas afirmaciones no tienen un sustento teórico que las respalde y son resultado de las simplificaciones e hipótesis utilizadas por los métodos tradicionales.

Durante los últimos años se han realizado trabajos con el objeto de analizar la influencia de algunos parámetros de configuraciones específicas como ser la influencia de la geometría del cordón soldado [39-44], del ángulo de sobremonta, del espesor del material base y radio de acuerdo en el talón de soldadura, el análisis de la influencia sobre las tensiones residuales finales [45], o el efecto de la relación de carga R sobre la vida a fatiga [46] entre otros. Estos trabajos solo realizan análisis generales y en ningún caso explican los fenómenos observados por lo que no agregan nuevas herramientas que mejoren las existentes para la estimación de vida a fatiga de uniones soldadas.

En un trabajo presentado recientemente por [3] se analiza la última versión publicada por la IIW de sus recomendaciones para el diseño de uniones soldadas a fatiga. El autor indica que se han propuesto constantes de ajuste con el objeto de considerar el efecto de defectos tales como socavaduras, problemas de alineación y presencia de porosidades. A pesar de que las últimas recomendaciones de la IIW fueron publicadas en 2008 y que tienen en consideración los defectos mencionados, prevalece la idea de realizar las estimaciones en base a curvas experimentales obtenidas a partir de datos con una gran dispersión y haciendo uso de constantes de ajuste empíricas.

Esta situación es la base fundamental de motivación que llevó al desarrollo de esta tesis en la que se avanza con el desarrollo de nuevos modelos basados en la mecánica de fractura que intenten explicar la influencia de las distintas variables presentes en una unión soldada que influyen en su vida a fatiga y particularmente en su vida a fatiga a altos ciclos. Se parte de un método propuesto por Chapetti et.al [47], el cual utiliza una metodología práctica para la

estimación de vida a fatiga de uniones soldadas basada en un modelo fractomecánico que contempla el análisis del rango de fisuras cortas. Veremos a continuación la limitación de los modelos fractomecánicos actualmente en uso y un resumen de los problemas a resolver para el desarrollo de una metodología integral.

2.4. El uso actual de la mecánica de fractura en el estudio del comportamiento a fatiga de uniones soldadas. Hipótesis y limitaciones

Hobbacher [3] en una reciente revisión de las recomendaciones de la IIW indica que la metodología basada en la mecánica de fractura es potencialmente útil y podría ser aplicada correctamente para el diseño a fatiga indicando valores recomendados de tamaño de defecto inicial a ser contemplados. A continuación se presentan distintas consideraciones relacionadas con este tema analizándose sus características y limitaciones actuales.

2.4.1. Consideraciones sobre los procedimientos simplificados utilizados

Bajo el enfoque de la mecánica de fractura se considera que el componente, o la unión soldada, ya posee defectos de un determinado tamaño desde el momento mismo en que el componente entra en servicio.

Las metodologías clásicas consideran que al momento de la puesta en servicio del componente no hay defectos de tamaño ingenieril y que por lo tanto se requiere de un determinado número de ciclos para su nucleación y posterior crecimiento como microfisuras hasta alcanzar un tamaño de defecto que pueda ser detectado por ensayos no destructivos. En la figura 2.8 se muestra un esquema de la distribución clásica de las etapas del fenómeno de falla por fatiga.

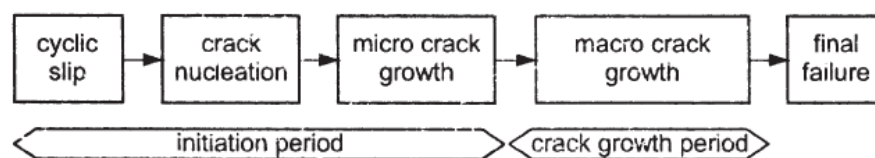


Figura 2.8: Etapas propuestas por la metodología clásica para el proceso de propagación de fisuras por fatiga. [48]

En esta distribución clásica se considera que el proceso de falla por fatiga consta de dos etapas bien diferenciadas denominándolas como “período de iniciación” y “período de propagación”. Como se mencionó anteriormente, bajo esta forma de análisis se contempla que al inicio de la vida útil del componente no posee defectos de tamaño ingenieril, proponiéndose que

el período de iniciación parte de un proceso de daño iniciado a través de la formación de microfisuras y que en conjunto con las bandas de deslizamiento crecen a través de los granos del material. El paso siguiente comprende la nucleación de microfisuras, las que propagan hasta alcanzar un tamaño tal que pueda ser detectado por métodos no destructivos. Es en este punto en donde se da por finalizada la primera etapa y comienza el denominado período de propagación. Este período de iniciación comprendería un gran porcentaje de la vida a fatiga de la unión para el caso de fatiga de altos ciclos, la cual se caracteriza por el bajo rango de tensiones aplicado.

La segunda etapa comprende la propagación de fisuras con un tamaño mayor al detectable por métodos no destructivos y se extiende hasta la inestabilidad o falla del componente en servicio.

2.4.2. Procedimientos de análisis actuales

Si se considera que la vida a fatiga de la unión soldada es dada principalmente por la vida a propagación, y el que tamaño inicial de los defectos presentes es de 0.5-1mm [47] a través de la integración de la ley de Paris se pueden estimar las curvas $\Delta\sigma - N$.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (2.1)$$

donde las constantes C y m son obtenidas a partir del comportamiento a propagación de fisuras largas. El rango del factor de intensidad de tensiones ΔK puede ser calculado a partir de la siguiente expresión general [49]:

$$\Delta K = Y \cdot \Delta\sigma_n \cdot (\pi \cdot a)^{1/2} \quad (2.2)$$

en donde Y es un parámetro que depende de la geometría de la unión soldada, a es el tamaño del defecto y $\Delta\sigma_n$ es el rango de tensión nominal aplicado.

De las ecuaciones 2.1 y 2.2, e integrando desde un tamaño de defecto inicial a_i hasta una longitud de tamaño de defecto final a_f y para una determinada relación de carga R se puede estimar la curva $\Delta\sigma - N$ correspondiente:

$$\Delta\sigma_n^m \cdot N = A \quad (2.3)$$

Donde A es una constante del material. De acuerdo a esta expresión, la curva $\Delta\sigma - N$ obtenida es lineal en una gráfica log-log presentando una pendiente m equivalente a la de la ley

de Paris. Es a consecuencia de esto que la mayoría de las curvas $\Delta\sigma - N$ utilizadas para el diseño a fatiga de uniones soldadas son paralelas y con una pendiente que es compatible con la ley de falla del material. Dado que la pendiente m es aproximadamente equivalente a 3 para la mayoría de los materiales es que normalmente las curvas $\Delta\sigma - N$ adoptan ese valor, [37,50-52] aunque para la próxima edición de los documentos de diseño de la IIW se propone la revisión de estas pendientes. [3].

2.4.3. Consideraciones sobre el umbral de propagación de fisuras largas

Trabajos de investigación previos mostraron que la relación de carga R presenta efectos evidentes para velocidades de crecimiento de fisuras inferiores a 5×10^{-6} mm/ciclo [43]. Por debajo de estas velocidades de propagación el material presenta una desviación de la ley de Paris la cual ha sido utilizada por varios autores para poder explicar el crecimiento de fisuras en uniones soldadas [54-56].

Se observa que la relación lineal entre la intensidad de tensiones aplicada y la velocidad de crecimiento de la fisura presenta buenas aproximaciones solo cuando las uniones soldadas son sometidas a rangos de tensiones o de cargas nominales elevados y que resultan en velocidades de propagación mayores a 10^{-5} mm/ciclo.

Como una propuesta alternativa a la relación lineal propuesta por Paris, se presenta la siguiente relación [43,57] que tiene en consideración la resistencia del material a la propagación de fisuras por fatiga:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K^m - \Delta K_{thR}^m) \quad (2.4)$$

en donde ΔK_{thR} es el umbral de propagación por fatiga de fisuras largas, el cual es función de la relación de carga R y representa la resistencia del material a la propagación de fisuras por fatiga. En la figura 2.9 se muestran los resultados obtenidos a partir de la expresión 2.4 para distintos valores de R calculados para un acero de bajo carbono con una microestructura de ferrita y bainita, (líneas en negrita). La línea punteada corresponde a la estimación obtenida haciendo uso de la ley de Paris clásica, (expresión 2.1).

En la gráfica se observa que a medida que la relación de carga R aumenta, las estimaciones obtenidas a través de la expresión 2.4 tienden hacia la línea recta resultante de la ley de Paris. Solo cuando las relaciones de carga alcanzan valores elevados, (ya sea por la aplicación de R elevados o por la presencia de tensiones residuales), para los cuales el umbral

de propagación de fisuras largas para aceros varía entre $2 - 4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, ambas curvas presentan la misma tendencia.

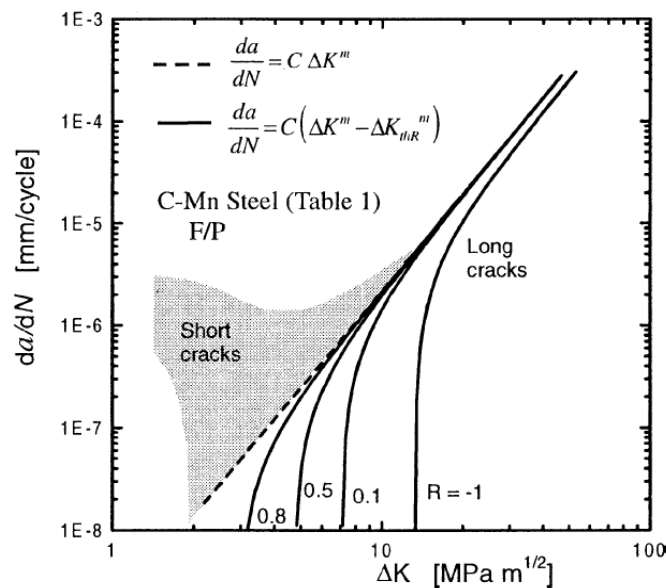


Figura 2.9: Comparación entre velocidades de propagación de fisuras estimadas por la ley de Paris y la ec.4.4 [47]

2.4.4. Consideraciones sobre la influencia del régimen de fisuras cortas

Las estimaciones de vida a fatiga deberían realizarse considerando el período de propagación de fisuras cortas como una parte de la etapa de propagación. Es por esto importante tener en cuenta que usualmente las fisuras cortas presentan umbrales de propagación más bajos y velocidades de propagación más elevadas que las presentadas por fisuras largas para una misma "fuerza impulsora" ΔK aplicada. El efecto de las fisuras cortas puede ser observado hasta que la fisura alcanza una longitud comprendida entre 0,5 a 1mm para aceros estructurales. [1,3,47]. En investigaciones previas realizadas sobre uniones soldadas se ha observado que los defectos iniciales tienen profundidades comprendidas entre 10-120 μm [58], 20-150 μm [59] o 10-400 μm [60], y que dependen de las condiciones de soldadura y de los controles de calidad que hayan sido aplicados.

Radaj y Sonsino [61] recomendaron considerar como tamaño de defecto inicial para la estimación de vida a fatiga en uniones soldadas a un defecto a_i comprendido entre 0.1 – 0.25 mm. Hobbacher [3] recomienda considerar como tamaño de defecto inicial profundidades en el orden de $a_i = 0,1\text{mm}$ y para cálculo $a_i = 0.15 \text{ mm}$ como valor conservativo. Puede considerarse que aquellos defectos presentes en la unión soldada con tamaños dentro del rango de los 20 –

400 μm estarían comprendidos dentro del rango de fisuras cortas, haciendo necesario contemplar el comportamiento de las mismas en las estimaciones de vida a propagación.

2.4.5. Umbrales de Propagación de fisuras por fatiga

El efecto del tamaño de fisura en el umbral de propagación puede ser descrito por medio del diagrama de Kitagawa – Takahashi que relaciona el tamaño de defecto con las tensiones umbrales de propagación correspondientes. (figura 2.10). Si se considera que la barrera microestructural mas fuerte existente para la propagación de fisuras por fatiga se encuentra ubicada a una distancia d de la superficie del material, se puede considerar que cualquier fisura cuyo tamaño no alcance el límite $a = d$ es no propagante con respecto al límite de fatiga. [63-66]. El límite de fatiga para fisuras microestructuralmente cortas, (tamaño de fisura del orden del tamaño de grano del material), iniciadas a partir de una superficie libre de defectos y para una determinada relación de carga R esta dado por $\Delta\sigma_{eR}$, y comprende el rango de tensión nominal mínimo necesario para el crecimiento sostenido del defecto, recibe la denominación de " umbral microestructural

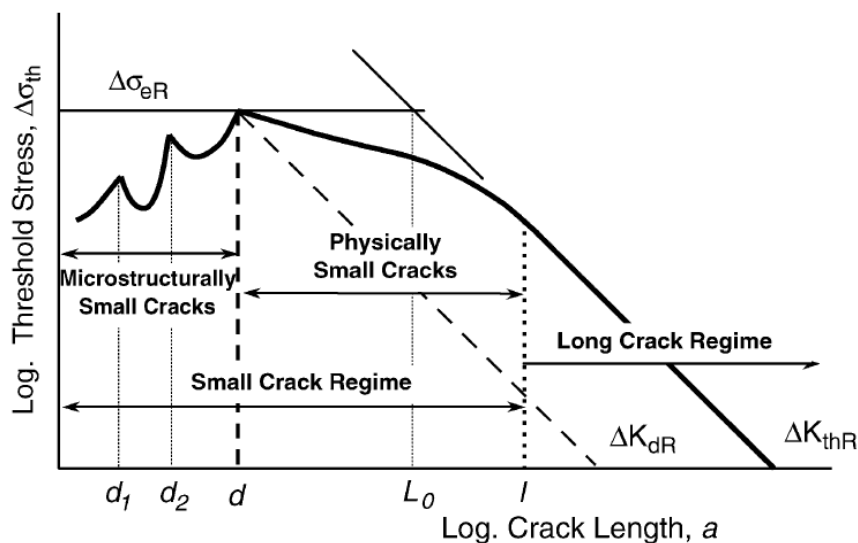


Figura 2.10: Diagrama de Kitagawa – Takahashi que muestra la relación entre los umbrales de propagación y el tamaño de fisura. [62]

Si el rango de tensiones aplicado $\Delta\sigma$ es menor que el $\Delta\sigma_{eR}$, aquellas fisuras comprendidas en el rango de fisuras microestructuralmente cortas arrestan en las barreras microestructurales ubicadas a profundidades menores que d .

Por otro lado, se observa que el umbral de propagación para fisuras largas disminuye con el aumento del tamaño de defecto. [63-71]. Este umbral es definido como un valor umbral

del rango del factor de intensidad de tensiones ΔK_{thR} , por lo que habrá propagación en el rango de fisuras largas solo si el rango del factor de intensidad de tensiones aplicado ΔK supera al umbral ΔK_{thR} .

En el rango de fisuras físicamente cortas y que comprende la transición entre las fisuras microestructuralmente cortas y el rango de fisuras largas, se tiene que el umbral se encuentra por debajo del $\Delta\sigma_{eR}$ y del ΔK_{thR} . Autores [62] proponen que en este régimen la influencia de la microestructura es importante, pero que el fenómeno de cierre prematuro es el que realmente controla los umbrales de propagación.

De lo enunciado hasta aquí se observa que para el correcto análisis de la propagación de fisuras a lo largo de los distintos rangos se hace necesario que los umbrales de propagación puedan variar como una función de la longitud de fisura. A partir de la expresión 2.4 se puede afirmar que la fuerza impulsora total efectiva aplicada sería equivalente a la diferencia entre el rango del factor de intensidad de tensiones aplicado ΔK , que es función de la geometría y la configuración de carga, y del umbral de propagación de fisuras ΔK_{thR} . Si se dispone de una relación entre la velocidad de crecimiento de la fisura y de la fuerza impulsora efectiva aplicada para un determinado material, entonces es posible estimar el comportamiento a fatiga de altos ciclos para las condiciones dadas. A este concepto se lo denomina " *Método de la Curva de Resistencia* " [65,69,70] y permite predecir la variación del umbral de propagación como función de la longitud de fisura.

Chapetti et.al. [47] presentó en un trabajo previo un modelo que permite estimar el umbral de propagación por fatiga como una función del tamaño alcanzado por la fisura y que es calculado a partir del límite de fatiga plano del material $\Delta\sigma_{eR}$, el umbral de propagación de fisuras largas ΔK_{thR} y una dimensión microestructural característica del material dada por su tamaño de grano d . Este autor aplicó esta expresión del umbral de propagación para desarrollar una metodología que puede ser aplicada para la estimación de la vida a fatiga de uniones soldadas y que es el punto de partida de este trabajo de tesis. En el capítulo siguiente se introduce esta metodología en forma detallada presentándose además resultados de estudios exploratorios resultantes de su aplicación.

2.5 Referencias del capítulo

- [1] D.Radaj, Review of fatigue strength assessment of nonwelded and welded structures based on local parameters. International Journal Of Fatigue. 1996, Vol18, Nro3, pp 153-170.
- [2] W.Fricke. Fatigue analysis of welded joints: state of development. Marine Structures. 2003, 16, pp 185-200.

- [3] A.F.Hobbacher, The new IIW recommendations for fatigue assessment of welded joints and components. A comprehensive code recently updated. *International Journal Of Fatigue*. 2009, 31, 50-58.
- [4] D.Radaj, C.M.Sonsino, W.Fricke. Recent developments in local concepts of fatigue assessments of welded joints. *International Journal Of Fatigue*. 2009, 31, pp 2-11.
- [5] D.Radaj, Design and análisis of fatigue-resistant welded structures. Cambridge: Abington Publishers, 1990.
- [6] F.Labesse, N.Recho. Geometrical stress level at the weld toe and associated local effects. *Weld World*. 199; 43, 1, pp 23-32.
- [7] P. Dong, A structural stress definition and numerical implementation for fatigue analyses. *International Journal Of Fatigue*, 2001, 23(10), pp.865-876.
- [8] Kottgen VB, Olivier R, Seeger T. Fatigue analysis of welded connections based on local stresses (in German). In: DVS-Report No 133, DVS-Verlag, D. usseldorf 1991; English translation in IIW-doc. XIII-1408-91/XV-802-92, International Institute of Welding.
- [9] Kottgen VB, Olivier R, Seeger T. The damage of the large wind energy converter GROWIAN— fatigue strength analysis of the critical welded joints (in German). *Konstruktion* 45, 1993, p. 1–9, and partly in: IIW-Doc. XIII-1497-1993, International Institute of Welding.
- [10] Janosch JJ, Debiez S, Clerge M, Dang Van K. Application of the local mechanical approach for optimizing the fatigue strength of fillet weld assemblies. *Proceedings of the International Conference on Performance of Dynamically Loaded Welded Structure*. New York: WRC, 1997. p. 265–72.
- [12] Janosch JJ, Debiez S. Influence of the shape of undercut on the fatigue strength of fillet welded assemblies—application of the local approach. *Weld World* 1998;41:350–60.
- [12] Verreman Y, Nie B. Early development of fatigue cracking at manual fillet welds. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 1996;19:664–81.
- [13] P.Lazzarin, T.Lassen, P.Livieri. A notch stress intensity approach appliedo to fatigue life predictions of welded joints with different local geometry. *Fatigue and Fracture Engineering Material Structures*, 2003, 26, pp 49-58.
- [14] Lazzarin P, Tovo R. A notch intensity factor approach to the stress intensity of welds. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 1998;21:1089–103.
- [15] Lawrence FV, Mattos R, Burk JD. Estimating the fatigue crack initiation life in welds. *ASTM STP 648*. Philadelphia, 1978. p. 134–58.
- [16] P Paris and F Erdogan (1963),A critical analysis of crack propagation laws, *Journal of Basic Engineering*, *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, December 1963, pp.528-534.

- [17] Hobbacher A. Stress intensity factors of welded joints. *Eng Fract Mech* 1993;46(29):173–82.
- [18] Hobbacher A. Stress intensity factors of plates under tensile load with welded-on flat side gussets. *Eng Fract Mech* 1992;41(6):897–905.
- [19] Elber W. The significance of fatigue crack closure. ASTM STP 486. Damage tolerance in aircraft structures. Philadelphia, 1971. p. 230–42.
- [20] BS 7910: Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, 1999 British Standards Institution, London.
- [21] Ilkka Poutiainen, Gary Marquis, "A fatigue assessment method based on weld stress", *International Journal of Fatigue* 28 (2006) 1037–1046.
- [22] Wooryong Park, Chitoshi Miki, "Fatigue assessment of large-size welded joints based on the effective notch stress approach", *International Journal of Fatigue* 30 (2008) 1556–1568.
- [23] B. Atzori, P. Lazzarin, G. Meneghetti, M. Ricotta, "Fatigue design of complex welded structures", *International Journal of Fatigue* 31 (2009) 59–69.
- [24] G. Savaidis, M. Vormwald, "Hot-spot stress evaluation of fatigue in welded structural connections supported by finite element analysis", *International Journal of Fatigue* 22 (2000) 85–91.
- [25] L. Susmel, R. Tovo, "Local and structural multiaxial stress states in welded joints under fatigue loading", *International Journal of Fatigue* 28 (2006) 564–575.
- [26] C.M. Sonsino, "Multiaxial fatigue assessment of welded joints – Recommendations for design codes", *International Journal of Fatigue* 31 (2009) 173–187.
- [27] Andrea Carpinteri, Andrea Spagnoli, Sabrina Vantadori, "Multiaxial fatigue life estimation in welded joints using the critical plane approach", *International Journal of Fatigue* 31 (2009) 188–196.
- [28] D. Taylor, P. Bologna, K. Bel Knani, "Prediction of fatigue failure location on a component using a critical distance method", *International Journal of Fatigue* 22 (2000) 735–742.
- [29] D. Radaj, C.M. Sonsino, D. Flade, "Prediction of service fatigue strength of a welded tubular joint on the basis of the notch strain approach", *Int. J. Fatigue* Vol. 20, No. 6, pp. 471–480, 1998.
- [30] G. Socha, "Prediction of the fatigue life on the basis of damage progress rate curves", *International Journal of Fatigue* 26 (2004) 339–347.
- [31] D. Radaj, C.M. Sonsino, W. Fricke, "Recent developments in local concepts of fatigue assessment of welded joints", *International Journal of Fatigue* 31 (2009) 2–11
- [32] S.J. Maddox, "Review of fatigue assessment procedures for welded aluminium structures", *International Journal of Fatigue* 25 (2003) 1359–1378.

- [33] H.Mayer, H.L.Stark, S. Ambrose, "Review of fatigue design procedures for pressure vessels", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 77 (2000), 775-781.
- [34] D. Radaj, "Review of fatigue strength assessment of nonwelded and welded structures based on local parameters", *Int. J. Fatigue* Vol. 18, No. 3, pp. 153-170, 1996.
- [35] David Taylor, Niall Barrett, Gabriele Lucano, "Some new methods for predicting fatigue in welded joints", *International Journal of Fatigue* 24 (2002) 509-518.
- [36] David B. Lanning, Theodore Nicholas, Anthony Palazotto, "The effect of notch geometry on critical distance high cycle fatigue predictions", *International Journal of Fatigue* 27 (2005) 1623-1627.
- [37] A. Hobbacher: A fatigue design of welded joints and components, 1996, International Institute of Welding, Doc. XIII-1539-96.
- [38] AWS Structural Welding Code: 9th edn, 1985, American Welding Society, Miami.
- [39] T. Ninh Nguyen, M.A. Wahab, "The effect of weld geometry and residual stresses on the fatigue of welded joint under combined loading", *Journals Of Materials Processing Technology* 77 (1998), 201 - 208.
- [40] M. Cerit, O. Kokumer, K. Genel, "Stress concentration effects of undercut defect and reinforcement metal in butt welded joint", *Engineering Failure Analysis*, (2009), doi:10.1016/j.engfailanal.2009.10.010.
- [41] M.D.Chapetti, J.L.Otegui, "Controlled toe waviness as a means to increase fatigue resistance of automatic welds in transverse loading", *International Journal of Fatigue*, Nro.16, (1997), pp 667 - 675.
- [42] M.D.Chapetti, J.L.otegui, "A technique to produce automatic welds with enhanced fatigue crack propagation lives under transverse loading", *International Journal of Pressure Vessels & Piping*, Nro 70, (1997), pp 173 - 181.
- [43][46] M.D.Chapetti, J.L.Otegui, "Importance of toe irregularity for fatigue resistance of automatic welds", *International Journal of Fatigue*, Nro. 8, (1995), pp 531 - 538,
- [44]Yan-Hui Zhang, Stephen J. Maddox, "Fatigue life prediction for toe ground welded joints", *International Journal of Fatigue*, 31 (2009) 1124-1136.
- [45] Masahito Mochizuki, "Control of welding residual stress for ensuring integrity against fatigue and stress-corrosion cracking", *Nuclear Engineering and Design*, nro 237, (2007), pp 107 - 123.
- [46] G. Servetti, X.Zhang, "Predicting fatigue crack growth rate in a welded butt joint: The role of the effective R ratio in accounting for residual stress effect", *Engineering Fracture Mechanics*, nro 76, (2009), pp 1589 - 1602.

- [47] M.D.Chapetti, J.Belmonte, T.Tagawa, T.Miyata, An integrated fracture mechanics approach to analyze the fatigue behaviour of welded joints. *Science and Technology of Welding and Joining*, v.9, n.5, p.430 - 439, 2004.
- [48] J.Schijve. *Fatigue of structures and materials in the 20 century and the state of the art*. International Journal Of Fatigue. 2003, 25, pp 679-702.
- [49] T. L.Anderson: 'Fracture mechanics', 2nd edn; 1995, Boca Raton, FL, USA, CRC Press.
- [50] 'Fatigue design and assessment of steel structures – code of practice', British Standard BS 7608: 1993.
- [51] Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures', British Standard BS 7910: 1999.
- [52] "Guideline for fatigue design of steel constructions', Japan Society of Steel Construction (JSSC), Gihodo Ltd, Tokyo, Japan, 1993.
- [43] I. F. C. Smith and R. A. Smith, *Engineering Fracture Mechanics*, 1983, 18, (4), 861–869.
- [54] F. V. Lawrence: *Weld. Res.*, 1973, 52, 212s–220s.
- 55[58] N. T. Nguyen and M. A. Wahab, *Engineering Fracture Mechanics*, 1996, 55, (3), 453–469.
- [56] S. T. Lie and S. Lan, *International Journal Of Fatigue*, 1998, 20, (6), 433–439.
- [57] I. F. C. Smith, U. Bremen and M. A. Hirt: *Proceedings. Conf. 'Fatigue '84'*, Vol. 3, 1773–1782; 1984, Sheffield, UK, EMAS.
- [58] I. F. C. Smith, R. A. Smith, *Engineering Material Structures*, 1982, 5, (2), 151–165.
- [59] G. Signes, R. G. Baker, H. D. Harrison and F. M. Burdekin: *Weld. J.*, 1967, 14, 108–116.
- [60] P. Watkinson, H. Bodger, J. D. Harrison, *The fatigue strength of welded joints in high strength steels and methods for its improvement*, Proc. Conf. on 'Fatigue of welded structures', Abington, Cambridge, UK, The Welding Institute.
- [61] D. Radaj, C. M. Sonsino, *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*; 1998, Cambridge, UK, Abington Publishing.
- [62] M.D.Chapetti, Application of a threshold curve model to high-cycle fatigue behaviour of small cracks induced by foreign-object damage in Ti-6Al-4V, *International Journal Of Fatigue*. 2005, 27, pp 493-501.
- [63] K.J.Miller, F.E.Ibrahim, *Fatigue Engineering Material Structures*, 1982;5(3):223–32.
- [64] M.D.Chapetti, T.Kitano, T.Tagawa, T.Miyata, *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 1998;21:1525–36.
- [65] K.Tanaka, Y.Nakai, *Trans ASME* 1984;106:192–9.
- [66] K.J.Miller, *Fatigue Fracture Engineering Material Structures*, 1993;16(9):931–9.
- [67] D.Taylor, J.K.Knott, *Fatigue Engineering Material Structures* 1981;4(2):147–55.

- [68] J.Lankford, *Fatigue Engineering Material Structures*, 1985;8(2):161–75.
- [69] A.J.McEvily, K.Minakawa, *Engineering Fracture Mechanics*, 1987;28(5/6):519–27.
- [70] J.R.Yates, M.W.Brown,. *Fatigue Fracture Engineering Material Structures* 1987;10: 187–201.
- [71] M.D.Chapetti, T.Kitano, T.Tagawa, T.Miyata, *International Journal Of Fatigue*,1999; 21(1):77–82.

Capítulo III

Nuevos modelos y enfoques para la predicción del comportamiento a fatiga de uniones soldadas. Hipótesis y propuestas

3.1. Introducción

El problema de la estimación de la resistencia a fatiga, tanto de los materiales, como de componentes mecánicos o estructurales, se torna realmente importante al momento de la selección del material y posterior diseño del componente planteando como objetivo la mejora de la vida útil de los mismos.

En el capítulo anterior se presentaron en forma breve las metodologías de mayor difusión en la actualidad para la estimación de la vida a fatiga de uniones soldadas. Todas se basan en resultados empíricos y no pueden explicar con sustento físico la influencia de los distintos parámetros involucrados en el comportamiento a fatiga de la unión.

En los últimos años se ha comenzado a poner especial atención en el efecto que pueden tener variables particulares de la microgeometría del cordón soldado, así como de la microestructura del material, entre otras variables. Los resultados obtenidos en la práctica han mostrado que es importante tener en consideración estos parámetros debido a que realmente tienen influencia en la vida a fatiga total de las uniones bajo estudio. Ninguno de los modelos o teorías existentes permiten realizar este análisis.

Distintos investigadores han analizado experimentalmente la influencia de, por ejemplo, la presencia de defectos como socavaduras en el acuerdo entre el talón y el material base o la influencia del ángulo de sobremonta, pero siempre desde un punto de vista experimental y obteniéndose resultados con gran dispersión debido a la naturaleza misma del proceso de soldadura.

La influencia de estos parámetros se ha hecho tan relevante que en la última versión del documento emitido por la IIW, (conjunto de recomendaciones y procedimientos para la estimación de vida a fatiga de uniones soldadas), del año 2008 [1] se han adicionado constantes de corrección que contemplan la presencia de defectos como la falta de alineación, socavaduras, inclusiones y porosidades. A pesar de considerar estos defectos, las estimaciones siguen siendo realizadas en forma empírica. Estas nuevas variables de ajuste cumplen la función de modificar las curvas $\Delta S - N$ utilizadas normalmente por lo que continúan sin poder explicar la influencia de dichos defectos.

Hemos mencionado en el capítulo anterior que los enfoques fractomecánicos en uso actual solo son destinados a la estimación de la vida remanente del componente o unión soldada y considerando únicamente el rango de fisuras largas. Sin embargo en la actualidad, y gracias a la generación de nuevo conocimiento en el área de fatiga mecánica obtenido durante las dos últimas décadas, es posible analizar el comportamiento a fatiga de fisuras cortas en diferentes configuraciones mecánicas, geométricas y microestructurales, por lo la etapa de fisuras cortas en puede incorporarse en el análisis la vida a propagación por fatiga (ver figura 2.1).

Bajo este supuesto, y considerando que la unión soldada posee defectos que actúan como microfisuras que minimizan su etapa de nucleación e iniciación, la mecánica de fractura se convierte en una herramienta muy importante de predicción del comportamiento a fatiga de una unión soldada. Para esto es necesario utilizar modelos predictivos modernos que permitan describir el comportamiento a fatiga de fisuras cortas en configuraciones complejas. Debemos recordar que el análisis del comportamiento a fatiga de fisuras cortas es muy distinto y mucho más complejo que el de fisuras largas, por lo que no es posible utilizar los procedimientos simplificados destinados a las uniones soldadas en los enfoques actuales, como se ha resumido en el capítulo anterior.

3.2. Modelo de Predicción propuesto

La contribución de los métodos de mecánica de fractura actuales está basada en el comportamiento de fisuras largas, incluidos aquellos métodos que consideran el umbral de propagación. La propuesta presentada por Chapetti [2] es un intento de predecir la resistencia a la fatiga de juntas soldadas basado en la mecánica de fractura y considerando el comportamiento de fisuras cortas.

Esta metodología estima la fuerza impulsora efectiva aplicada para el crecimiento de la fisura como la diferencia entre la fuerza impulsora total aplicada, definida por la distribución de tensiones aplicada, (función de la geometría y configuración de carga aplicadas) $\Delta K(a)$, y del umbral de propagación de fisuras $\Delta K_{th}(a)$, función de la longitud de fisura. En las referencias [3-5] pueden encontrarse detalles, fundamentos y aplicaciones del método integral propuesto por Chapetti. A continuación se resume el método base y las teorías y modelos utilizados.

3.2.1. Estimación del Umbral de Propagación de fisuras cortas y largas

Para la estimación del umbral ΔK_{th} , que incluya el régimen de fisuras cortas se utiliza el modelo propuesto por Chapetti [2]:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{dR} + (\Delta K_{thR} - \Delta K_{dR}) [1 - e^{-k(a-d)}] = Y \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi a} \quad a \geq d \quad (3.1)$$

Donde ΔK_{dR} es el umbral microestructural de propagación de fisuras obtenido a partir del límite de fatiga plano del material $\Delta \sigma_{eR}$, y de la posición d de la barrera microestructural más fuerte:

$$\Delta K_{dR} = Y \Delta \sigma_{eR} \sqrt{\pi d} \quad (3.2)$$

Donde Y es un factor geométrico de corrección. En la mayoría de los casos puede considerarse que las fisuras pequeñas de tamaño microestructural poseen una geometría semicircular [2,6,11] tomándose un valor de Y de aproximadamente 0.65.

El parámetro k es estimado a partir de los mismos parámetros microestructurales y mecánicos utilizados para definir el umbral de propagación del material, ($\Delta \sigma_{eR}$, d y ΔK_{thR}):

$$k = \frac{1}{4d} \left(\frac{\Delta K_{dR}}{\Delta K_{thR} - \Delta K_{dR}} \right) \quad (3.3)$$

La figura 3.1 muestra esquemáticamente la curva umbral dada por la expresión 3.1 en términos del rango del factor de intensidad de tensiones, para una longitud de fisura inicial $a_i = d$, $\Delta K_{th} = \Delta K_{dR}$ y ΔK_{th} tendiendo a ΔK_{thR} para fisuras largas.

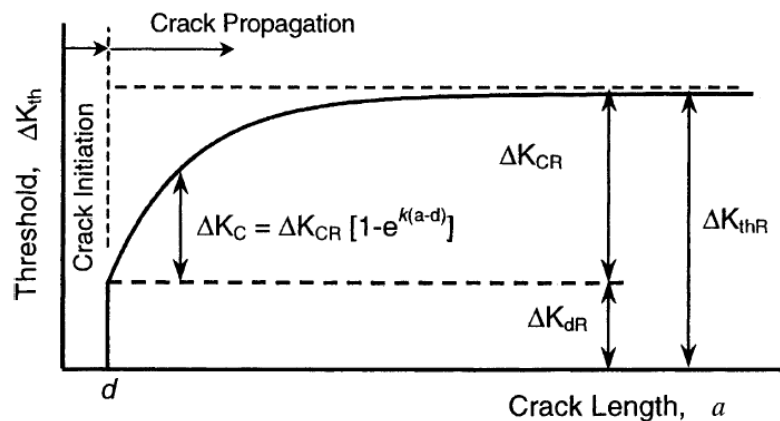


Figura 3.1: Curva del umbral de propagación definida por la ec. 3.1[2]

Para una fisura cuyo tamaño es tal que $a = d$, se tiene que $\Delta K_{th} = \Delta K_{dR}$, y a medida que el defecto aumente su longitud, se tendrá que $\Delta K_{th} \rightarrow \Delta K_{thR}$ que es el umbral de propagación de fisuras largas.

3.2.2. Estimación de la Fuerza impulsora ΔK

La fuerza impulsora aplicada ΔK , se relaciona con el rango de tensión nominal aplicado $\Delta\sigma_n$, y la longitud de la fisura a , a través de la ecuación 3.5, donde el parámetro Y es una función de la longitud de la fisura, de la geometría del componente y del tipo de carga aplicada.

$$\Delta K = Y \cdot \Delta\sigma_n \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (3.4)$$

Maddox [9] ha propuesto que la función Y para una unión soldada se puede escribir como:

$$Y = M_k Y_u \quad (3.5)$$

Donde Y_u es el valor correspondiente de Y para la misma geometría de fisura en una placa sin soldadura, y M_k es un factor de corrección, que considera el efecto de la geometría de la unión soldada, se tiene que para una unión soldada:

$$\Delta K = M_k Y_u \Delta\sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.6)$$

Donde Y_u es un parámetro conocido para fisuras con geometrías estandarizadas al igual que M_k . Sin embargo, existen diferentes métodos que permiten calcular la fuerza impulsora aplicada, como la implementación de modelo numéricos o la utilización de funciones de peso. Por ejemplo, en el caso de uniones a tope se puede utilizar la siguiente función de peso obtenida para una placa finita con una fisura pasante y sometida a cargas longitudinales [6]:

$$\Delta K = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^a \left\{ \frac{\Delta\sigma_{yy}(x)}{\sqrt{a}} \left[\frac{3.52 \left(1 - \frac{x}{a}\right)}{\left(1 - \frac{a}{t}\right)^{3/2}} - \frac{\left(4.35 - 5.28 \frac{x}{a}\right)}{\left(1 - \frac{a}{t}\right)^{1/2}} + \frac{1.3 - 0.3 \left(\frac{x}{a}\right)^{3/2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}} + 0.83 - 1.76 \frac{x}{a} \right] \left(1 - \left(1 - \frac{x}{a}\right) \frac{a}{t}\right) \right\} dx \quad (3.7)$$

En donde t es el espesor de la placa soldada y $\sigma_{yy}(x)$ comprende el campo de tensión estimado en el espesor del material, a lo largo de la bisectriz de la discontinuidad y sin considerar la presencia de la fisura.

3.2.3. Estimación de la vida a fatiga y de los umbrales de propagación de fisuras

Para la estimación cuantitativa del crecimiento de fisuras por fatiga se utiliza una versión modificada de la ley de Paris a través de la cual se relaciona la velocidad de crecimiento por ciclo de la fisura da/dN , con el ΔK aplicado y el umbral ΔK_{th} , ambos en función de a .

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (3.8)$$

Donde C y m son constantes del material. La vida a propagación para una determinada longitud de fisura, un determinado material y una determinada geometría y condición de carga podrá ser estimada a partir de la integración de la expresión 3.8.

Los umbrales de propagación, que definirán los límites de fatiga para una dada configuración, se obtendrán para una velocidad de propagación nula. De esta manera se puede además conocer las longitudes de fisuras que definen dichos umbrales. Esto a su vez permitiría conocer la sensibilidad de la configuración a la presencia de defectos.

3.4. Verificaciones preliminares del potencial del modelo en la descripción y estimación del comportamiento a fatiga de uniones soldadas

En un trabajo previo [2] se presentaron resultados preliminares de estimaciones de vida a fatiga realizadas con el modelo propuesto. Para el análisis preliminar se realizaron estimaciones paramétricas de configuraciones extremas de una unión a tope y se obtuvieron resultados de la influencia del ángulo de sobremonta y el espesor de la placa base sobre la vida a fatiga de dicha unión. Para la estimación de la fuerza impulsora se utilizaron funciones de peso para la configuración geométrica utilizada y modelos por elementos finitos para el cálculo de las distribuciones de tensiones. El talón de soldadura fue modelado como un ángulo agudo, por lo cual la tensión teórica elástica en el concentrador tendió a infinito, considerándose a este caso como el más conservativo.

Se estimó la distribución de tensiones correspondiente a distintos espesores de la placa con el objeto de analizar la influencia de dicho parámetro sobre la resistencia a la fatiga de la unión. La distribución de tensiones obtenida fue parametrizada en base a la distribución resultante para una placa de 6mm de espesor.

Para la estimación del umbral de propagación a fatiga se utilizaron las propiedades de dos aceros al C-Mn con diferente microestructura, uno con estructura ferrítica – perlítica y el otro con estructura bainítica – martensítica, a los cuales se les midió en forma experimental sus

dimensiones microestructurales, el límite de fatiga plano y el umbral de fisuras largas. Utilizando las expresiones 3.1, 3.2 y 3.3 para una relación de carga $R=0.1$ se estimó el umbral de propagación como una función de la longitud de fisura a través del factor de intensidad de tensiones (ΔK_{th} vs. a).

3.4.1. Resultados de la estimación de la resistencia a la fatiga

En la figura 3.2 se muestra un conjunto de curvas $\Delta\sigma - N$ correspondientes a uniones soldadas a tope, también se presentan resultados experimentales publicados por [7] obtenidos para $R=0.1$, sin considerar la presencia de tensiones residuales y considerando la falla del componente cuando el tamaño de defecto es equivalente a la mitad del espesor del material base, ($a_f = t/2$).

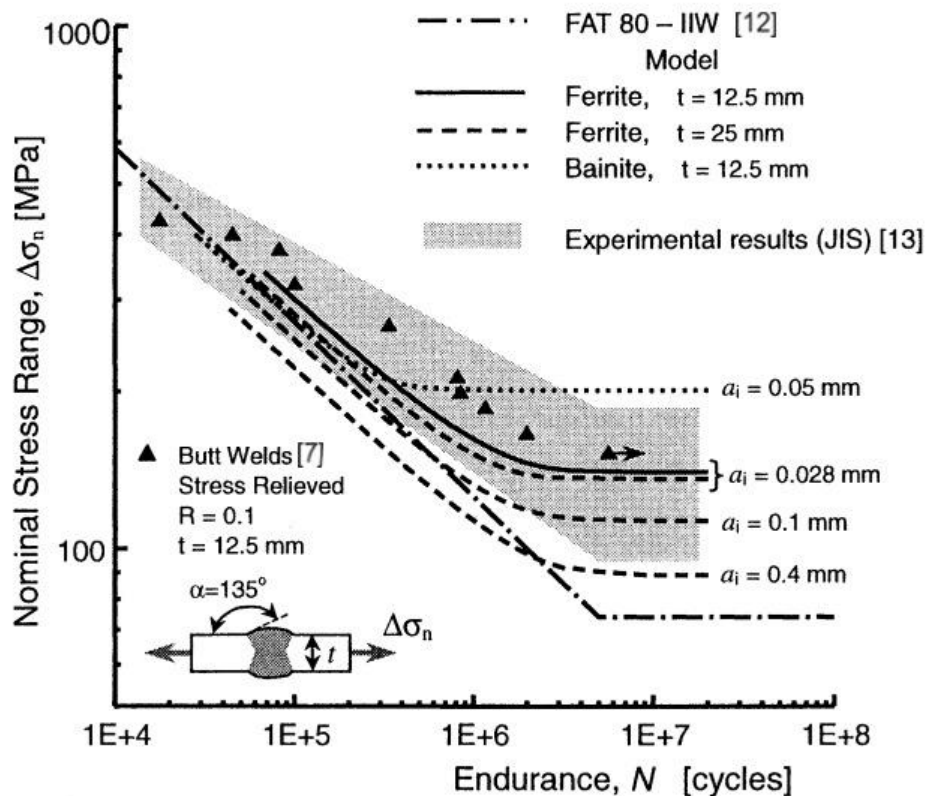


Figura 3.2: Estimaciones de vida a fatiga para uniones soldadas a tope [2]

También se presenta la curva de diseño correspondiente al estándar FAT 80 de la IIW [12] La zona gris representa la región donde aparecen los resultados experimentales, mostrando la gran dispersión en los datos obtenidos en los distintos ensayos. [13] En medio de la región gris aparecen las curvas del material base, con una microestructura ferrítica – perlítica y un tamaño de defecto inicial $a_i = d = 0.028$ mm, que corresponde al tamaño de grano promedio y un espesor

$t = 25$ mm Se encontraron buenas concordancias con los valores experimentales publicados por Taylor [7]. Los valores experimentales se encuentran por encima de los valores estimados para cualquier límite de fatiga.

Las líneas rayadas corresponden a las curvas estimadas con el modelo propuesto por Chapetti para un espesor $t = 25$ mm y distintos tamaños de defecto inicial, (0.028 mm, 0.1 mm y 0.4 mm). Finalmente, la línea punteada corresponde a la estimación realizada para el material con microestructura bainítica – martensítica. En este trabajo se plantea que debido a que las fisuras nucleadas en la zona afectada por el calor, (ZAC), en donde la microestructura tiene las peores características a fatiga, la curva correspondiente a esta microestructura puede ser considerada como un límite superior para los resultados obtenidos para la junta analizada. En el otro extremo, la curva perteneciente a la estructura ferrítica – perlítica, con un tamaño de defecto inicial de 0.4 mm puede ser considerada como el límite inferior.

Se observa que los límites antes mencionados encierran toda la zona que comprende los datos obtenidos en forma experimental. También puede observarse que el límite inferior es muy cercano a la curva correspondiente a la categoría FAT 80, la cual representa el límite inferior para los datos experimentales de vida a fatiga para este tipo de unión.

De lo expuesto se concluye que para una geometría teórica y sin considerar el efecto de las tensiones residuales, las estimaciones son buenas dado que contienen los resultados experimentales y en el peor caso son cercanas a la curva de diseño propuesta por la IIW para la geometría en estudio.

3.4.2. Resultados del análisis de la influencia del espesor de la chapa base

Haciendo uso del modelo también se analizó la influencia del espesor de la chapa base para una unión soldada a tope con una geometría teórica [2]. Experimentalmente está establecido que a medida que aumenta el espesor de la placa hay una disminución en la resistencia a fatiga de la unión, y esta tendencia puede expresarse por medio de la siguiente relación:

$$\Delta\sigma_t = \Delta\sigma_{t_0} \left(\frac{t_0}{t} \right)^n \quad (3.9)$$

En donde $\Delta\sigma_t$ es la resistencia a la fatiga para un espesor t , $\Delta\sigma_{t_0}$ es la resistencia a la fatiga para un espesor de referencia determinado y el parámetro n se basa en resultados experimentales. Las recomendaciones de la IIW [8] proponen un espesor $t_0 = 25$ mm y $n = 0.25$ para uniones a tope.

En la figura 3.3 se muestran los resultados estimados por el modelo para la resistencia a fatiga $\Delta\sigma_e$ definida para 10^7 ciclos, como una función del espesor de la placa para diferentes longitudes de fisura inicial. También se presenta la extrapolación recomendada por la IIW para espesores menores a 25mm. Aún cuando los resultados obtenidos muestran una tendencia general concordante con la expresión 3.9, se observa que la extrapolación sobreestima la resistencia a la fatiga para espesores mayores a 6mm. La estimación del modelo muestra que para placas finas, ($t < 6$ mm) se presenta una tendencia diferente, la cual ha sido observada por Gustafsson [9] para refuerzos no cargados y con espesores de 3 y 6 mm.

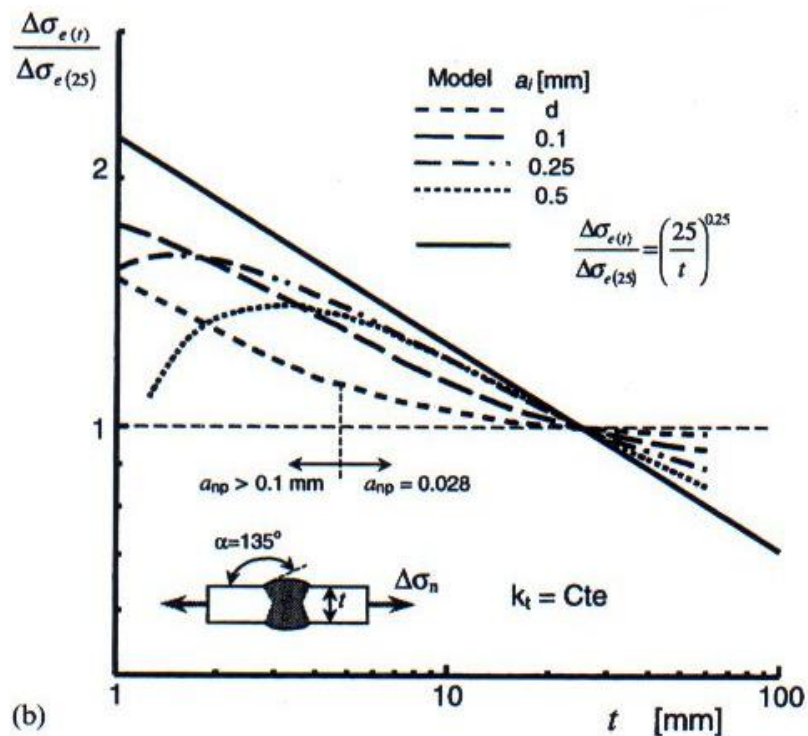


Figura 3.3: Estimaciones realizadas con el modelo de la resistencia a la fatiga en función del espesor para uniones soldadas a tope [2].

Los resultados obtenidos presentan discrepancia con lo propuesto por la IIW pero la estimación resultante muestra una tendencia que ha sido confirmada por resultados experimentales presentados por otros autores. El modelo permite además entender que es lo que define el cambio observado en la tendencia.

En la figura 3.4 se presentan las curvas correspondientes a las estimaciones realizadas con el modelo para distintos espesores de placa base.

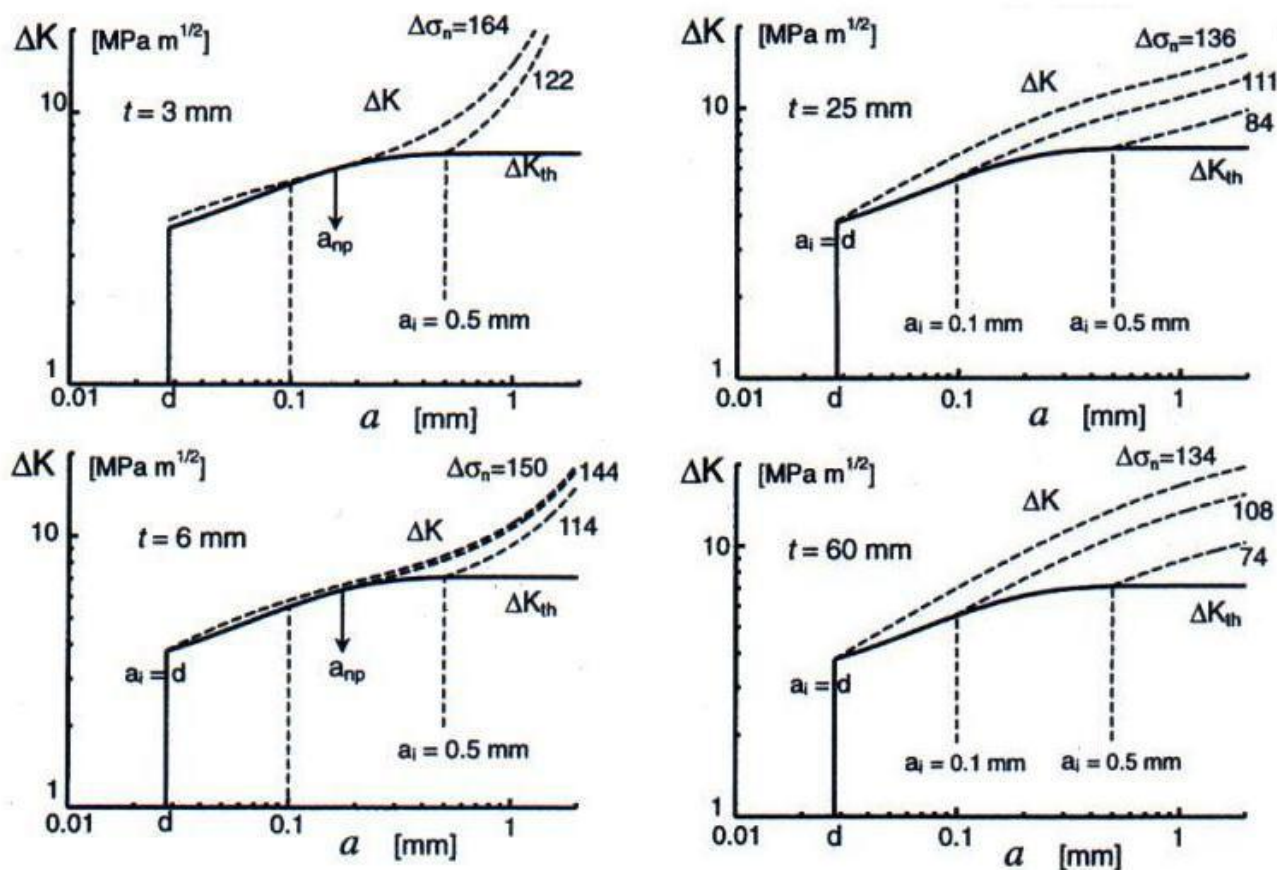


Figura 3.4: Fuerza impulsora aplicada y umbral de propagación en función del tamaño de defecto para cuatro espesores distintos de material base.[2]

Se estimaron las fuerzas impulsoras aplicadas, ΔK , y los umbrales de propagación por fatiga en términos del factor de intensidad de tensiones, ΔK_{th} , para espesores de 3, 6, 25 y 60 mm respectivamente. Para cada curva se muestran algunos valores de la fuerza impulsora aplicada y correspondiente al límite de fatiga para fisuras iniciales con un tamaño de 0.028mm, 0.1mm y 0.5mm. De las estimaciones puede observarse que por debajo de un dado espesor de material base, se pueden obtener fisuras no propagantes con tamaños comprendidos entre 0.08 y 0.2mm. El autor propone que este comportamiento explica el cambio de pendiente que se observa en la figura 3.4 para un tamaño de defecto inicial $a_i = 0.028\text{mm}$. Se observa también que el modelo puede predecir el efecto de la disminución del espesor sobre la vida a fatiga de la unión. A medida que el espesor del material base aumenta, y considerando que la fuerza impulsora necesaria para el crecimiento de la fisura es dada por la diferencia entre el ΔK y el ΔK_{th} , expresión 3.9, la diferencia entre la fuerza impulsora aplicada y el umbral de propagación aumenta por lo que, para un mismo tamaño de defecto inicial, puede que para un espesor $t = 3$ mm la fisura sea no propagante mientras que para $t = 60$ mm lo sea.

3.4.3. Resultados de la influencia del ángulo de sobremonta

En un trabajo previo, Gurney [10] obtuvo resultados que indican que la resistencia a fatiga de una unión soldada a tope puede variar entre los 100 a 180 MPa para valores de R cercanos a cero. Este autor remarca que la razón principal para esta variación en los resultados es dada por la geometría local de la sobremonta y particularmente por el ángulo existente entre el material base y la sobremonta mencionada. Con el objeto de analizar este comportamiento se aplicó el modelo propuesto por Chapetti et.al. [2] a una unión soldada a tope variando el ángulo de su sobremonta y considerando distintos tamaños de defecto inicial así como dos microestructuras diferentes, una ferrítica y una bainítica.

En la figura 3.5 se observan los resultados experimentales presentados por Gurney [10] junto a las estimaciones obtenidas de la aplicación del modelo sobre la vida a fatiga de una unión a tope.[2] Aunque las estimaciones tienden a ser levemente inferiores a los resultados experimentalmente, se observa que la tendencia en la predicción es muy buena. Se puede observar también que la curva correspondiente a una microestructura bainítica – martensítica con un tamaño de defecto inicial $a_i = 0.05\text{mm}$ se encuentra en el límite superior de los resultados. La estimación realizada para una microestructura ferrítica – perlítica, $a_i = 0.5\text{mm}$ se encuentra en el límite inferior quedando los datos experimentales comprendidos entre ambas por lo que se puede considerar a estos casos como límites de estimación para la aplicación del modelo.

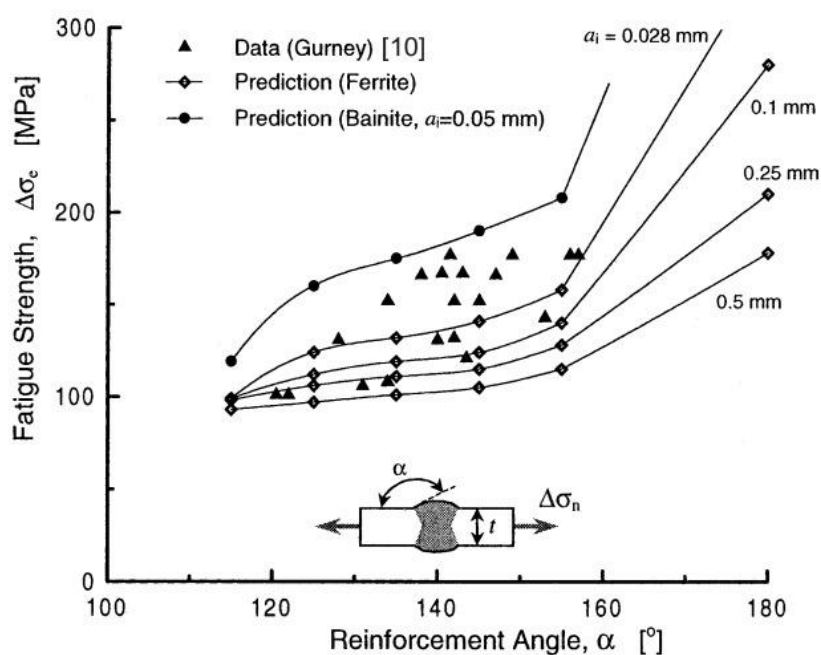


Figura 3.5: Estimaciones realizadas para el análisis de la influencia del ángulo de sobremonta [2]

Las estimaciones permiten explicar además porqué la dispersión disminuye a medida que el ángulo de la sobremonta disminuye [2]

3.5. Consideraciones finales

De los resultados obtenidos se observa que el modelo puede predecir correctamente la influencia de la geometría y del espesor del material base sobre la vida a fatiga de la unión en estudio, pero es importante destacar que en el caso de la estimación de la vida a fatiga los cálculos fueron realizados para dos posiciones "extremas" de la curva $\Delta S - N$, considerando una geometría teórica y despreciando el efecto de las tensiones residuales. En el análisis de la influencia del espesor, también se utilizó una geometría teórica y se tuvieron consideraciones especiales en el acuerdo del talón con la placa base que pueden no ser del todo representativas de la geometría real de una unión soldada.

Todo esto muestra la necesidad de aplicar el modelo a la estimación de vida a fatiga de uniones soldadas reales, de las que se disponga su geometría y estado de carga. También se hace necesario comparar los resultados de las estimaciones realizadas con el modelo con resultados experimentales y teóricos presentados por otros autores.

Como hemos visto en el capítulo anterior, en la actualidad existen diferentes metodologías para el análisis del comportamiento a fatiga de uniones soldadas las cuales en su mayoría están basadas en modelos empíricos y que no puede explicar en forma física los comportamientos observados en la práctica. En los últimos tiempos se observa una marcada tendencia a tratar de analizar las uniones ya no sólo desde su macrogeometría sino enfocándose en la microgeometría de la misma y en considerar la presencia de distintos tipos de defectos que son propios del proceso de soldadura, hecho respaldado por la consideración de los mismos en la última versión de las recomendaciones para el diseño de uniones soldadas emitida por la IIW. [6]

De lo expuesto se plantea la necesidad de desarrollar una nueva metodología práctica que permita la estimación de vida a fatiga de uniones soldadas pero basándose en un modelo que pueda explicar físicamente los resultados observados y no se base en fundamentos empíricos.

Para lograr esto se propone llevar a cabo la validación del método propuesto por Chapetti et al, [3] utilizándolo para estimar la vida a fatiga de uniones soldadas a tope en distintos espesores y ensayadas en laboratorio (capítulo IV) y comparando sus estimaciones con ensayos experimentales presentados por otros autores, (capítulo V).

Una vez validado el modelo se plantea el desarrollo de una metodología práctica que permita aplicar la propuesta basada en la MFLE para su utilización en la industria, (capítulo VI).

3.6 Referencias del capítulo

- [1] A.F.Hobbacher, The new IIW recommendations for fatigue assessment of welded joints and components. A comprehensive code recently updated. *International Journal Of Fatigue*. 2009, 31, pp 50-58,
- [2] M.D.Chapetti, J.Belmonte, T.Tagawa, T.Miyata, An integrated fracture mechanics approach to analyze the fatigue behaviour of welded joints. *Science and Technology of Welding and Joining*. , v.9, n.5, p.430 - 439, 2004.
- [3] M.D.Chapetti, Application of a threshold curve model to high-cycle fatigue behavior of small cracks induced by foreign-object damage in Ti-6Al-4V, *International Journal Of Fatigue*, 25, 2005, pp 493-501.
- [3] M.D.Chapetti, High-cycle fatigue of austempered ductile iron (ADI), *International Journal Of Fatigue*, 29, 2007, pp 860-868.
- [4] M.D.Chapetti, Fatigue propagation threshold of short cracks under constant amplitude loading, *International Journal Of Fatigue*, 25, 2003, pp 1319-1326.
- [5] M.D.Chapetti, Fatigue assessment using an integrated threshold curve method – applications, *Engineering Fracture Mechanics*, 75, 2008, pp 1854-1863.
- [6] Y. Murakami. *Stress Intensity Factors Handbook*, 1987,. The Society of Materials Science, Pergamon Press, Oxford, England.
- [7] D. Taylor, N. Barrett and L. Gabriele: *Int. Journal of Fatigue*, 2002, 24, 509-518.
- [8] A. HOBACHER: ‘Fatigue design of welded joints and components’, Doc. XIII-1539-96, *International Institute of Welding*, Vienna, 1996.
- [9] M. Gustafsson: Thickness effect in fatigue of welded extra high strength steel joints. *Design and Analysis of welded high strength steel structures*, 2002, 205-224, EMAS Ltd., West Midlands.
- [10] T.A:Gurney, *Fatigue of welded structures*, 1978, Cambridge, UK, Cambridge University Press.
- [11] S.J. Maddox: *Int. Journal of Fracture*, 1975, 11, 2, 221-243.
- [12] A.Hobbacher, *Fatigue design of welded joints and components*, Doc. XIII-1539-96, *International Institute Of Welding*, Vienna, 1996.
- [13] *Guideline for fatigue design of steel constructions*, Jaoan Society Of Steel Construction (JSSC), Ghiodo Ltd, Tokyo, Japan, 1993.

Capítulo IV

Análisis detallados de configuraciones específicas

Uniones soldadas a tope

4.1. Introducción

Como objetivo principal de esta tesis se ha planteado el desarrollo de la propuesta de una nueva metodología fractomecánica para la estimación de la vida a fatiga de uniones soldadas, basada en un trabajo publicado previamente por Chapetti [1] y que requiere de una validación experimental integral.

Para lograr este objetivo se comienza con la implementación y optimización de la metodología en el análisis de configuraciones específicas. En este capítulo se estudian trabajos experimentales propios obtenidos a partir de ensayos de fatiga de altos ciclos sobre uniones soldadas a tope en acero estructural calidad A36 en tres espesores, registrándose en todos los casos toda la etapa de propagación de fisuras iniciadas por fatiga a partir de los talones de soldadura. En el capítulo siguiente se analizan resultados experimentales publicados por otros autores sobre uniones cruciformes, de los cuales se dispone de información suficiente para la realización de las predicciones.

4.2. Procedimiento experimental

4.2.1. Uniones soldadas a tope

Se llevaron a cabo ensayos de fatiga de altos ciclos sobre uniones soldadas a tope confeccionadas en acero de calidad A36, con espesores de $\frac{1}{4}$ " , $\frac{1}{2}$ " y 1" , sometidas en todos los casos a flexión en cuatro en puntos . Se realizaron mediciones de la propagación subcrítica de fisuras iniciadas a partir del talón de las uniones soldadas haciendo uso de la técnica de extensometría eléctrica, ver **ANEXO C**.

A partir de la información obtenida en los ensayos, del relevamiento de la geometría de las uniones bajo estudio y de su condición de carga, entre otros parámetros, se efectuaron predicciones de la vida a fatiga de las mismas, estimándose también sus curvas de propagación a vs. N , las que presentaron buena concordancia con los resultados experimentales.

4.2.2. Material Base

Para la confección de las uniones soldadas se utilizó acero de calidad ASTM A36 certificada en espesores de 1/4", 1/2" y 1", con una tensión de fluencia de 250 MPa y una resistencia a la rotura de 475 MPa, en la tabla 5.1 se lista la composición del mismo.

Comp.	C	Cu	Fe	Mn	P	S	Si
%	0,26	0,2	98	1,03	0,038	0,047	0,28

Tabla 4.1: Composición del acero A36 utilizado en las muestras.

Con el objeto de obtener soldaduras de alta calidad, en primer lugar se soldaron conjuntos de placas (figura 4.1) con las medidas que allí se indican. A partir de estas placas se realizaron cortes de 50mm de espesor en dirección perpendicular al cordón de soldadura por medio de la técnica de chorro de agua, obteniéndose así la forma final de las probetas ensayadas. El procedimiento de corte utilizado fue seleccionado dado que no provoca modificación alguna en la microestructura del material preservándose así la microestructura de la unión soldada.

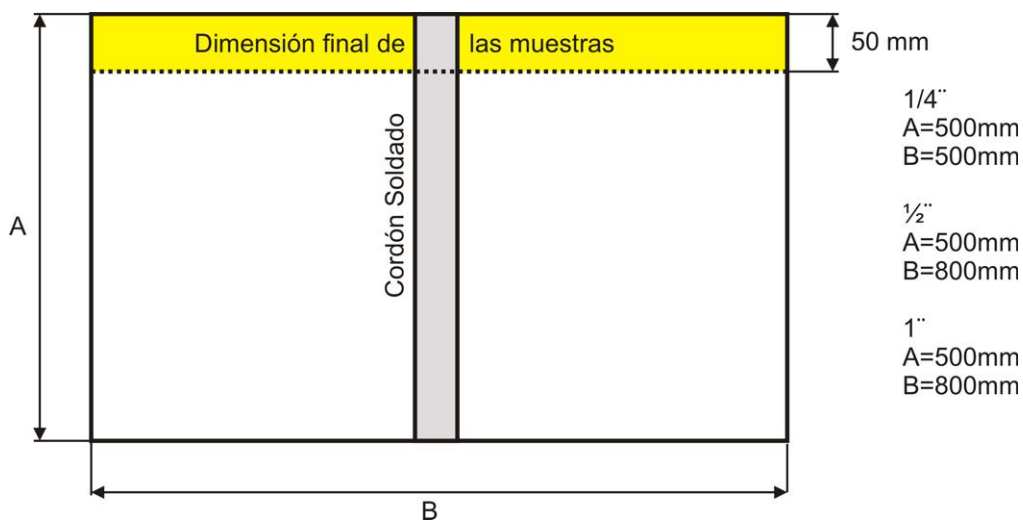


Figura 4.1: Geometría inicial de las placas soldadas.

4.2.3. Tipo de junta

Las juntas fueron preparadas con las geometrías indicadas en la figura 4.2. Comúnmente en la industria, la preparación de juntas para aplicaciones estándar es realizada a través de la técnica de oxicorte.

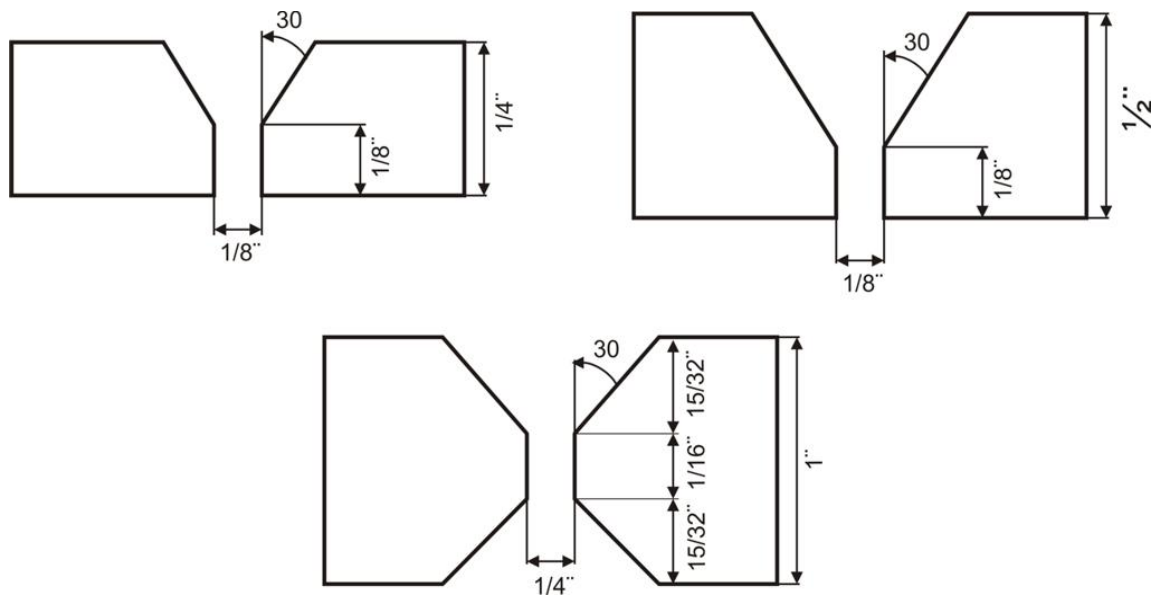


Figura 4.2: Preparación de juntas para las uniones a tope.

El inconveniente de este procedimiento es que altera la microestructura del material base en la zona afectada por el calentamiento. Para las juntas utilizadas en este trabajo se impuso como condición que el material base conservara sus propiedades y microestructura sin alteración al momento del soldado, por lo que las juntas fueron mecanizadas por arranque de viruta haciendo uso de fresa.

En la confección de las uniones se utilizó el proceso MIG, sin la utilización de backing o placa de respaldo y efectuándose en todos los casos una pasada de raíz con posterior repelado. Para las placas de 1" de espesor se efectuó una primera pasada de raíz, con repelado y posterior rellenado del cordón hasta la cuarta parte del espesor del material base. Alcanzado este punto, se alternó el aporte del material al otro lado de la junta con el objeto de minimizar la distorsión geométrica en la unión final, repitiéndose este proceso hasta haber completado la unión.

Para las placas de $\frac{1}{4}$ " y $\frac{1}{2}$ " el procedimiento consistió en una pasada de raíz con repelado y posterior llenado de la junta hasta terminar con la misma. Las uniones fueron realizadas por un soldador calificado en la Fundación Latinoamericana de Soldadura, (FLS). [2]

En la figura 4.3 se observa en detalle la geometría de los cordones soldados obtenidos para los distintos espesores del material base. Las uniones realizadas en las placas de $\frac{1}{2}$ " y $\frac{1}{4}$ " presentaron una distorsión angular importante, la cual fue prácticamente inapreciable para el espesor de 1".



Figura 4.3: *Perfiles resultantes del proceso de soldadura en los tres espesores de placa base.*

4.2.4. Configuración de carga

Los ensayos de fatiga fueron realizados haciendo uso de una máquina de fatiga blanda de tipo "Walking Beam", (figura 4.4). El tren de carga presentó una configuración de flexión en cuatro puntos (figura 4.5) con el objeto de obtener un estado de carga de flexión pura en la zona del cordón soldado. Las probetas de $\frac{1}{2}$ " y $\frac{1}{4}$ " fueron ensayadas a una frecuencia de 10 Hz, disminuyéndose esta a 2.5 Hz para las muestras de 1" dado que se presentaron problemas dinámicos en la máquina debido a la gran distancia entre apoyos que requirieron estas muestras, (superior a los 600 mm). Para una explicación detallada dirigirse a los ANEXOS D y E.



Figura 4.4: *Maquina de ensayos de fatiga "Walking Beam" utilizada en los ensayos.*

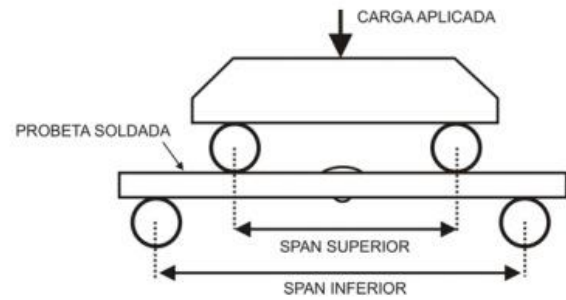


Figura 4.5: *Disposición de una muestra de 1/4" instrumentada y lista para ensayar, a la derecha se observa un esquema del arreglo del tren de carga*

4.2.5. Registro de variables experimentales

Como objetivo principal de estos ensayos se planteó la necesidad de poder detectar en forma temprana aquellas fisuras generadas por fatiga en el talón de soldadura, para luego monitorear su crecimiento hasta la falla del componente. Para esto, fue necesario implementar una metodología experimental basada en la utilización de Strain Gauges y que permite llevar a cabo un análisis del período completo de propagación de fisuras por fatiga de altos ciclos asociado a la vida total a fatiga de una unión soldada.

La técnica de detección se basa en la relajación de deformaciones presentada por el material en su sección a medida que la fisura aumenta su tamaño. A través de la medición de las deformaciones presentadas por el material en una zona muy cercana al acuerdo del talón de soldadura y en conjunto con el registro de la carga aplicada a la muestra así como del número de ciclos de carga aplicado el sistema permite obtener una curva de propagación a_i vs. N , desde el inicio del ensayo y hasta la rotura de la muestra. Para un desarrollo detallado de la técnica aplicada dirigirse al **ANEXO C**.

Las muestras fueron especialmente acondicionadas con el objeto de asegurarse que las fisuras iniciadas por fatiga se generaran en la zona de medición, justo delante de los Strain Gauges. La instrumentación comprendió cinco extensómetros para la detección y monitoreo de las fisuras, un canal de deformación adicional para el monitoreo del rango de tensiones aplicado a la muestra, el registro de la carga aplicada, a través de una celda de carga y el conteo de los ciclos alcanzados a lo largo del ensayo.

En la figura 4.6 se observa un diagrama esquemático de la preparación de la unión con la disposición de los Strain Gauges, y en la figura 4.7 se observa la instrumentación de una muestra de 1/4".

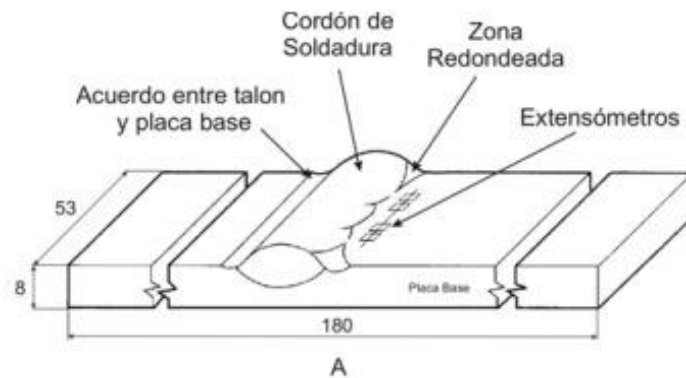


Figura 4.6: Diagrama esquemático de la preparación de las uniones a tope.



Figura 4.7: Instrumentación completa de una muestra de 1/4", se observa la disposición de los strain gauges de detección y monitoreo de fisuras y el canal remoto para la medición del rango de tensiones aplicado a la muestra.

Para la medición de la carga aplicada y de las deformaciones registradas por los strain gauges se utilizó un sistema de adquisición y procesamiento de datos basado en PC con un software de adquisición y control desarrollado a tal efecto del que el lector puede encontrar mas detalles en los ANEXOS D y E

4.2.6. Medición de tensiones residuales

Las tensiones residuales están siempre presentes en las uniones soldadas y son el resultado de la contracción del metal aportado durante el proceso de soldadura. En el ensayo experimental se registraron los rangos de tensión aplicada remota a la muestra por medio de un

canal de deformación adicional, pero es importante destacar que este registro no contempla las tensiones residuales presentes en la unión.

La influencia de dichas tensiones se ve reflejada en la relación de carga R efectiva aplicada a la muestra, por lo tanto, dado que el modelo teórico tiene en consideración este parámetro es que se relevaron las tensiones residuales para cada espesor de material soldado a través de una muestra representativa de cada lote de probetas. Los resultados obtenidos se indican en la tabla 4.2 y el procedimiento de medición efectuado se encuentra desarrollado en el ANEXO G.

Espesor	1/4"	1/2"	1"
Tensión Residual			
Transversal (Mpa)	49,8	80,6	192,8
Longitudinal (Mpa)	-5,2	-17,6	-38

Tabla 4.2: Valores nominales de tensión residual registrados de una muestra representativa de cada lote de probetas.

4.3. Resultados Experimentales

Se muestran a continuación las curvas experimentales de propagación, (curva a vs. N) de tres muestras representativas de los ensayos realizados y obtenidas como resultado de los ensayos de fatiga. En la tabla 4.3 se indican los ajustes y parámetros de ensayo más relevantes asignados para cada caso.

Parámetros de Ensayo				
		1/4"	1/2"	1"
Espesor Material Base		1/4"	1/2"	1"
Ancho de Muestra (mm)		50	50	50
Carga Máxima Aplicada (N)		6800	7450	11960
Carga Mínima Aplicada (N)		1430	1020	1120
Span Superior (mm)		76	70	70
Span Inferior (mm)		150	300	610
Frecuencia de ensayo (Hz)		10	10	2,5
Tensión Remota Maxima (Mpa)		335	340	268
Tensión Remota Mínima (Mpa)		69	70	31
R medido		0,21	0,21	0,12
Tensiones Residuales (MPA)		49,8	80,6	192,8
R efectivo		0,31	0,36	0,49
Obs.: Tensiones residuales tomadas de una muestra representativa del lote de probetas. El rango de tensión remota fue monitoreado en forma continua a lo largo del ensayo.				

Tabla 4.3: Parámetros de ajuste utilizados en los ensayos experimentales para el registro de las curvas de propagación a vs. N , para muestras de distinto espesor.

En la figura 4.8 se observan las curvas de propagación experimentales obtenidas. De los ensayos previos efectuados sobre el sistema de detección y monitoreo de fisuras se estableció que el umbral de detección del mismo se encontraba en los $150 \mu M$, por lo que todas las curvas experimentales son indicadas a partir de ese tamaño de defecto. El lector puede encontrar un desarrollo mas completo de la técnica implementada en los ANEXOS C y D.

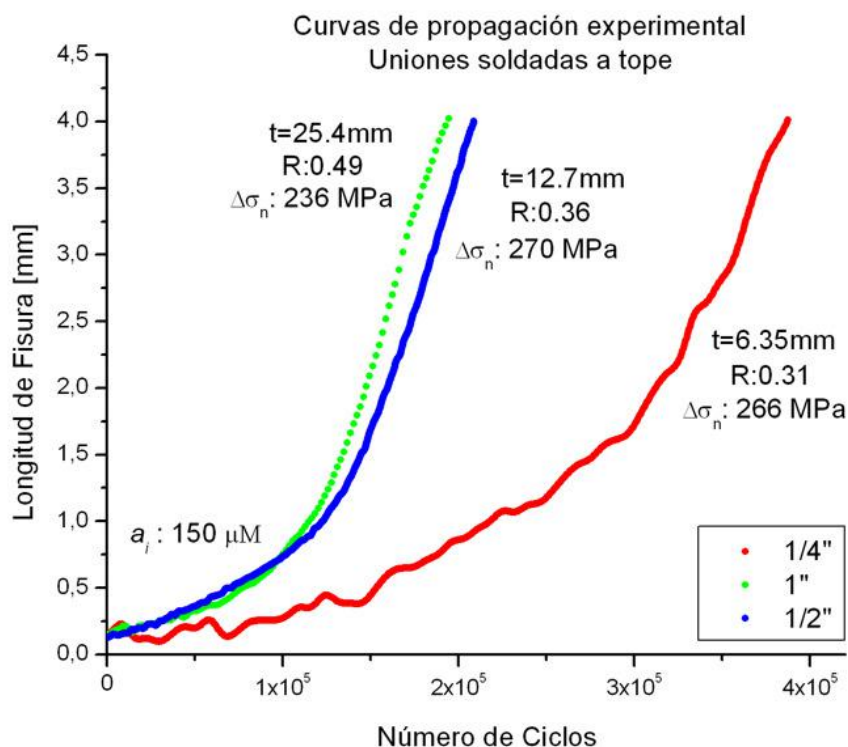


Figura 4.8: Curvas de propagación experimental registradas para uniones a tope en tres espesores de material base.

4.4. Aplicación del modelo al caso en estudio

4.4.1. Cálculo del Umbral de Propagación ΔK_{th}

La metodología propuesta por Chapetti contempla que si se tiene en cuenta el efecto de las fisuras cortas, la variación del umbral de propagación debería poder ser expresada como una función de la longitud de fisura, (expresión. 5.1)

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{dR} + (\Delta K_{thR} - \Delta K_{dR}) \left[1 - e^{-k(a-d)} \right] = Y \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi a} \quad a \geq d \quad (4.1)$$

Donde ΔK_{dR} es el umbral microestructural y esta dado por:

$$\Delta K_{dR} = Y \Delta \sigma_{eR} \sqrt{\pi d} \quad (4.2)$$

Donde el exponente k esta dado por:

$$k = \frac{1}{4d} \left(\frac{\Delta K_{dR}}{\Delta K_{thR} - \Delta K_{dR}} \right) \quad (4.3)$$

En la figura 4.9 se muestra esquemáticamente la curva umbral resultante de la ecuación 4.1, en términos del rango del factor de intensidad de tensiones.

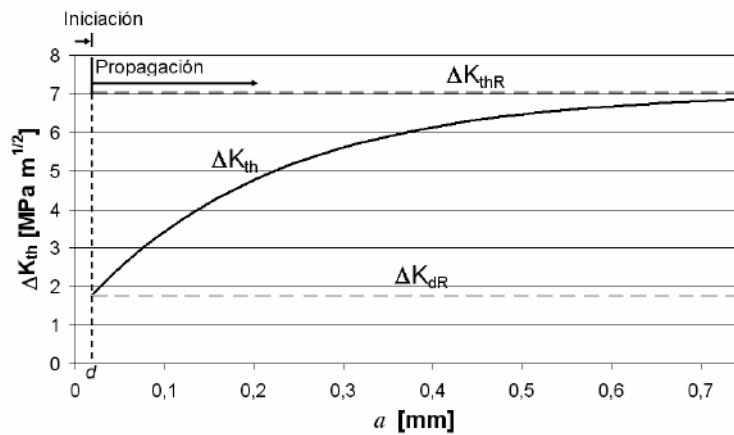


Figura 4.9: Curva esquemática del umbral de propagación estimado a partir de la ecuación 3.1.[1]

Allí se puede observar que para una longitud de fisura inicial $a_0 = d$, $\Delta K_{th} = \Delta K_{dR}$ y que para fisuras largas, el ΔK_{th} tiende al ΔK_{thR} que es el umbral de propagación de fisuras largas.

Para utilizar estas expresiones es necesario conocer el límite de fatiga plano del material $\Delta \sigma_{er}$, el umbral de propagación de fisuras largas ΔK_{thR} , y una dimensión microestructural característica que en este trabajo se encuentra dada por el tamaño de grano del material base.

El tamaño de grano del material fue medido de acuerdo a la norma ASTM E112-96R04 registrándose un valor $d = 18 \mu M$.

Dada la similitud de las propiedades del material ensayado con los resultados presentados en [1], se tomó de este trabajo un límite de fatiga plano $\Delta \sigma_{eR=0.1} = 180 \text{ MPa}$ y un umbral de propagación de fisuras largas $\Delta K_{thR} = 7.6 - 5.7 R$.

El valor del límite de fatiga plano disponible corresponde a un $R=0,1$, pero en los ensayos realizados la relación de carga efectiva presenta otros valores por lo que este parámetro es corregido haciendo uso de la relación de Goodman que se presenta a continuación:

$$\frac{\sigma_{AeR}}{\sigma_{eR}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_u} = 1 \quad (4.4)$$

En donde:

σ_{eR} = Límite de fatiga para carga simétrica ($R = -1$, $\sigma_m = 0$),

σ_{AeR} = Límite de fatiga para carga asimétrica,

σ_m = Tensión media en función de la amplitud o el rango del límite de fatiga para un R dado,

σ_u = Tensión de rotura del material.

Teniendo en consideración los parámetros del ciclo de tensión se puede obtener una relación que permita expresar el valor de tensión media aplicada σ_m , como función de la amplitud de tensión aplicada σ_a , y la relación de carga R correspondiente. Esta expresión puede obtenerse a partir de las siguientes ecuaciones:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (4.5)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad (4.6)$$

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (4.7)$$

Donde σ_{\max} y σ_{\min} son las tensiones máximas y mínimas aplicadas durante el ciclo de carga, llegándose a la siguiente expresión:

$$\sigma_m = \sigma_a \cdot \left(\frac{1+R}{1-R} \right) \quad (4.8)$$

Reemplazando la ecuación 4.8 en 4.4 y despejando se obtiene una expresión que permite calcular el límite de fatiga plano para carga asimétrica σ_{AeR} , en función del límite de fatiga plano simétrico σ_{eR} , de la tensión de rotura del material σ_u , y de la relación de carga R aplicada:

$$\sigma_{AeR} = \frac{1}{\frac{1}{\sigma_{eR}} + \frac{1}{\sigma_u} \cdot \left(\frac{1+R}{1-R}\right)} \quad (4.9)$$

Para las curvas del umbral de propagación ΔK_{th} , se realizó en cada caso la corrección correspondiente en función de las condiciones de carga de la unión ensayada.

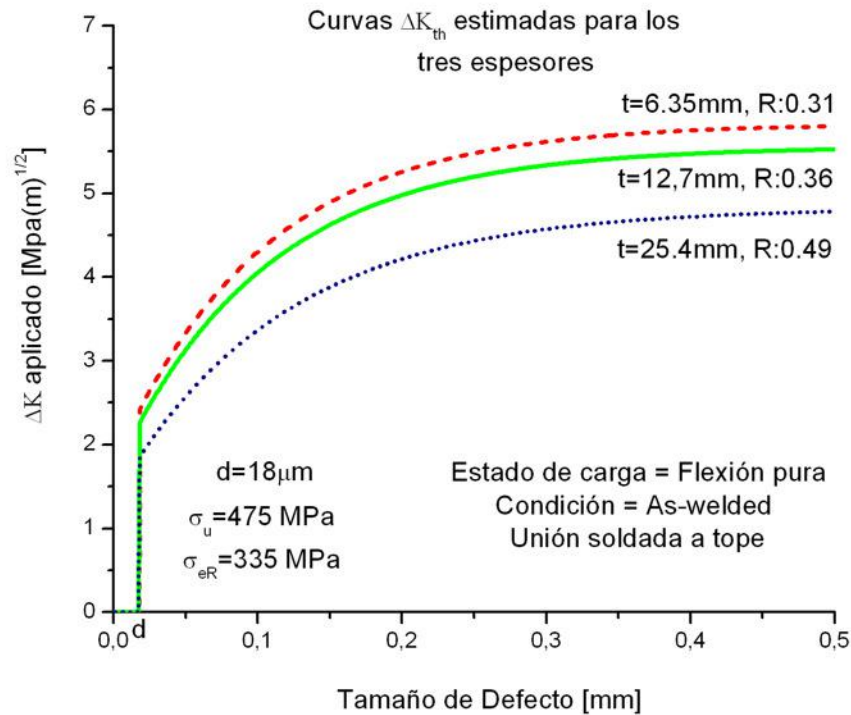


Figura 4.9: Curvas umbral obtenidas para tres muestras ensayadas, cada una de ellas corresponde a un espesor diferente de material base

En la figura 4.9 se muestran las curvas del umbral de propagación obtenidas para juntas a tope y estimadas para los tres espesores de material disponible. En todos los casos se tomó un $\sigma_{eR}=335$ MPa, una tensión de rotura $\sigma_u=475$ MPa y una dimensión microestructural $d=18\mu m$. Se indican allí las relaciones de carga R efectiva aplicada, considerando las tensiones residuales y las características del material tomadas para cálculo.

4.4.2. Cálculo de la fuerza impulsora aplicada ΔK

Para el cálculo de la fuerza impulsora aplicada se utilizó una estimación resultante de realizar una superposición de funciones de peso y la solución para una placa finita con una fisura pasante sujeta a cargas longitudinales [3], expresada en la siguiente ecuación:

$$\Delta K = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^a \left\{ \frac{\Delta \sigma_{xx}(y)}{\sqrt{a}} \left[\frac{3.52 \left(1 - \frac{x}{a}\right)}{\left(1 - \frac{a}{t}\right)^{3/2}} - \frac{\left(4.35 - 5.28 \frac{x}{a}\right)}{\left(1 - \frac{a}{t}\right)^{1/2}} + \frac{\left(1.3 - 0.3 \left(\frac{x}{a}\right)^{3/2}\right)}{\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}} + 0.83 - 1.76 \frac{x}{a} \right] \left(1 - \left(1 - \frac{x}{a}\right) \frac{a}{t}\right) \right\} dx \quad (4.10)$$

En donde t es el espesor de la placa base y $\Delta \sigma_{xx}(y)$ comprende la distribución del campo de tensiones normal a la trayectoria supuesta de la fisura pero sin considerar la existencia de la misma. (figura 4.10).

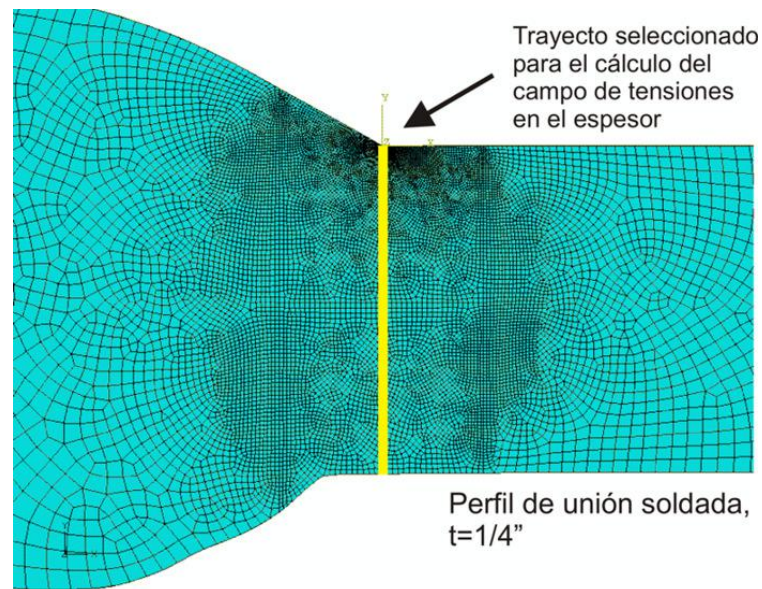


Figura 4.10: Trayecto sobre el que se releva el perfil de tensiones en la sección de la muestra.

Para la aplicación de la expresión 4.10 es necesario estimar el campo de tensiones $\Delta \sigma_{xx}(y)$ existente en el espesor del material. En este trabajo se planteó como objetivo el tratar de realizar los cálculos teóricos replicando en forma lo más aproximada posible la geometría y condiciones de carga de las uniones ensayadas. Para la estimación del ΔK aplicado, para cada muestra ensayada, se llevaron a cabo las etapas indicadas en la figura 4.11.



Figura 4.11: Etapas de trabajo desarrolladas para el cálculo del ΔK . El relevamiento de la geometría permitió que los modelos teóricos presenten una mayor aproximación.

El cálculo del campo de tensiones en el espesor fue realizado a través de modelos numéricos bidimensionales implementados en ABAQUS considerando la geometría real de la sección de la probeta. El lector puede encontrar información más detallada en el ANEXO F.

Con el objeto de mejorar la aproximación del campo se tomaron las geometrías reales de las probetas ensayadas. Dado que las muestras requieren de una preparación en el talón de soldadura con el objeto de asegurarse que las fisuras se inicien en la zona de medición, se requiere que antes de la preparación de cada muestra se tome un negativo de la geometría del cordón

A partir de ese negativo, y por medio del procedimiento descrito en el ANEXO H, se obtuvo el perfil de la sección del cordón soldado en distintas posiciones a lo largo del mismo, particularmente en las posiciones correspondientes a la ubicación física de cada uno de los Strain Gauges utilizados en el ensayo experimental.

Estos perfiles geométricos fueron trasladados a un modelo bidimensional en ABAQUS y sometidos a una configuración de carga de iguales características a la del ensayo experimental (figura 4.12) Las condiciones de carga utilizadas para la evaluación de cada modelo fueron obtenidas del ensayo experimental correspondiente a la muestra.

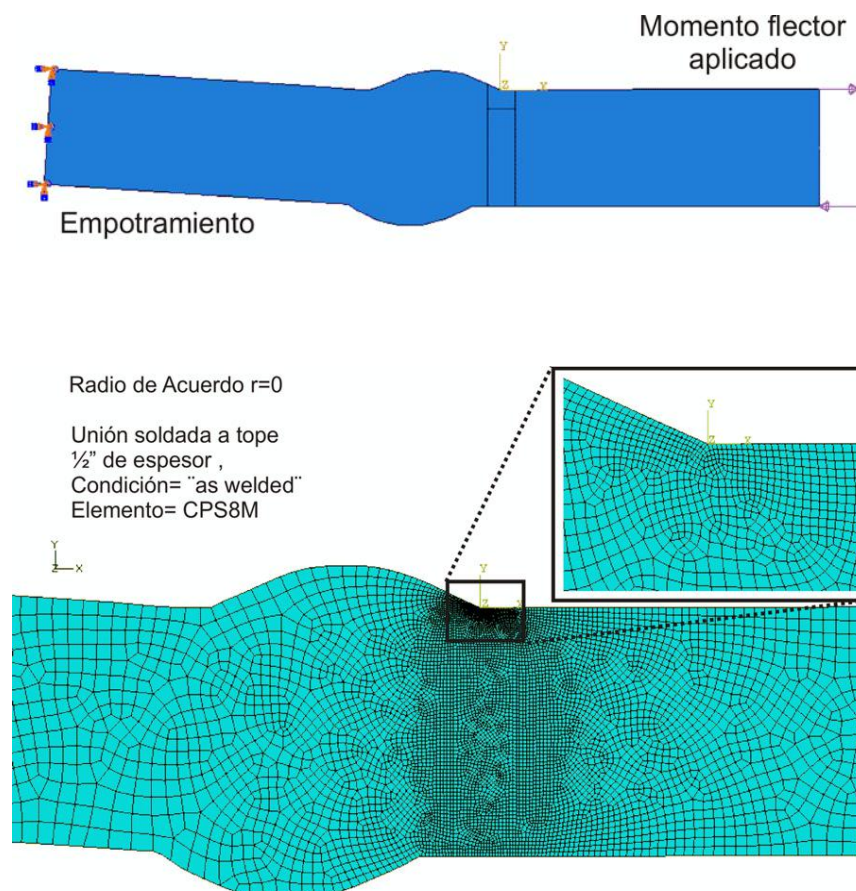


Figura 4.12: Modelo bidimensional implementado en ABAQUS para la estimación del campo de tensiones en el espesor en una unión a tope en $\frac{1}{2}$ ".

Bajo estas condiciones se obtuvo la expresión del campo de tensiones en el espesor de la muestra, el cual es adimensionalizado para poder utilizar la expresión de la función de peso con distintos rangos de tensión aplicados. En la figura 4.13 se observa el campo de tensión estimado para una muestra ensayada. Los campos de tensión obtenidos para los otros espesores se encuentran en el ANEXO F.

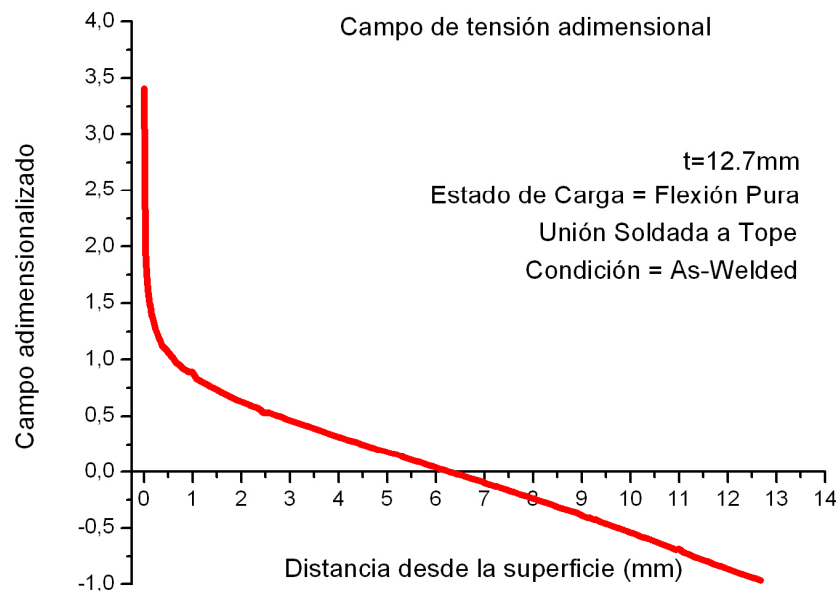


Figura 4.13: Campo de tensiones adimensionalizado obtenido para una unión soldada a tope de $\frac{1}{2}$ " de espesor.

Es importante destacar que esta expresión del campo de tensiones no solo tiene en cuenta las condiciones de carga del ensayo sino que además considera la geometría REAL del perfil del cordón soldado en el punto de medición experimental.

Una vez estimado el campo de tensiones en el espesor, este es utilizado como parte de la función de peso presentada en la expresión 4.10. Haciendo uso de una rutina de cálculo programada en MATLAB se obtienen las curvas del ΔK aplicado para distintos rangos de tensiones $\Delta\sigma$, y para distintos tamaños de defecto inicial a_i . Resolviendo la integral (expresión 4.10) se obtiene el valor de ΔK y variándose la longitud final de la fisura se obtiene la curva completa de ΔK vs. a .

Para el caso particular en el que la curva del ΔK aplicado se hace tangente a la curva del ΔK_{th} se esta en la condición de que para ese tipo de unión, para la geometría analizada y para las condiciones de carga correspondientes, el rango de tensiones aplicado se corresponde con el límite de fatiga de esa configuración

El modelo con el cual se está trabajando plantea que la “fuerza impulsora” que promueve el crecimiento de las fisuras está dada por la diferencia entre el ΔK aplicado y el umbral ΔK_{th} , (expresión 3.8 del capítulo III).

Si ambas curvas coinciden, la fuerza impulsora es nula, por lo que bajo esas condiciones no habría propagación de fisuras y de existir una fisura con un tamaño menor al establecido en el punto de tangencia de ambas curvas, esta no propagaría, arrestándose, (figura 4.14).

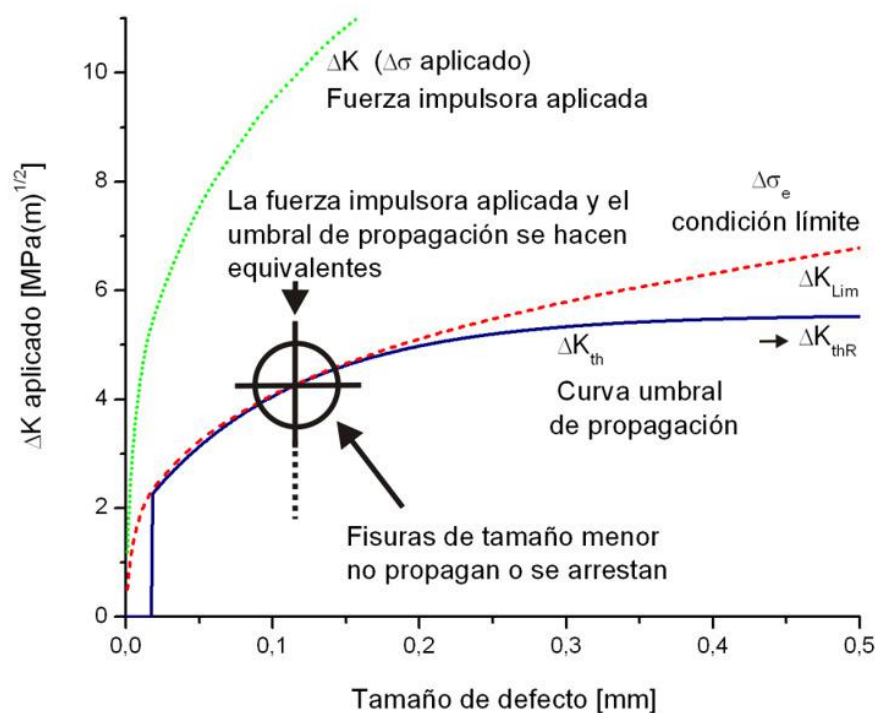


Figura 4.14: Para un determinado tamaño de defecto, la curva de la fuerza impulsora ΔK aplicada se hace equivalente a la curva umbral.

En las figuras 4.15.A.B.C se muestran las estimaciones obtenidas para tres uniones a tope realizadas en distintos espesores de material base. En todos los casos, las curvas de ΔK fueron estimadas a partir de las condiciones de carga utilizadas en laboratorio para cada una de las muestras en estudio. De igual forma, las curvas de ΔK_{lim} fueron estimadas en base a los campos de tensión obtenidos a partir de los modelos numéricos desarrollados a tal efecto.

La variable ΔK_{lim} , estimada en todos los casos considerando un tamaño de defecto inicial de $150 \mu m$, implica una condición límite. Si la unión soldada, con un tamaño de defecto determinado, (considerado en este caso como equivalente al umbral de detección experimental), es sometida a un rango de tensión aplicada equivalente a σ_e , la unión presentará “vida infinita” superando los 10^7 ciclos. Se observa también que, para un mismo tipo de junta, el aumento del

espesor trae consigo una disminución en el límite de fatiga σ_e , alcanzado presentando un comportamiento acorde con lo observado experimentalmente para la influencia del espesor sobre la vida a fatiga de la unión soldada.

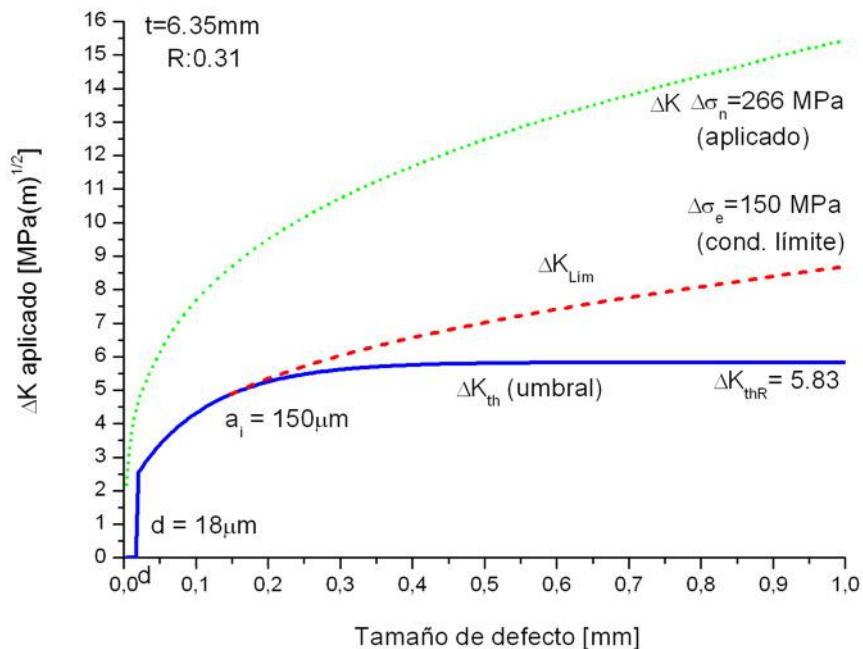


Figura 4.15A: Curvas de ΔK aplicado, ΔK_{lim} correspondiente a la condición límite y el umbral de propagación ΔK_{th} , estimados para una unión a tope en $1/4''$

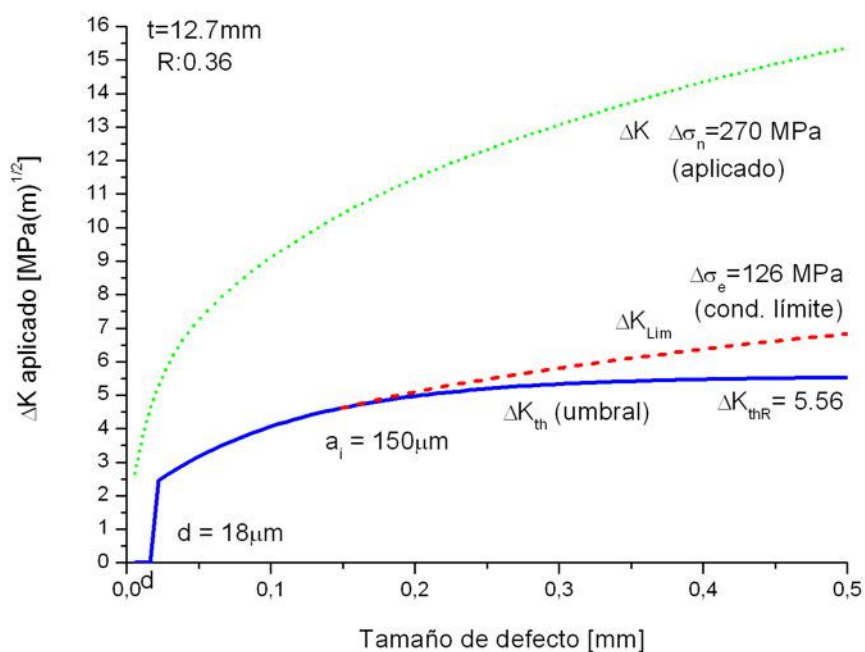


Figura 4.15.B: Curvas de ΔK aplicado, ΔK_{lim} correspondiente a la condición límite y el umbral de propagación ΔK_{th} , estimados para una unión a tope en $1/2''$

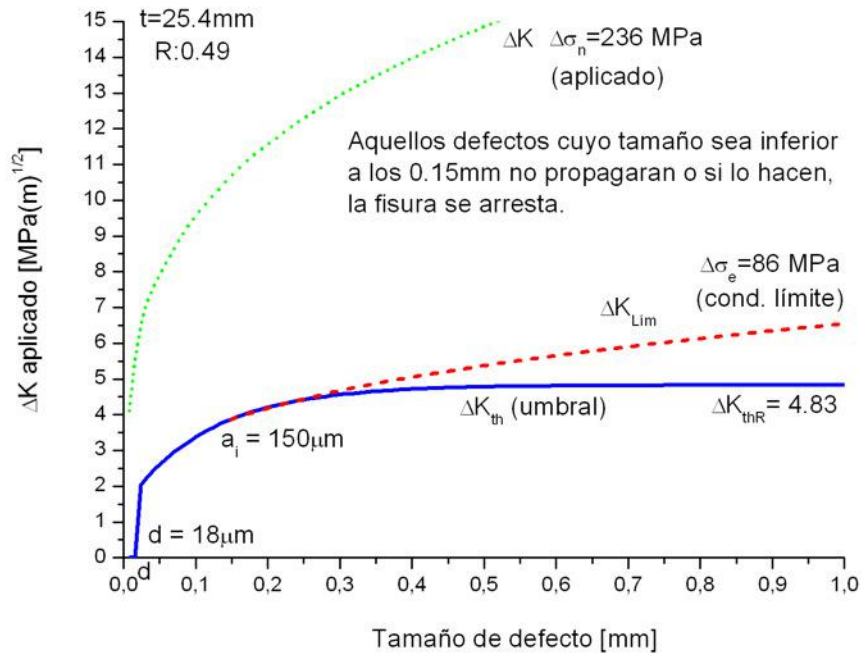


Figura 4.15.C: Curvas de ΔK aplicado, ΔK_{lim} correspondiente a la condición límite y el umbral de propagación ΔK_{th} , estimados para una unión a tope en I''

4.4.3. Estimación de Curvas S-N

El número de ciclos a fatiga que puede resistir una unión soldada puede ser estimado considerando la geometría de la misma, las condiciones de carga a la que es sometida y el rango de tensiones $\Delta\sigma$ aplicado por la sollicitación de carga. Este cálculo se realiza por medio de la integración de una versión modificada de la ley de Paris, (expresión 3.8 del capítulo III), en donde se reemplazan previamente las expresiones obtenidas para el umbral de propagación ΔK_{th} y para la fuerza impulsora aplicada ΔK , estimada en este caso por medio de una función de peso, (expresión 4.10).

En la figura 4.15 se observa un gráfico log-log con las curvas $\Delta S - N$ estimadas para las uniones a tope hasta aquí analizadas junto con resultados experimentales y considerándose en todos los casos un tamaño microestructural $d = 18\mu M$ y un tamaño de defecto inicial de $a_i = 150\mu M$ dado por el umbral de detección de la metodología experimental empleada. En todos los casos la falla del componente fue considerada como tal cuando el tamaño alcanzado por la fisura se hizo equivalente a la mitad del espesor del material base

Las expresiones del ΔK_{th} y el ΔK utilizadas para el cálculo son las presentadas previamente las expresiones 4.1 y 4.10.

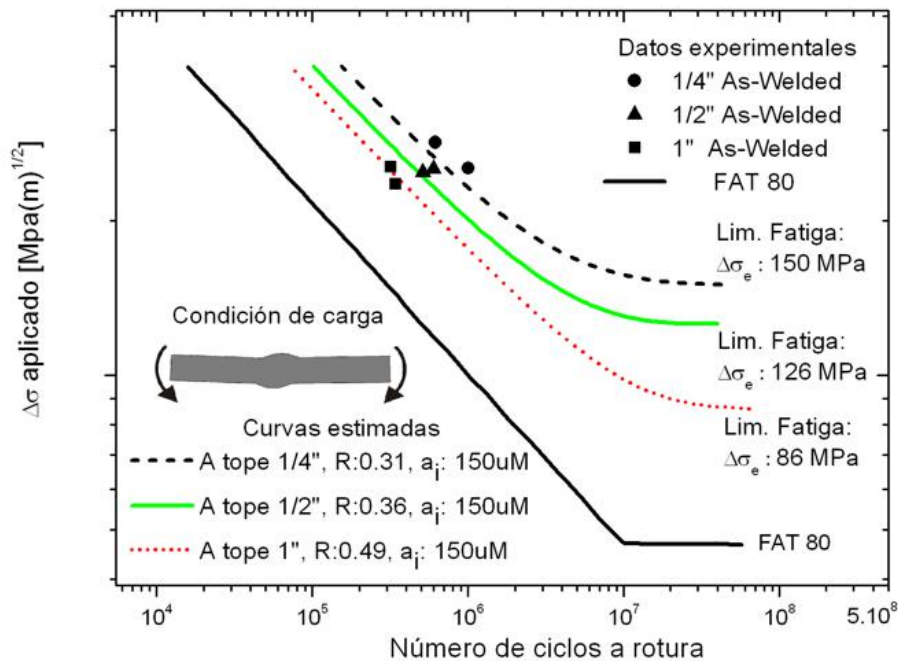


Figura 4.16: Curvas $\Delta S - N$ obtenidas por medio del modelo propuesto por Chapetti a partir de estimaciones realizadas con la geometría y condiciones de ensayos de tres uniones a tope ensayadas

Las curvas $\Delta S - N$ estimadas por el modelo a partir de las geometrías reales de las uniones ensayadas y de sus condiciones de carga, muestran que el espesor del material base posee una gran influencia en la resistencia a fatiga de las mismas. A medida que el espesor aumenta, el límite de fatiga de la unión disminuye, hecho que ha sido analizado en la sección 3.4.2. Se observa también el hecho de que el punto de tangencia entre las curvas de la fuerza impulsora ΔK , y el umbral de propagación ΔK_{th} , define efectivamente el rango de tensiones aplicado $\Delta\sigma_e$ a partir del cual la unión presenta vida infinita. ($N \geq 1 \cdot 0^7$ ciclos).

4.4.4. Curvas de Propagación

Como resultado de la integración de la expresión 3.8 del capítulo III se puede estimar el número de ciclos necesarios para que la fisura alcance una determinada longitud a . Repitiendo el proceso de cálculo para una fisura que crece desde un tamaño de defecto mínimo a_i , y hasta la mitad del espesor del material base, o hasta que el tamaño de defecto cumpla con las

condiciones impuestas como criterio para considerar la falla del componente a_f , se pueden estimar las curvas de propagación a vs. N , para la unión soldada bajo estudio.

En la figura 4.17 se observan las curvas de propagación estimadas para tres uniones soldadas a tope, con distintos espesores de material base. En todos los casos se considero un tamaño de defecto inicial $a_i = 150\mu M$.

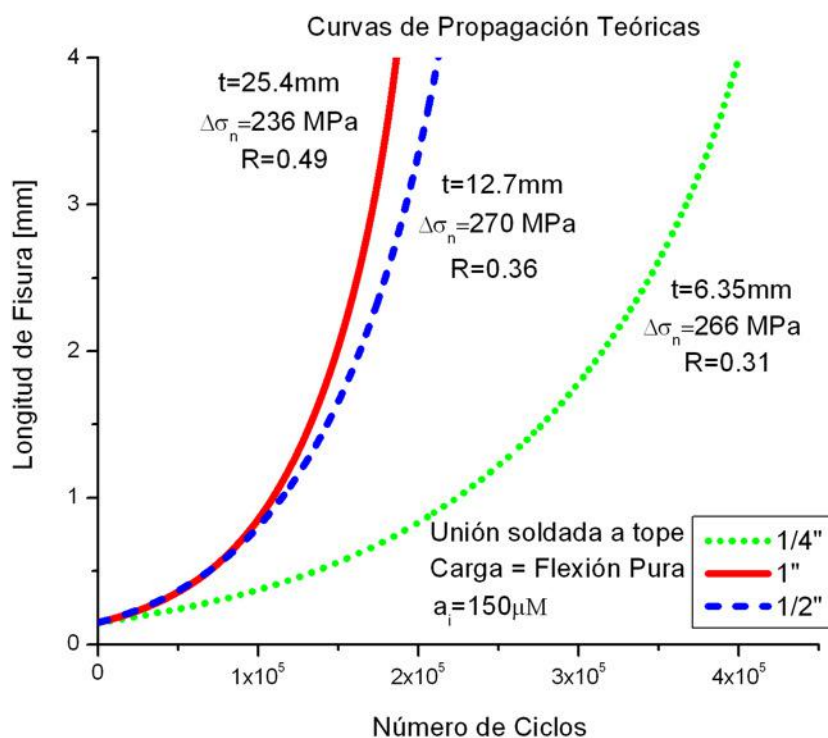


Figura 4.17: Curvas de propagación estimadas por medio del modelo teórico. Se toma un tamaño de defecto inicial de $a_i = 150\mu M$.

Partiendo de la geometría de las uniones ensayadas y de las condiciones de carga aplicadas durante el ensayo se llevaron a cabo estimaciones teóricas que permitieron predecir el comportamiento a fatiga de dichas uniones. En la figura 4.18.A.B.C se observan gráficos con ejemplos de comparaciones realizadas entre las curvas de propagación registradas en forma experimental y las predicciones resultantes de la aplicación del modelo teórico, observándose en todos los casos buena concordancia de resultados. Como se ha mencionado anteriormente, para todos los casos se tomó un tamaño de defecto inicial $a_i = 150\mu M$ impuesto por el umbral de detección de la metodología experimental aplicada.

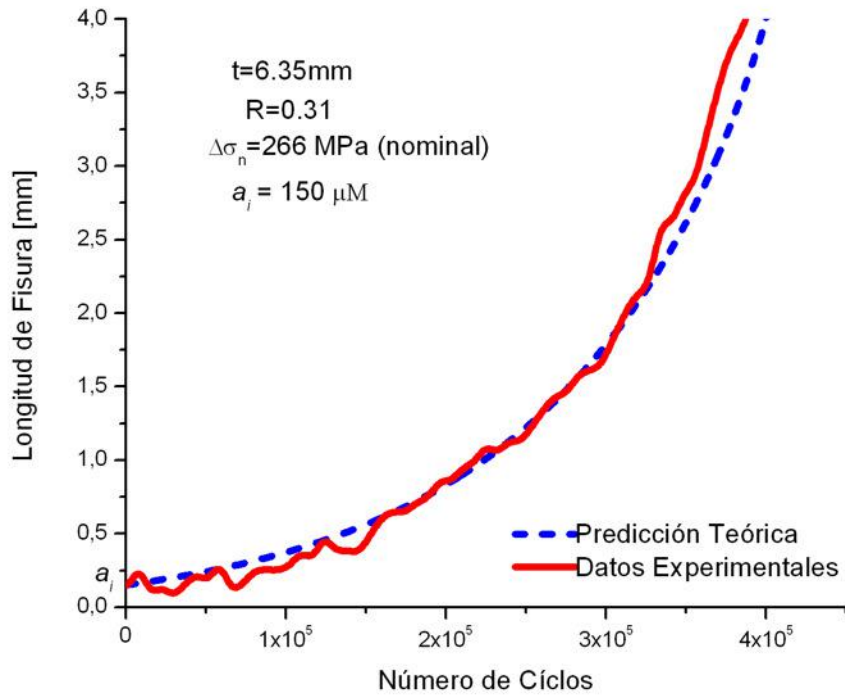


Figura 4.18.A: Comparación de curvas de propagación experimental y teórica obtenidas para una unión soldada a tope de 1/4" de espesor.

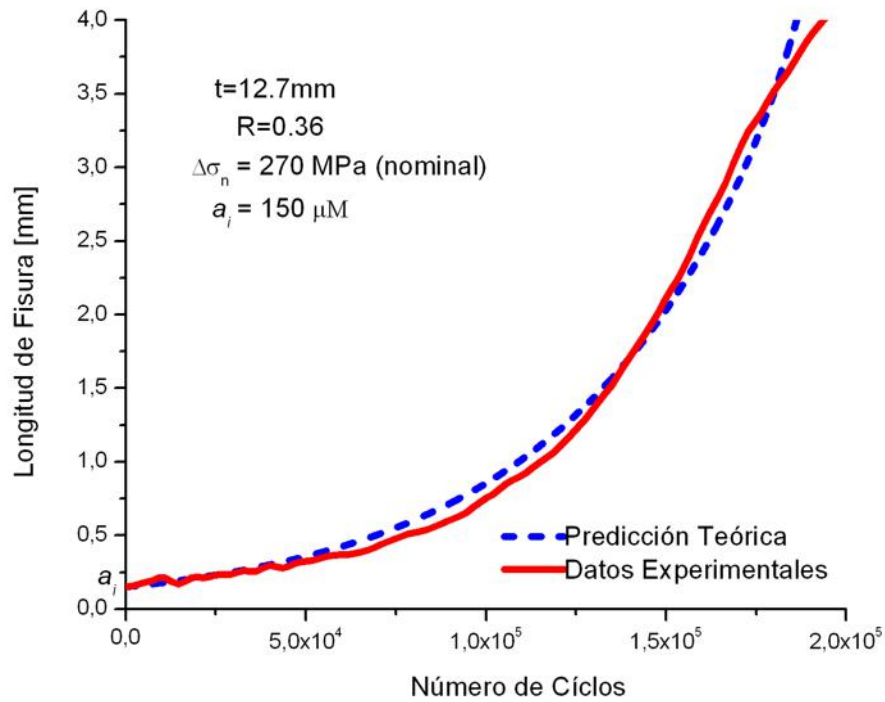


Figura 4.18.B: Comparación de curvas de propagación experimental y teórica obtenidas para una unión soldada a tope de 1/2" de espesor.

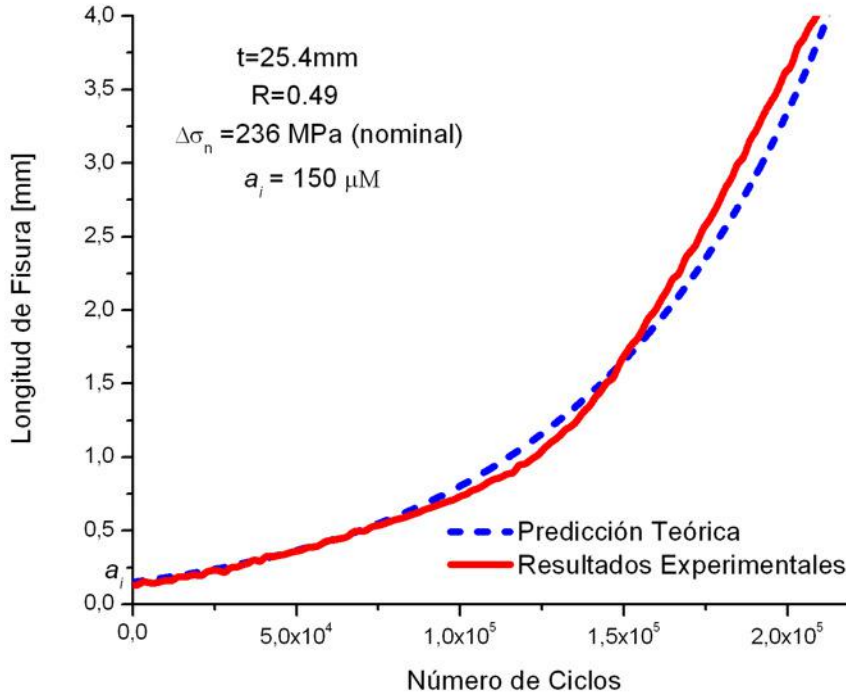


Figura 4.18.C: Comparación de curvas de propagación experimental y teórica obtenidas para una unión soldada a tope de 1" de espesor.

4.5. Conclusiones

Gracias a la sensibilidad del sistema de monitoreo utilizado en el registro de las curvas de propagación de fisuras se pudo verificar el grado de ajuste presentado por las estimaciones teóricas, ya que pudieron compararse resultados a partir de defectos tan pequeños como $150\ \mu\text{m}$, obteniéndose muy buenos ajustes como se observa en las figuras 4.18.A.B.C. Esto es de vital importancia porque si no se hubiera dispuesto de una técnica experimental acorde no se hubieran podido cuantificar el nivel de ajuste de las estimaciones realizadas. Del análisis efectuado, y partiendo de las condiciones reales de ensayo aplicadas en laboratorio, se pudo estimar el límite de fatiga de las uniones en estudio. En la figura 4.16 se observan las curvas $\Delta S - N$ estimadas junto con resultados experimentales obtenidos en laboratorio. Para los tres espesores se obtuvieron buenos ajustes en los rangos de tensión ensayados. De estas curvas se observa que las estimaciones realizadas muestran un aumento en la resistencia a fatiga de la unión en función del espesor del material base, característica que ha sido observada previamente por otros autores.

A través de la aplicación de la metodología en estudio a las uniones a tope ensayadas en laboratorio se pudo obtener información relacionada con la vida a fatiga de las mismas que no

puede ser estimada en la misma forma y con la misma precisión con las metodologías de cálculo presentadas en el capítulo II.

La información obtenida, que comprende las curvas de propagación a vs. N , el límite de fatiga correspondiente a un rango de tensiones aplicado $\Delta\sigma_e$, tal que la unión tiene “vida a fatiga infinita” y las curvas $\Delta S - N$ para cada espesor analizado, es el resultado de una predicción basada en Mecánica de Fractura Lineal Elástica, (MFLE), y no de una aproximación obtenida a partir de una gran cantidad de resultados experimentales previos.

De los resultados obtenidos se puede afirmar que la herramienta con la que se trabajó en esta tesis permite considerar, analizar y evaluar el efecto de la mayor parte de las variables que tienen influencia sobre la vida a fatiga de la unión. Estas características, sumadas a que las estimaciones se basan en predicciones y no en resultados experimentales muestran el potencial de la metodología en estudio.

4.7. Referencias del capítulo

[1] M.D.Chapetti, J.Belmonte, T.Tagawa, T.Miyata, An integrated fracture mechanics approach to analyze the fatigue behaviour of welded joints. Science and Technology of Welding and Joining. , v.9, n.5, p.430 - 439, 2004.

[2] Fundación Latinoamericana de Soldadura, ESAB.

<http://www.esab.com.ar/ar/sp/educacion/Fundacion-Latinamericana-soldadura.cfm>.

Calle 18. Nro. 4079. Villa Lynch, Buenos Aires, Argentina.

[3] Y. Murakami. Stress Intensity Factors Handbook, 1987,. The Society of Materials Science, Pergamon Press, Oxford, England.

Capítulo V

Análisis detallados de configuraciones específicas Junta cruciforme no cargada transversalmente

5.1. Introducción

Zhang y Maddox [1] presentaron resultados de la investigación del efecto del amolado del talón del cordón de soldadura sobre la performance a fatiga de uniones cruciformes no cargadas transversalmente. Estos autores realizaron ensayos experimentales y estimaciones teóricas sobre la vida a fatiga de uniones cruciformes no cargadas transversalmente en condición as-welded y con amolado de talón. A continuación se presentan los resultados obtenidos por estos autores y se aplica la metodología de estimación de vida a fatiga desarrollada en este trabajo de tesis comparándose los resultados obtenidos.

5.2. Predicción del comportamiento a fatiga de una unión amolada

Zhang y Maddox presentaron resultados de la investigación del efecto del amolado del talón del cordón de soldadura sobre la performance a fatiga de uniones cruciformes no cargadas transversalmente. En este trabajo se observa que tanto los resultados experimentales como las estimaciones realizadas en base a la mecánica de fractura indican que la vida a fatiga de las uniones con el talón amolado en el régimen de fatiga de bajos ciclos, ($<10^6$ ciclos) es dominada por el proceso de propagación de fisuras mientras que en el rango de altos ciclos, ($>10^6$ ciclos) el proceso de iniciación de fisuras toma un papel más relevante.

Los autores obtuvieron estimaciones razonables del período de iniciación de fisuras haciendo uso de un método de cálculo basado en la tensión local, propuesto por Lawrence et.al. [2]. Los trabajos realizados indican que el procedimiento de amolado del talón es más beneficioso para fatiga de altos ciclos ($N > 10^6$ ciclos) que para fatiga de bajos ciclos, (por un factor de al menos 4.6 en este trabajo). En comparación con las uniones en condición as-welded, el incremento en la resistencia a fatiga de las uniones amoladas es atribuido a la disminución del factor de magnificación de intensidad de tensiones M_k , que resulta en un ΔK aplicado que se ve reducido debido a la forma más favorable del frente de las fisuras generadas por fatiga, mientras que la disminución en la velocidad de propagación puede ser relacionada con una reducción en el campo de tensiones residuales presente en la unión.

En la figura 5.1 se observa un diagrama esquemático con la configuración y medidas principales de las juntas cruciformes ensayadas por los autores. Las placas base fueron confeccionadas en acero de tipo EN 10025 S355JR con la composición química que se indica en la tabla 5.1.

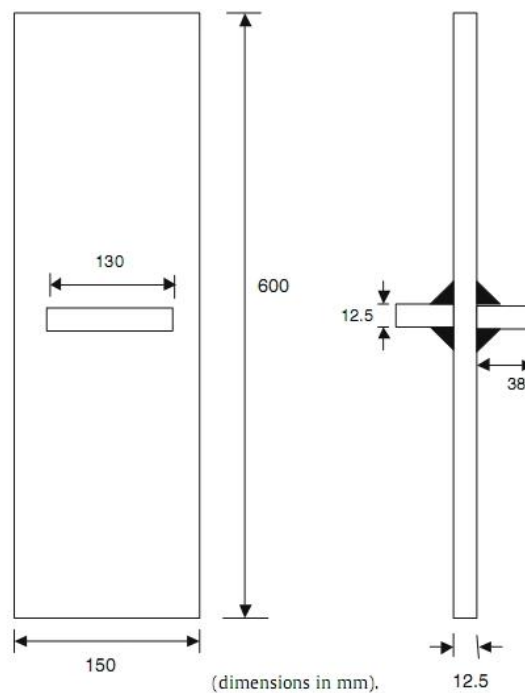


Figura 5.1: Diagrama esquemático de la configuración de las juntas cruciformes ensayadas.[1]

La resistencia del material utilizado fue estimada en 406 MPa para la tensión de fluencia y 577 MPa para la tensión de rotura σ_u , calculada a partir de mediciones de dureza realizadas sobre las uniones una vez finalizado el proceso de soldadura. Los cordones de soldadura fueron realizados en dos pasadas utilizando electrodos de 3,25 y 5mm respectivamente de tipo AWS 5.1:E6013 obteniendo un weld leg de 10mm en todos los casos.

Chemical composition of the parent materials.

Element	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Al	Cu	Nb	Ti
Wt%	0.17	1.36	0.26	0.002	0.031	0.017	0.016	0.029	0.011	<0.002	0.004

Tabla 5.1: Composición química del acero utilizado para la confección de las juntas cruciformes.[1]

Para el caso de las uniones con amolado de talón, se utilizó el procedimiento recomendado por las normas BS 7608 [3] obteniéndose un radio para el amolado de 5mm con una profundidad máxima de desbaste limitada a 0,8mm. Finalizado el proceso de amolado las

uniones recibieron una examinación visual con el objeto de verificar la existencia de defectos en la superficie amolada.

En la figura 5.2 se observan los resultados experimentales obtenidos por Zhang y Maddox para las juntas cruciformes en condición as-welded y con amolado del talón, incluyéndose también resultados publicados previamente por Booth [4] para uniones con talón amolado.

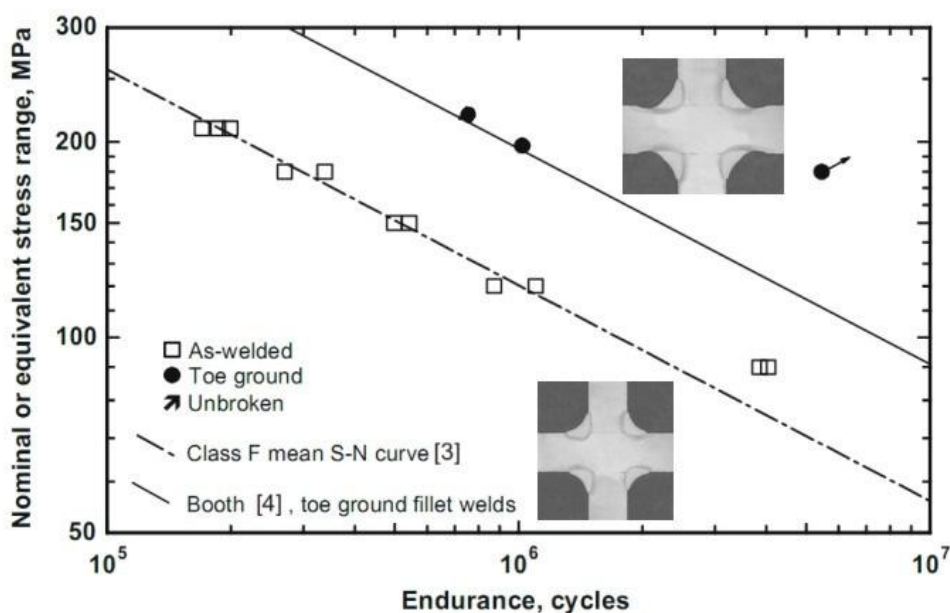


Figura 5.2: Resultados experimentales obtenidos para las juntas en condición as-welded y con amolado de talón.[1]

Los resultados experimentales obtenidos para las uniones en condición as-welded muestran buen ajuste con la curva correspondiente a la clase F, con un 50% de probabilidad de falla perteneciente a la BS 7608, siendo esta curva la apropiada para este tipo de unión soldada [3].

En la figura 5.3 se observan las estimaciones de vida a fatiga realizadas por Zhang y Maddox para la unión amolada. Se encuentra que la resistencia a fatiga de todas las juntas cruciformes con amolado de talón fue muy superior a la obtenida para las juntas en condición as-welded.

Los autores indican que el LIF, Life Increase Factor, (factor de incremento de vida a fatiga), definido como el cociente entre la resistencia a fatiga de las uniones amoladas y las resistencia correspondiente a las uniones en condición as-welded, (suponiendo que corresponden a la curva de la clase F [7]), se encuentra comprendido en un rango que va desde 4,6 a 18,4, con un valor promedio de 7,4. Esto indica que el incremento en la vida a fatiga obtenido en las

uniones amoladas duplica el factor de diseño de 2,2 recomendado por la BS 7908 para este tratamiento, (equivalente a un incremento del 30% del rango de tensión aplicado permitido). Estos resultados son incluso más elevados que el LIF de 3.0 reportado por Haagensen [5], pero presentando un buen ajuste con el LIF de 4,6 publicado por Booth para uniones con amolado de talón [4]

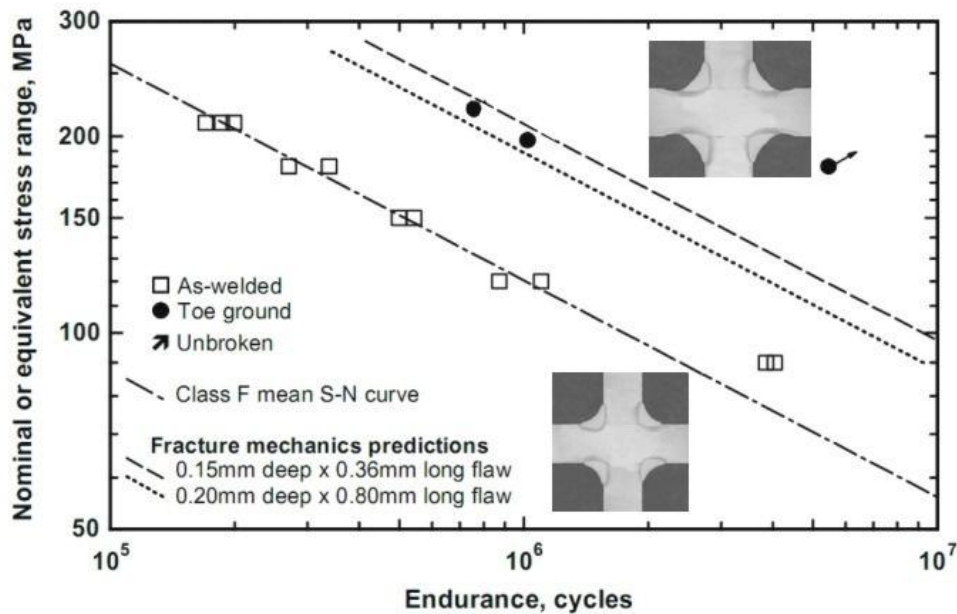


Figura 5.3: Estimaciones de vida a fatiga presentadas por Zhang y Maddox [1]

De los resultados publicados es importante destacar el obtenido para una muestra ensayada bajo un rango de tensión aplicada de 180 MPa, la cual después de $5.46 \cdot 10^6$ ciclos, y excediendo en 18 veces la vida a fatiga estimada por la curva de la clase F para 50% de probabilidad de falla, no presentó fisuras considerando a este ensayo como un run-out.

Los resultados presentados en el análisis realizado por Zhang y Maddox para ambos tipos de unión, (en condición as-welded y con amolado de talón), pueden ser resumidos en los dos casos siguientes:

Para el caso de las uniones en condición as-welded, para la cuales se asume un tamaño de defecto inicial de 0,15mm, la vida a fatiga (o resistencia a fatiga) es calculada por medio de la integración de una ley de crecimiento de fisuras basada en la mecánica de fractura, realizando el cálculo para una fisura que va desde el tamaño de defecto inicial y hasta alcanzar una longitud correspondiente a la falla de la unión [6,7]. El tamaño de defecto inicial antes mencionado (0,15mm) cae dentro del régimen de fisuras cortas, pero como se verá mas adelante, el efecto de las fisuras cortas no es considerado en el enfoque de cálculo utilizado.

Para el caso de las uniones amoladas, se considera la existencia de un período de iniciación el cual es estimado por medio de un enfoque local desarrollado por Morrow [8], como

parte de la evaluación de la resistencia a fatiga total de uniones soldadas. Este período de iniciación ha sido definido como el número de ciclos necesarios para producir una fisura de un determinado tamaño y es estimado haciendo uso de un enfoque de bajos ciclos basado en la expresión de Coffin-Manson. Las propiedades de vida a fatiga de bajos ciclos de la zona afectada por el calor (ZAC), y que es donde las fisuras se iniciaron, fueron estimadas por medio de una relación empírica obtenida a partir de la relación existente entre la dureza y la resistencia a la rotura para aceros. El porcentaje de la vida a fatiga total utilizado para la iniciación de una fisura se vería aumentado con un incremento en la resistencia a fatiga general de la unión. El problema presentado por esta metodología de cálculo está dado por la definición del tamaño de defecto en el cual el proceso de daño pasa del período de iniciación de la fisura al período de propagación de la misma y que ha sido definido arbitrariamente como comprendido entre 0.1 mm [9], a 0.15 mm [10] a 0.25 mm [2]. Los autores también observan que la suposición de que parte de la vida a fatiga de la unión soldada es controlada por la resistencia a la rotura del material se encuentra en plena contradicción con el hecho bien establecido de que la vida a fatiga de las uniones soldadas es independiente de la resistencia a la rotura del material. Los autores indican que es una de las razones por las cuales esta metodología no se aplica generalmente para la estimación de vida a fatiga de uniones soldadas sin ningún tipo de tratamiento post-soldadura. Sin embargo, este tema continúa tratándose en forma empírica, por lo que las conclusiones son cuestionables.

5.3. Estimación de la vida a fatiga por medio del enfoque tradicional

Para la estimación de la resistencia a fatiga Zhang y Maddox utilizaron una versión simplificada de la ley de Paris (ecuación 5.1) con un exponente $m = 3.0$ y determinando un valor medio para el parámetro A de $1,3E-13$.

$$\frac{dA}{dN} = A \cdot (\Delta K)^m \quad (5.1)$$

Donde dA/dN es la velocidad de propagación (mm/ciclo), ΔK es el rango del factor de intensidad de tensiones aplicado ($MPa \cdot \sqrt{m}$) siendo m y A constantes.

Las estimaciones de vida a fatiga fueron realizadas considerando únicamente el período de propagación presentando un buen ajuste con los resultados experimentales, los cuales, con excepción de aquellos que se encuentran más allá de los $1 \cdot 10^6$ ciclos, están contenidos entre las

dos estimaciones realizadas considerando dos tamaños de defecto inicial (0,15 y 0.2 mm). Los autores sugieren que para vidas a fatiga menores a $1 \cdot 10^6$ ciclos la resistencia a fatiga de las uniones amoladas puede ser estimada considerando únicamente el período de propagación de fisuras. Para resistencias a fatiga mayores ($>1 \cdot 10^6$), los resultados experimentales son superiores a los estimados sugiriéndose que en estos casos la etapa de iniciación tomó un gran número de ciclos, ignorando de esta forma que las estimaciones realizadas subestiman la vida a fatiga para las uniones amoladas.

Para las uniones sin amolado de talón, la resistencia a fatiga fue estimada considerando la presencia de defectos con un tamaño de 0,15mm [11] y utilizando la solución tridimensional del factor M_k disponible para este tipo de unión. [12]. Por ejemplo, para un rango de tensión aplicado de 220 MPa, la resistencia a fatiga de la unión en condición as-welded y contemplando la existencia de un defecto inicial de 0,15 x 0,4 mm fue estimada en 168000 ciclos siendo este resultado muy cercano a los 162000 ciclos estimados por la curva de clase F con el 50% de probabilidad de falla correspondiente al tipo de unión en estudio.

Bajo un rango de tensiones aplicado de 220 MPa, el factor de incremento de vida a fatiga (LIF) estimado es comparable con los valores promedio obtenidos experimentalmente, sin embargo, se observa que para rangos de tensión mas bajos (del orden de los 180 MPa) las estimaciones basadas únicamente en la etapa de propagación subestiman la resistencia a fatiga de la uniones amoladas. De lo expuesto se puede suponer que una gran cantidad de la vida a fatiga de la unión fue destinada al período de iniciación de las fisuras. En base a estas observaciones, Zhang y Maddox han propuesto que bajo ciertas circunstancias, el proceso de iniciación de fisuras debe ser considerado.

Finalmente, es necesario aclarar que el valor de A promedio utilizado por Zhang y Maddox en la expresión 5.1 fue calculado a partir de resultados provenientes de los ensayos experimentales, por lo que sus estimaciones se ven influenciadas por los mismos datos que se quieren predecir.

5.4. Aplicación de la metodología propuesta al caso en estudio

La metodología utilizada en este trabajo plantea que la fuerza impulsora aplicada y efectiva para el crecimiento de la fisura puede ser calculada como la diferencia entre la fuerza impulsora total aplicada estimada a partir de la distribución de tensiones presente en la unión y que depende de la geometría y configuración de carga aplicadas $\Delta K(a)$, y de un umbral de propagación de fisuras $\Delta K_{th}(a)$, la cual fue introducida previamente en el capítulo III.

El proceso de cálculo requerirá de tres etapas: la estimación de la fuerza impulsora $\Delta K(a)$, la estimación del umbral de propagación $\Delta K_{th}(a)$, y por último la predicción del comportamiento a fatiga en cada caso analizado.

5.4.1. Cálculo del Umbral de Propagación ΔK_{th}

Para la estimación de este parámetro es necesario conocer el límite de fatiga plano del material $\Delta\sigma_{eR}$, el umbral de propagación de fisuras largas ΔK_{thR} , y una dimensión microestructural característica que en este caso esta dada por el tamaño de grano del material.

Dado que en la publicación no se dispone de información relacionada con el tamaño de grano, se lo considera para el cálculo de $20 \mu m$ ya que es un tamaño razonable para el material utilizado. El límite de fatiga plano para $R = -1$ es estimado a partir de la tensión de rotura del material por medio de la expresión 5.2 [13].

$$\sigma_{eR=-1} \cong 0.5\sigma_u \quad (5.2)$$

Este límite de fatiga plano es estimado para un $R = -1$, pero en el análisis realizado la relación de carga R posee un valor diferente por lo que el parámetro debe ser corregido haciendo uso de la relación de Goodman, expresión 4.9 del capítulo IV.

Para la realización de las predicciones de vida a fatiga, si no se tiene información del umbral de propagación de fisuras largas del material utilizado o de un material de características similares, se hace necesario disponer de una expresión o un procedimiento teórico o empírico que permita estimar el ΔK_{th} como función de la relación de carga R aplicada a la unión bajo estudio y las propiedades de material de la unión.

Para poder salvar este inconveniente se implementó una metodología que permite obtener valores aproximados del parámetro ΔK_{thR} para distintos valores de R cuyo desarrollo se encuentra en el **ANEXO I** de esta tesis y que se aplica a continuación.

Aplicando la metodología propuesta al caso en análisis y considerando una tensión de rotura $\sigma_u = 577 MPa$ y un modulo $E = 205 GPa$ correspondientes al material base, se tiene que:

Estimación del umbral de propagación de fisuras largas, para $R = 0.1$:

$$\Delta K_{th0.1} = -0,0021 \cdot (577MPa) + 8,4 \quad (5.3)$$

$$\Delta K_{th0.1} = 7,1883MPa \cdot (m)^{1/2} \quad (5.4)$$

Estimación del ΔK_{thEff} por medio de la expresión propuesta por Wasén y Heier [14]

$$\Delta K_{ThEff} = 1,64 \cdot 10^{-2} \cdot (205GPa) \quad (5.5)$$

$$\Delta K_{ThEff} = 3,362MPa \cdot (m)^{1/2} \quad (5.6)$$

Obteniéndose así una curva aproximada a partir de la aproximación propuesta por Döker [15] y que permite estimar el ΔK_{thR} en función del R para el caso en estudio (figura 5.4).

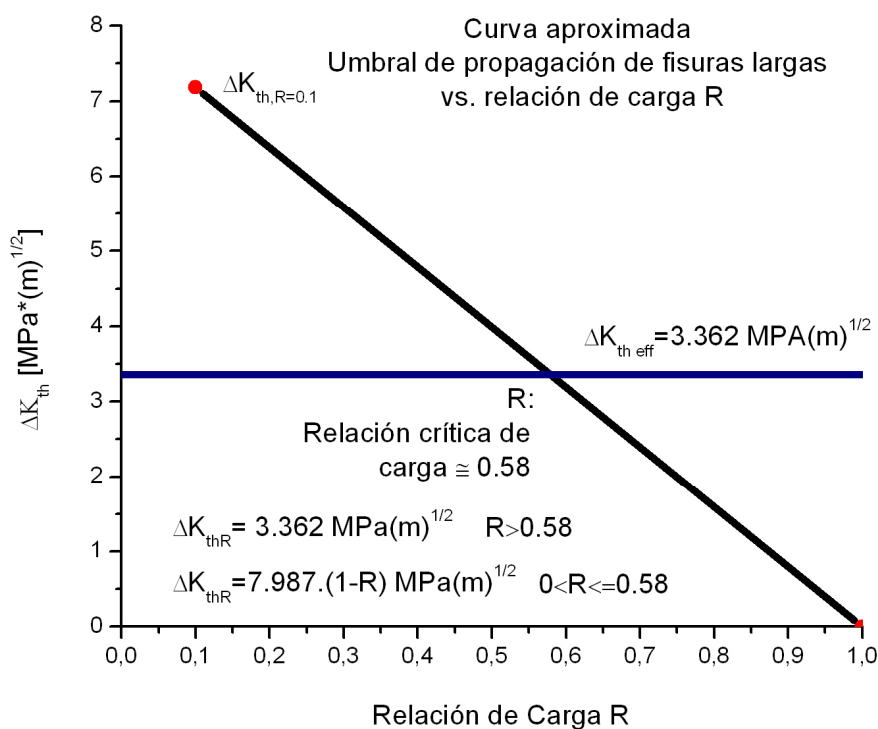


Figura 5.4: Curva aproximada que relaciona el parámetro ΔK_{thR} con el R aplicado para el material bajo estudio.

Estimación del límite de fatiga plano,

$$\sigma_{eR=-1} \cong 0.5 \cdot (577MPa) \quad (5.7)$$

$$\sigma_{eR=-1} \cong 288MPa \quad (5.8)$$

Hasta aquí se han obtenido gran parte de los parámetros requeridos por la metodología para la predicción del comportamiento a fatiga de las uniones bajo estudio. A continuación se lleva a cabo la estimación de las curvas de fuerza impulsora para las uniones en condición as-welded y con amolado de talón.

5.4.2. Estimación de la fuerza impulsora aplicada ΔK

La fuerza impulsora aplicada, ΔK , se relacionada con el rango nominal de tensión aplicada $\Delta\sigma_n$, y con la longitud de fisura a , a través de la expresión 3.6, capítulo III en la cual el parámetro Y es función del tamaño de la fisura, de la geometría del componente y del tipo de carga aplicado. Para la estimación del ΔK en función de la longitud de fisura a se utiliza la expresión 3.7 que es una función de peso obtenida para una placa finita con una fisura pasante y sometida a cargas longitudinales.

Esta expresión requiere del campo de tensiones presente en la unión a lo largo del camino estimado de propagación de la fisura $\sigma_{yy}(x)$. Para su cálculo se realizaron modelos numéricos bidimensionales implementados en el programa ABAQUS, (figuras 5.5 y 5.6) utilizando elementos cuadrados cuadráticos de tipo CPS8M con un tamaño de malla aproximado de $30 \mu m$ en la zona de medición, encontrándose estos modelos desarrollados en detalle en el ANEXO F.

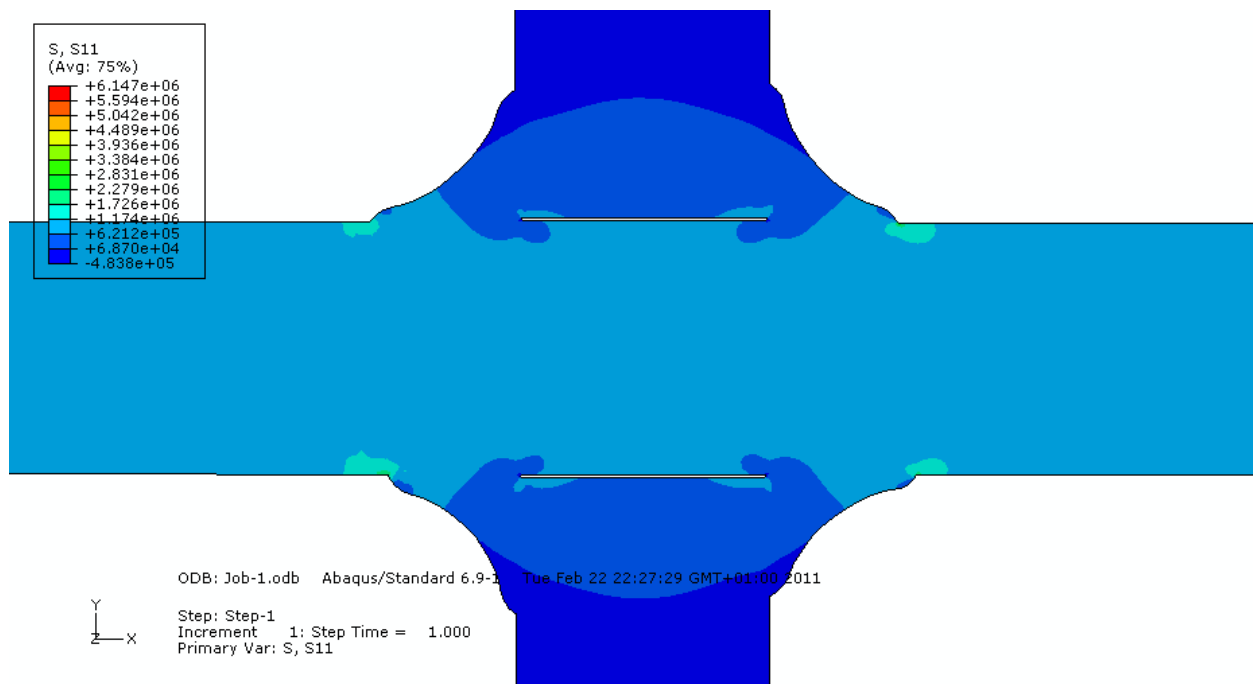


Figura 5.5: Modelo numérico implementado para la junta cruciforme en condición as-welded.

Los acuerdos entre el talón de soldadura y el material base fueron modelados con vértices agudos. Aquí se introduce el concepto de “radio de acuerdo”, (ANEXO B, figura b.1) que se define como la curvatura existente en el vértice resultante de la unión del material base con el talón de soldadura. Este último puede ser considerado como nulo, radio $\rho=0$, correspondiendo esta suposición a la situación teórica más desfavorable. Al considerar radios de acuerdo nulos, el rango de tensiones alcanzado en la zona cercana a la singularidad tiende al infinito. En relación a este problema es importante considerar que las tensiones en superficie no son realmente necesarias ya que las tensiones consideradas para el cálculo son aquellas que se encuentran a profundidades equivalentes al tamaño de defecto supuesto como inicial y que usualmente es superior a 0,1mm.

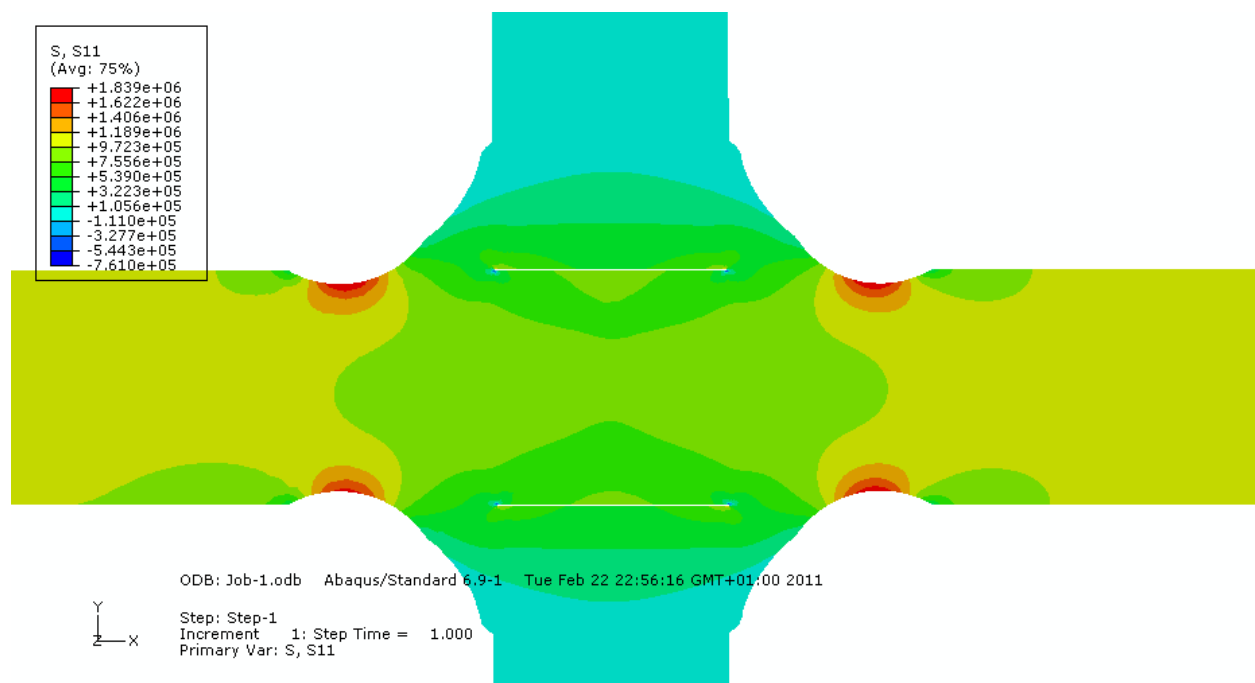


Figura (5.6): Modelo numérico implementado para la junta cruciforme con talón amolado.

Las estimaciones fueron realizadas para una relación de carga $R=0,1$ que es la utilizada en los ensayos experimentales realizados por Zhang y Maddox, pero considerando en forma adicional la presencia de tensiones residuales del orden de la mitad de la tensión de fluencia del material base, quedando una relación de carga aplicada R efectiva de alrededor de 0.4. En la figura 5.7 se observan las curvas de fuerza impulsora obtenidas para la junta cruciforme en condición as-welded y con amolado de talón en función del tamaño de defecto existente.

Para el caso de las uniones en condición as-welded, las estimaciones fueron realizadas considerando un tamaño de defecto inicial de $200 \mu\text{m}$ (correspondiente a una soldadura de calidad estándar), presentándose en el gráfico la curva del ΔK aplicado correspondiente al límite

de fatiga calculado para este caso. En el punto de intersección existente entre la curva del umbral de propagación ΔK_{th} , y la curva del ΔK aplicado correspondiente al límite de fatiga mencionado se presenta una condición particular. La fuerza impulsora disponible para la propagación de un defecto existente, (expresión 3.8), toma valor cero por lo que la fisura considerada como existente no dispone de energía para propagar. Por lo tanto, este punto es de gran importancia dado que para la geometría en estudio, el material utilizado y las condiciones de carga supuestas muestra la condición límite entre una fisura propagante y no propagante.

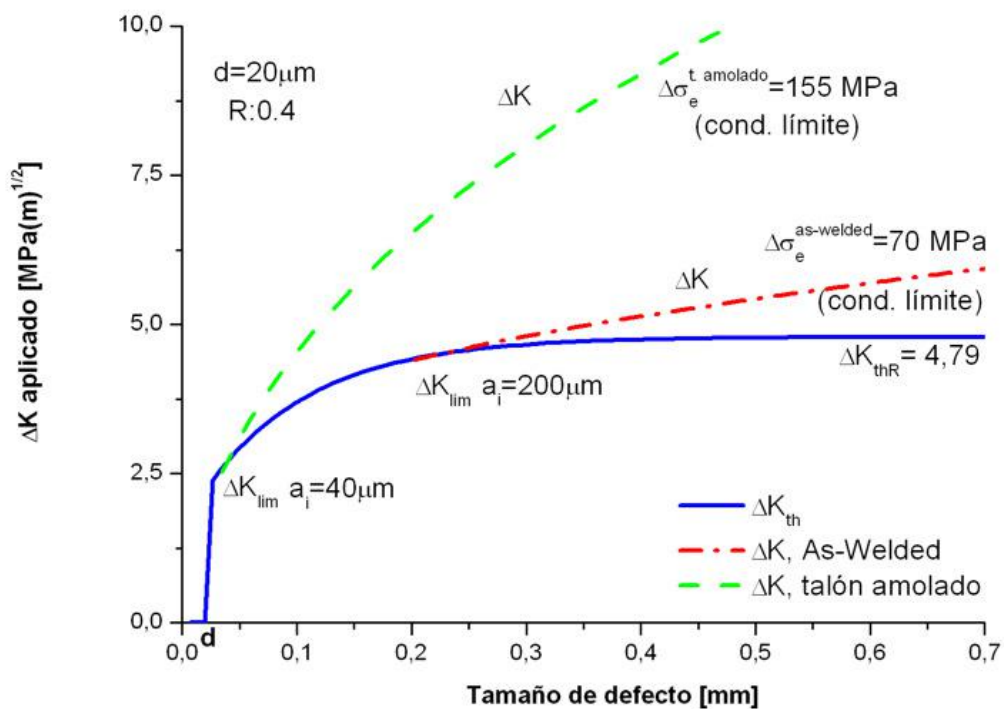


Figura 5.7: Curvas de ΔK aplicada, ΔK_{lim} , y umbral de propagación ΔK_{th} , estimados para la juntas cruciformes en condición as-welded y con amolado de talón.

Para las condiciones analizadas, si la unión en condición as-welded es sometida a un rango de tensiones aplicado de 70 MPa, aquellos defectos que estén presentes al momento de la puesta en servicio y cuyo tamaño sea menor que el definido como crítico no propagarán o, en caso de hacerlo, se arrearán. Si el tamaño de defecto inicial presente en la unión es mayor a los $200 \mu m$, la energía disponible, y por ende su velocidad de propagación, será equivalente la diferencia entre el umbral ΔK_{th} y el ΔK aplicado.

Para el caso de las juntas cruciformes con amolado de talón, en la figura 5.7 se observa también la curva de la fuerza impulsora aplicada ΔK correspondiente al límite de fatiga σ_e , estimado para esta geometría en 155 MPa. Las estimaciones fueron realizadas considerando un

tamaño de defecto inicial de $40 \mu\text{m}$ y una relación de carga aplicada R efectiva de 0,4, (igual a la utilizada en las uniones en condición as-welded). Dado que por medio del proceso de amolado fueron eliminados los defectos introducidos por la soldadura, hecho confirmado por las inspecciones realizadas por Zhang y Maddox en sus muestras, se tomó un tamaño de defecto inicial de dos veces el tamaño de grano del material base con el objeto de realizar un cálculo conservativo. Al igual que para la unión sin amolado, en la figura se presenta un punto de intersección entre la curva del ΔK correspondiente al rango de tensión aplicada del límite de fatiga y la curva del umbral ΔK_{th} . A diferencia del caso anterior, el tamaño de defecto es muy pequeño, pero obsérvese que la fuerza impulsora disponible para defectos de tamaños cercanos a los $40 \mu\text{m}$ es pequeña, por lo que su velocidad de propagación sería baja.

5.4.3. Estimación de curvas S-N

El número de ciclos a fatiga es estimado a partir de la integración de una versión modificada de la ley de Paris, (expresión 3.8, capítulo III), donde se reemplazan las expresiones obtenidas previamente para el ΔK_{th} y el ΔK aplicado.

Zhang y Maddox utilizaron para sus estimaciones dos tamaños de defecto iniciales de $0,15 \times 0,36 \text{mm}$ y $0,2 \times 0,8 \text{mm}$. Para la estimación de las curvas $\Delta S - N$ se calculó el parámetro Y correspondiente a estos casos tomando un valor de 0,89 y 1,05 respectivamente, obtenidos a partir de [16]. En la figura 5.8 se observan las curvas $\Delta S - N$ estimadas para las juntas cruciformes en condición as-welded y con amolado de talón junto con los resultados experimentales obtenidos por Zhang y Maddox además de la curva de clase F con el 50% de supervivencia correspondiente a las uniones en condición as-welded y resultados previos publicados por Booth [104] para juntas en T con talón amolado. El número de ciclos hasta la falla de la unión para los distintos rangos de tensiones fue considerado como aquel necesario para propagar una fisura desde el tamaño de defecto inicial supuesto en cada caso, ($200 \mu\text{m}$ as-welded, $40 \mu\text{m}$ talón amolado) hasta la mitad del espesor de las placas soldadas.

Las estimaciones obtenidas para las juntas cruciformes en ambas condiciones (as-welded, talón amolado), presentan muy buen ajuste con los resultados experimentales publicados por Zhang y Maddox. Para vidas a fatiga por debajo de $1 \cdot 10^6$ ciclos, predicen resultados similares a los pertenecientes a la clase F al 50% de probabilidad de falla, (BS 7608), y para el caso de las juntas amoladas presentan la misma tendencia que los resultados publicados por Booth [4].

Para vidas a fatiga de altos ciclos ($>10^6$ ciclos).se observan diferencias importantes con los resultados obtenidos por Zhang y Maddox. Estos autores consideran a aquellas uniones con

vidas a fatiga por encima de los $1 \cdot 10^6$ ciclos como “run outs” no pudiendo justificar este comportamiento e indicando que puede atribuirse a que la etapa considerada como de iniciación requirió de un mayor número de ciclos.

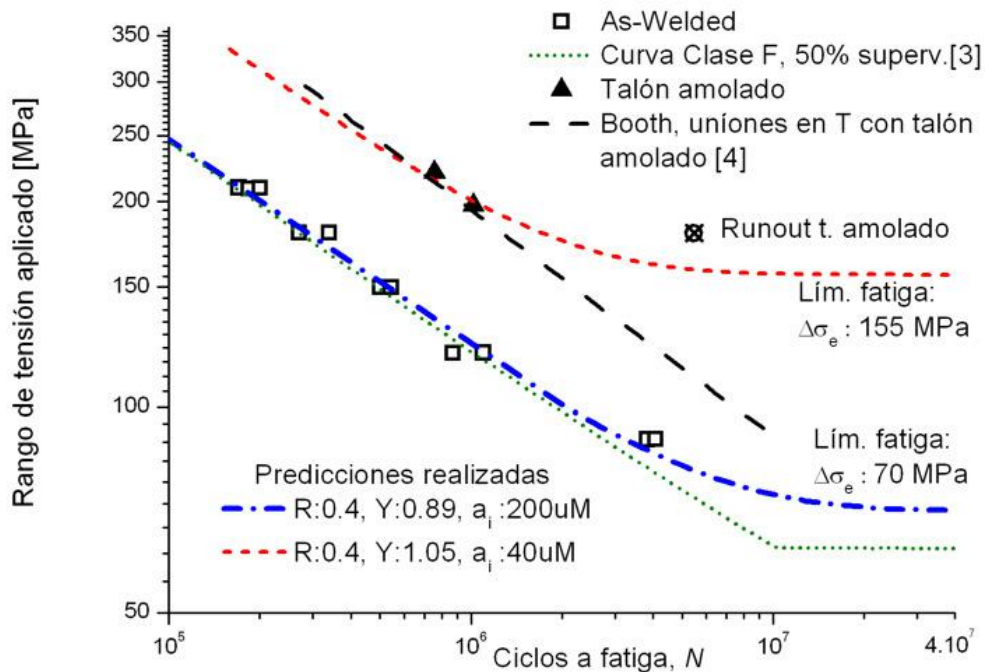


Figura 5.8: Curvas $\Delta S - N$ estimadas para las juntas cruciformes en condición as-welded y con amolado de talón.

A diferencia de las estimaciones presentadas por Zhang y Maddox, los resultados obtenidos de la aplicación de la metodología en estudio permiten estimar y definir la existencia de límites de fatiga para cada configuración. Se observa también que las predicciones resultantes de la metodología empleada muestran que las uniones con el amolado de talón presentan una resistencia a fatiga mucho mayor que sus pares en condición as-welded resultando esto en concordancia con lo observado experimentalmente.

5.5. Análisis de resultados

A partir de resultados publicados por Zhang y Maddox se logró implementar una metodología completa para la predicción de la vida a fatiga de juntas cruciformes en condición as-welded y con amolado de talón. Las predicciones obtenidas presentaron muy buen ajuste con los resultados experimentales observados por los autores.

Del análisis efectuado se observa que la metodología aplicada ha permitido obtener una serie de condiciones límite para ambas configuraciones analizadas, pudiéndose definir tamaños de fisura propagantes y no propagantes y mostrándose la existencia de rangos de tensión límite, por debajo de los cuales las uniones presentarían vida infinita.

En las estimaciones realizadas para las curvas $\Delta S - N$ se consideraron defectos iniciales con la misma relación de aspecto que la empleada por Zhang y Maddox obteniéndose buen ajuste con los resultados experimentales.

Las curvas $\Delta S - N$ presentan buen ajuste incluso para vidas a fatiga por encima de $1 \cdot 10^6$ ciclos, pudiendo explicar el porque de aquellos resultados que Zhang y Maddox solo consideraron como “run outs” y asociaron a la existencia de una importante etapa de iniciación de fisuras.

5.6. Referencias del capítulo

- [1] Yan-Hui Zhang, S.J.Maddox, Fatigue life prediction for toe ground welded joints, *International Journal Of Fatigue*, 31, 2009, pp 1124-1136.
- [2] F.V.Lawrence, R.J.Mattos, Y. Higashida, J.D.Burk, Estimating the fatigue crack initiation life of welds. In: Hoepfner DW, editor. *Fatigue testing of weldments*, ASTM STP 648. American Society for Testing and Materials; 1978. p. 134–58.
- [3] BS 7608. *Fatigue design and assessment of steel structures*. British Standards Institution, London; 1993.
- [4] Booth GS. Improving the fatigue strength of welded joints by grinding – techniques and benefits. *Metal Constr* 1986;18(7):432–7.
- [5] P.J.Haagensen, IIW’s round robin and design recommendations for improvement methods. In: Maddox SJ, Prager M, editors, *Proc. Of international conference on performance of dynamically loaded welded structures*, IIW 50th Annual Assembly Conference; 1997, p. 305–16.
- [6] S.J.Maddox, *A fracture mechanics analysis of the fatigue strength of welded joints*. PhD Thesis, University of London; 1972.
- [7] J.Samuels, L.Dahlberg, *Fracture mechanics design of welded joints: review and practical applications*. In: Maddox SJ, editor, *Proc. of the international conference on fatigue of welded construction*, Brighton; 1987. p. 265–74.
- [8] J.Morrow, *SAE Fatigue design handbook*, Graham F, editor; 1968. p. 21– 30.
- [9] T.Lassen, N.Recho, *Fatigue life analysis of welded structures*, ISTE Ltd.; 2006.

- [10] C.A.Moura-Branco,E.C.Gomes, Development of fatigue design curves for weld improved joints. In: Marquis G, Solin J, editors, Fatigue Design 1995, vol. III, VTT Symposium 157, Helsinki, Finland; 1995, p. 9–20.
- [11] E.G.Signes, R.G.Baker,J.D.Harrison, F.M.Burdekin, Factors affecting the fatigue strength of welded high strength steels. Br Weld J 1967;14:108–16.
- [12] BS 7910. Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures (Incorporating Amendment 1). British Standards Institution, London; 2005.
- [13] M.D.Chapetti, H.Miyata, T.Tagawa, T.Miyata, M.Fujioka, Fatigue strength of ultra-fine grained steels, Materials Science and Engineering, 2004, A381, pp. 331-336.
- [14]J.Wasén, E.Heier, Fatigue crack growth threshold, the influence of Young’s modulus and fractura surface roughness. International Journal Of Fatigue, 1998, Vol 20, 10, pp 737 – 742,
- [15] H.Döker, Fatigue crack growth threshold: implications, determination and data evaluation, International Journal Of Fatigue, 1997, Vol. 19, pp. S145-S149.
- [16] Y. Murakami,Stress Intensity Factors Handbook, 1987,. The Society of Materials Science, Pergamon Press, Oxford, England.

Capítulo VI

Metodología de análisis fractomecánico para la estimación del comportamiento a fatiga de uniones soldadas

Propuesta

6.1. Introducción

En base a los estudios realizados y a los resultados obtenidos se propone la siguiente metodología de análisis para la estimación del comportamiento a fatiga de uniones soldadas, la cual se basa en la teoría de la Mecánica de Fractura Lineal Elástica (MFLE). A continuación se detallan además los datos necesarios para el análisis, y métodos simplificados para la estimación de propiedades mecánicas básicas en caso de no poder cuantificarlas por medio de ensayos estandarizados

6.2. Método fractomecánico integral: Propuesta

El método integral propuesto se basa conceptualmente en la curva de resistencia esquematizada en la figura 6.1. La fuerza impulsora efectiva resulta de la diferencia entre el rango del factor de intensidad de tensiones ΔK , y el umbral de propagación de fisuras por fatiga ΔK_{th} , ambos funciones de la longitud de fisura. Como puede verse en la figura 6.1, el método incluye el rango de fisuras cortas en su totalidad.

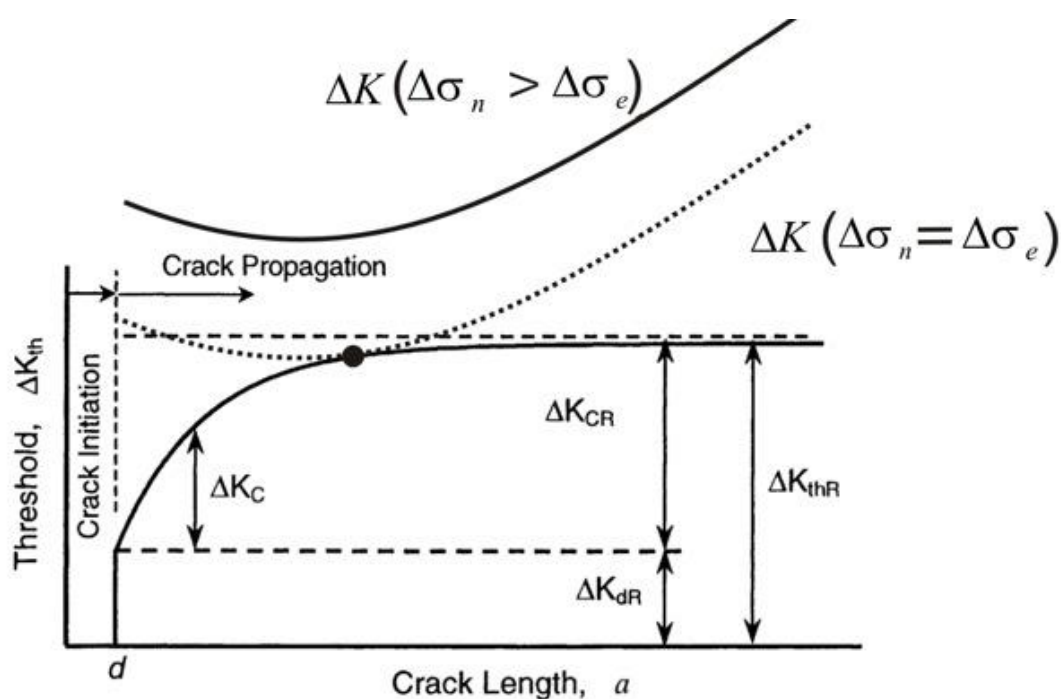


Figura 6.1: Base conceptual de la metodología de análisis fractomecánico. Curva de resistencia.[1]

Conocidos los valores de ΔK y ΔK_{th} puede estimarse la velocidad de propagación de fisuras por fatiga en función de la longitud de la fisura utilizando una expresión de Paris modificada que contemple ambas curvas, como la siguiente:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (6.1)$$

Donde C y m son constantes del material en el que se produce el fenómeno de daño.

6.2.1 Estimación del umbral de propagación ΔK_{th}

Para la estimación del umbral de propagación de fisuras por fatiga en función de la longitud de fisura se propone utilizar el modelo propuesto por Chapetti [1] aunque pueden implementarse otros disponibles, (El Haddad, McEvily, Akiniwa, etc) [2-4].

El modelo de Chapetti propone la siguiente expresión para el cálculo del ΔK_{th} :

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{dR} + (\Delta K_{thR} - \Delta K_{dR}) [1 - e^{-k(a-d)}] = Y \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi a} \quad a \geq d \quad (6.2)$$

donde:

$$\Delta K_{dR} = Y \Delta \sigma_{eR} \sqrt{\pi d} \quad (6.3)$$

$$k = \frac{1}{4d} \left(\frac{\Delta K_{dR}}{\Delta K_{thR} - \Delta K_{dR}} \right) \quad (6.4)$$

Para poder aplicar este modelo son necesarios los siguientes datos del material donde tiene lugar el proceso de daño:

- el límite de fatiga σ_e para la relación de carga R estudiada
- el umbral de propagación de fisuras largas ΔK_{thR} , para la relación de carga estudiada
- el tamaño microestructural d .

Estas propiedades pueden ser cuantificadas mediante el desarrollo de ensayos estandarizados (ASTM E466, E647 y E112, o similares), o pueden ser estimados siguiendo los procedimientos propuestos al final de este capítulo.

6.2.2. Estimación de la fuerza impulsora aplicada ΔK

El término ΔK contempla la fuerza impulsora aplicada en el vértice de la fisura a medida que esta va aumentando su tamaño. Puede ser estimada ya sea por medio de cálculos realizados por elementos finitos, la utilización de expresiones paramétricas o la aplicación de funciones de peso óptimas para los casos analizados. A modo de ejemplo se propone la estimación del ΔK aplicado en función del tamaño de defecto a haciendo uso de la siguiente función de peso:

$$\Delta K = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^a \left\{ \frac{\Delta \sigma_{yy}(x)}{\sqrt{a}} \left[\frac{3.52 \left(1 - \frac{x}{a}\right)}{\left(1 - \frac{a}{t}\right)^{3/2}} - \frac{\left(4.35 - 5.28 \frac{x}{a}\right)}{\left(1 - \frac{a}{t}\right)^{1/2}} + \frac{\left(1.3 - 0.3 \left(\frac{x}{a}\right)^{3/2}\right)}{\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}} + 0.83 - 1.76 \frac{x}{a} \right] \left(1 - \left(1 - \frac{x}{a}\right) \frac{a}{t}\right) \right\} dx \quad (6.5)$$

En donde:

a = tamaño del defecto, [m]

t = espesor del material en el que propaga la fisura, [m]

$\Delta \sigma_{yy}(x)$ = Campo de tensión perpendicular al camino supuesto de propagación de la fisura y dependiente del rango de tensión nominal aplicado a la configuración en estudio. [MPa] Este dato puede ser obtenido mediante modelos de elementos finitos de la unión analizada, considerando en forma conservativa talones de soldadura con radios de acuerdo nulos.

6.3. Aplicaciones

6.3.1. Predicción de vida a fatiga, N, en función de la tensión nominal aplicada $\Delta \sigma$

(Curva $\Delta \sigma$ -N)

Como resultado de la estimación de las curvas de ΔK y del ΔK_{th} se obtendría una gráfica similar a la esquematizada en la figura 6.2.

Para una determinada unión soldada, de la cual se conoce su estado de carga, su micro y macro geometría y las propiedades de sus materiales, se puede estimar su comportamiento a fatiga bajo un determinado rango de tensiones nominal aplicado $\Delta \sigma$, aplicando la expresión 6.2.

Los pasos a seguir serán entonces:

- Definir el tamaño de defecto inicial con el cual se quiere realizar la estimación a_i . Esto dependerá del tamaño de defecto máximo medido, estimado o supuesto.

- Definir el tamaño de defecto final a_f considerando que el mismo implica la condición de falla de la unión o componente en estudio,
- Estimar la curva del umbral ΔK_{th} utilizando la expresión 6.2,
- Estimar la curva de la fuerza impulsora aplicada ΔK para la unión estudiada en función del rango de tensiones nominal aplicado, $\Delta\sigma$, según 6.4,
- Integrar la ecuación 6.1 entre a_i y a_f , obteniéndose de esta forma el número de ciclos N correspondiente a la vida a fatiga de la unión en función de la tensión nominal aplicada. Para esto es necesario conocer los parámetros C y m correspondientes al material donde se produce el fenómeno de daño.

Se obtendría así una curva $\Delta\sigma$ -N correspondiente a la unión analizada, como la que se muestra en la figura 6.3.

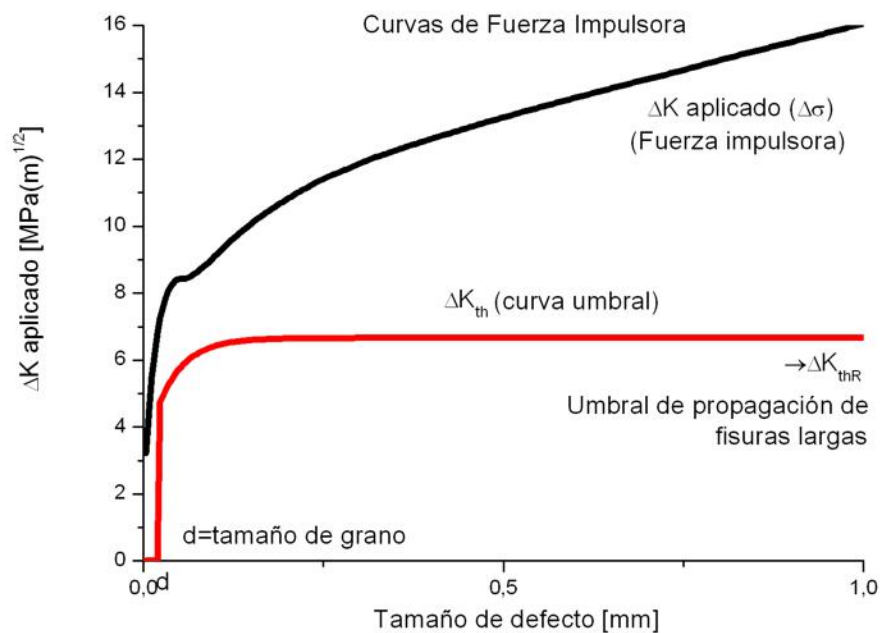


Figura 6.2: Esquema de las curvas de fuerza impulsora que deberían obtenerse

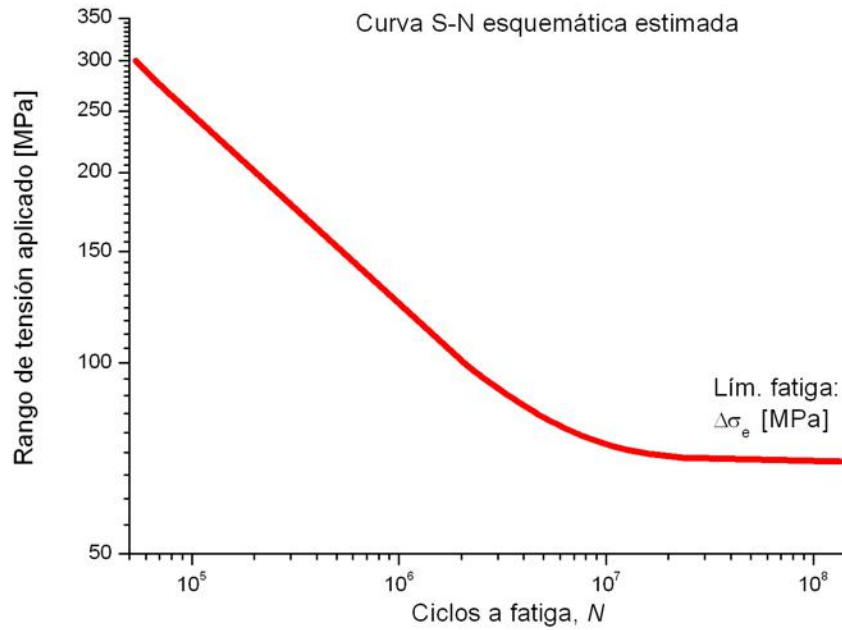


Figura 6.3: Curva $\Delta S - N$ esquemática obtenida

6.3.2. Análisis de la condición umbral. Límite de fatiga de la unión

La metodología propuesta permite además analizar en detalle la condición umbral, es decir, la condición para la cual se obtiene el límite de fatiga de la unión estudiada. Permite analizar el papel que juega en esta definición los diferentes parámetros que intervienen, como el tamaño de defecto, las condiciones geométricas, las propiedades del material etc.

Para la estimación de la condición umbral (límite de fatiga) se debe encontrar la tensión nominal aplicada mínima para la cual la curva del ΔK aplicado es mayor que el ΔK_{th} umbral en todo el rango de fisuras analizado, tal como se observa en la figura 6.1

En el caso de que la condición de tangencia de las curvas ΔK y ΔK_{th} se de para una longitud de fisura mayor que la longitud de fisura inicial considerada a_i , podrá obtenerse además la ocurrencia de fisuras no-propagantes para tensiones nominales aplicadas iguales o menores que la correspondiente al límite de fatiga.

6.4. Conjunto de variables microestructurales requeridas

En la tabla 6.1 se indican las variables requeridas para la aplicación de la metodología propuesta juntos con las normas que permiten obtenerlas. En aquellos casos que las variables indicadas no puedan medirse se pueden aplicar las estimaciones propuestas en la tabla 6.2

Variable	Descripción
Tamaño de grano "d" d	Es el tamaño de grano del material en el cual propaga la fisura. Puede ser medido bajo norma ASTM E112-96R04
Relación de carga aplicada efectiva, R R	La relación de carga aplicada efectiva R se estima como el cociente entre la tensión máx. y mín. aplicada a la unión y considerando las tensiones residuales presentes en la misma por medio de la siguiente expresión: $R = \frac{\sigma_{\min} + \sigma_{res}}{\sigma_{\max} + \sigma_{res}}$ Las tensiones residuales deberán ser medidas en superficie en la zona cercana al acuerdo del talón de soldadura pudiendo ser medidas bajo norma ASTM E837-01E01
Tamaño de defecto inicial a_i	Representa el tamaño de defecto existente al momento de la puesta en servicio de la unión soldada pudiendo asignarsele también el tamaño de defecto supuesto a partir del cual se realizarán las estimaciones. Si se lo considera como tamaño de defecto existente en la unión deberá ser medido por metalografía o métodos adecuados.
Umbral de propagación de fisuras largas ΔK_{thR}	El umbral de propagación de fisuras largas en función de la relación de carga aplicada puede ser medido bajo la norma ASTM E647-00
Límite de fatiga plano $\Delta \sigma_{eR}$	Es el límite de fatiga del material utilizado obtenido a partir de una probeta perfectamente pulida para la relación de carga R estudiada. Puede ser medido bajo la norma ASTM E466-96

Tabla 6.1: Variables requeridas para la aplicación de la metodología propuesta.

Variable	Descripción
<p>Límite de fatiga plano</p> $\Delta \sigma_{eR}$	<p>Es el límite de fatiga del material utilizado obtenido a partir de una probeta perfectamente pulida. Se lo puede estimar como:</p> $\Delta \sigma_{eR} \cong 0.5 \sigma_u$ <p>para R=-1, luego deberá ser corregido por Goodman para la relación de carga a la cual es sometida la unión bajo estudio</p>
<p>Umbral de propagación de fisuras largas</p> ΔK_{thR}	<p>Para el cálculo de este umbral se necesita conocer la tensión de rotura del material utilizado σ_u y su módulo E aplicandose la metodología propuesta en el ANEXO I</p>

Tabla 6.2: Estimaciones alternativas para aquellos caso en que no se puedan medir las variables requeridas.

En aquellos casos en los que no se disponga de la tensión de rotura del material utilizado σ_u , esta puede ser estimada a través de mediciones de dureza por medio de la siguiente relación:

<p>Tensión de rotura del material</p> σ_u	<p>Es la tensión de rotura del material en el cual se supone se encuentra el camino de propagación de la fisura. Si no se dispone de la misma, se la puede estimar a partir de una medición de dureza por medio de la siguiente relación:</p> $\sigma_u \approx 3.26 H_v$
--	---

6.5. Referencias del capítulo

- [1] M.D.Chapetti, J.Belmonte, T.Tagawa, T.Miyata, An integrated fracture mechanics approach to analyze the fatigue behaviour of welded joints. Science and Technology of Welding and Joining. , v.9, n.5, p.430 - 439, 2004.
- [2] M.H.El Haddad, T.H.Topper, K.N.Smith, Prediction of non propagating cracks, Engineering Fracture Mechanics, 11, 1979, pp 573-584.
- [3] A.J.McEvily, K.Minakawa, On crack closure and the notch size effect in fatigue, Engineering Fracture Mechanics, 28, 1987, pp 519-527.

[4] Y.Akiniwa, K.Tanaka, Prediction of fatigue limits of engineering components containing small defects, Fatigue Crack Growth Thresholds, Endurance Limits and Design. ASTM STP 1372, L.C.Newman, R.S.Piasek, American Society of Testing and Materials, 2000.

Capítulo VII

Conclusiones

El propósito de este trabajo de tesis fue contribuir con el desarrollo y propuesta de una metodología integral para la predicción del comportamiento a fatiga de uniones soldadas. La metodología se basa en el concepto de curva de resistencia y se fundamenta en la mecánica de fractura lineal elástica (MFLE). Las predicciones que esta metodología permite realizar no son el resultado de una aproximación empírica sobre un conjunto de resultados experimentales, sino predicciones teóricas basadas en la MFLE a partir de datos de variables geométricas, mecánicas y microestructurales de la junta analizada.

En primer término este trabajo presenta una revisión de los enfoques actuales utilizados para la estimación de la vida a fatiga de uniones soldadas, encontrándose entre ellos aquellos empleados por recomendaciones internacionales y de uso más común en la industria. Se observa que estas metodologías se basan en resultados empíricos obtenidos a partir de una gran colección de ensayos experimentales y que en general no pueden explicar los comportamientos observados en la práctica para la vida a fatiga de altos ciclos en uniones soldadas.

Luego, se desarrolla la implementación práctica de una metodología desarrollada previamente para la estimación de la vida a fatiga de altos ciclos en componentes metálicos, aplicándola en uniones soldadas que representan uno de casos más difíciles de analizar por la cantidad de variables involucradas en el proceso. La metodología, previamente validada en un conjunto de análisis teóricos, se implementa y valida en este trabajo de tesis sobre uniones soldadas reales, para lo cual se ha desarrollado e implementado una técnica de monitoreo de fisuras que permite detectarla en forma muy temprana.

Se desarrollan en laboratorio ensayos de fatiga de altos ciclos sobre uniones soldadas a tope confeccionadas en chapas de acero A36 de distintos espesores con el objeto de disponer de información precisa para la validación de la metodología basada en MFLE y que sirve de base para la propuesta práctica presentada en este trabajo de tesis. Las técnicas implementadas en estos ensayos permitieron obtener información de la vida a fatiga de estas uniones bajo condiciones controladas monitoreándose en forma precisa el crecimiento y propagación de fisuras iniciadas por fatiga en los talones de soldadura.

Es importante remarcar que se ha logrado implementar en forma exitosa un sistema completo de detección y monitoreo de la propagación subcrítica de fisuras iniciadas por fatiga en talones de soldadura, y que está empezando a utilizarse con mucho éxito en otras aplicaciones complejas donde es necesario monitorear fisuras tridimensionales. Los trabajos desarrollados involucraron el proyecto completo, (cálculo, diseño, construcción, programación y calibración)

de un sistema autónomo basado en PC para el monitoreo de las fisuras antes mencionadas y capaz de detectar fisuras tan pequeñas como de $150\ \mu\text{m}$ de longitud. La sensibilidad y precisión lograda permitió verificar la exactitud de las predicciones obtenidas por la metodología en estudio.

La validación de esta propuesta para su empleo en uniones soldadas permitió el desarrollo de un conjunto de herramientas adicionales con el objeto de facilitar su aplicación para la propuesta de un procedimiento práctico aplicable a la industria.

Se propone una metodología práctica basada en MFLE para la predicción de la vida a fatiga de uniones soldadas en acero teniendo en consideración las propiedades microestructurales del material, la micro y macrogeometría de la unión soldada, las condiciones de carga reales y la presencia de defectos que son propios del proceso de soldadura, entre otras.

Estas variables no son consideradas por las herramientas de cálculo disponibles en la actualidad por lo que representa una mejora muy importante para las herramientas de cálculo de vida a fatiga de uniones soldadas. La alternativa propuesta posee el potencial adicional de ser capaz de explicar con sustento teórico una gran cantidad de fenómenos que no son explicados por las herramientas actuales y que incluso en algunas metodologías no son contemplados.

Finalmente se desarrollan también estimaciones de vida a fatiga sobre resultados publicados por Zhang y Maddox para juntas cruciformes, obteniéndose excelentes predicciones.

Del análisis realizado sobre la mejora de la vida a fatiga por medio del amolado de talón en uniones soldadas cruciformes no cargadas transversalmente se observa que la metodología fue capaz de predecir efectivamente la mejora observada experimentalmente justificando este hecho a partir de la energía disponible para la propagación de las fisuras en cada caso, (as-welded y con amolado de talón). A diferencia de los resultados normalmente publicados, la herramienta utilizada para el cálculo no solo predice correctamente sino que además justifica los resultados obtenidos. Permite además dar luz sobre históricas creencias sobre tendencias que nunca fueron demostradas, o fueron arraigadas como consecuencia de las simplificaciones utilizadas.

Como tareas futuras, y de acuerdo a los análisis realizados y a las conclusiones obtenidas, se espera seguir con algunos de los siguientes análisis complementarios que permitirán avanzar en el desarrollo de los modelos, metodologías, y teorías propuestas:

- Aplicación de la metodología propuesta a otras configuraciones documentadas en la bibliografía.
- Adaptación de la metodología para su aplicación a uniones realizadas en materiales no ferrosos, (Al, Ti, etc.)

- Análisis de la influencia de la distribución de tensiones residuales en la definición en la condición umbral
- Inclusión de la influencia del gradiente microestructural en la estimación del umbral de propagación en función de la longitud de fisura
- Modificación de la metodología para ser aplicada a configuraciones con penetración incompleta.
- Propuestas alternativas para la ecuación de propagación de fisuras por fatiga (ecuación de Paris modificada)

ANEXO A

Herramientas de la mecánica de fractura aplicadas al estudio de la propagación de fisuras por fatiga mecánica

A.1. Introducción

A través de la fractura por fatiga se logra explicar la mayoría de las fallas en servicio presentadas por una gran cantidad de estructuras y componentes ingenieriles, ya sea como resultado de la aplicación de cargas mecánicas puras o de su aplicación bajo condiciones de altas temperaturas o en presencia de medios agresivos entre otros casos.

La fatiga mecánica se puede definir como la fractura progresiva de los materiales debido al crecimiento de defectos bajo la aplicación de tensiones que varían en forma cíclica y puede ser clasificada en los siguientes fenómenos discretos pero relacionados [1-3]: (1) daño cíclico inicial en forma de endurecimiento o ablandamiento cíclico, (2) creación de defectos microscópicos iniciales, (iniciación de microfisuras), (3) coalescencia de estas microfisuras hasta formar un defecto de tamaño detectable, (crecimiento de microfisuras), (4) posterior propagación de estos defectos, (crecimiento de macrofisuras), y por último (5) inestabilidad o falla del componente.

La diferencia entre el período de iniciación y propagación de fisuras por fatiga es una definición desde un punto de vista tecnológico mas que físico. Se ha observado que la propagación de microfisuras comienza muchas veces con el primer ciclo de carga por lo que desde un punto de vista ingenieril las tres primeras etapas pueden ser consideradas como iniciación de macrofisuras. Los defectos presentes en las uniones soldadas, tales como inclusiones de escoria o gases atrapados pueden actuar como fisuras iniciales por lo que la etapa de iniciación puede ser muy corta ya que estos defectos se encuentran desde el momento de puesta en servicio del componente soldado.

Bajo estos términos, la vida total a fatiga N puede ser definida como el número de ciclos necesarios para iniciar una microfisura N_i , y luego propagarla subcríticamente hasta la falla del componente N_p , quedando este período definido por la siguiente expresión:

$$N = N_i + N_p \quad (\text{A.1})$$

En el diseño a fatiga generalmente se utilizan datos de probetas ensayadas en laboratorio para predecir la vida de componentes en servicio mucho más complejos, y aquí es donde la distinción entre la iniciación y propagación se hace importante. Las aproximaciones

convencionales para el diseño a fatiga involucran la utilización de curvas $\Delta S - N$, (rango de tensión aplicado vs. número de ciclos), que representan la vida a fatiga resultante para una dada amplitud de tensión, o deformación. Estas curvas poseen ajustes para contemplar el efecto de la tensión media, las concentraciones de tensiones efectivas en entallas, la aplicación de cargas de amplitud variable, (haciendo uso de la regla de Miner), la aplicación de tensiones multiaxiales debido a determinados estados de carga y la utilización del componente en medios corrosivos entre otros [3]. Estas aproximaciones de vida total poseen una amplia aplicación en la industria y representan el diseño contra la iniciación de fisuras ya que la mayor parte de la vida a fatiga es empleada en la formación de una fisura de tamaño ingenieril.

Para el caso de estructuras cuya seguridad es crítica, especialmente aquellas con componentes soldados y remachados, el procedimiento de cálculo es diferente ya que en la etapa de diseño se tiene en consideración la presencia de defectos de tamaño máximo en el material. Bajo estas circunstancias la integridad de la estructura estará dada por la etapa de propagación de fisuras únicamente, y dado que el período de iniciación de fisuras será corto, la aplicación de un análisis basado en curvas de vida total $\Delta S - N$ puede llevar a sobreestimaciones riesgosas de la vida fatiga del componente.

Estas consideraciones han llevado a la adopción del concepto de "tolerancia al daño" en el cual la vida a fatiga se calcula en términos del tiempo o número de ciclos necesarios para propagar la fisura no detectable mas grande hasta la falla del componente. El tamaño inicial de fisura es estimado realizando evaluaciones no destructivas del componente o ensayos de probetas representativas, mientras que el tamaño final del defecto es definido en términos de la tenacidad a la fractura K_{IC} del material, la carga límite o algún otro criterio de aceptación.

La propagación de fisuras por fatiga es la consecuencia de la fisuración inestable dúctil periódica debido a las deformaciones plásticas revertidas y localizadas en la zona de proceso en el vértice de la fisura. Un modelo de análisis de la fisuración de aceros ferríticos contempla el tratamiento paulatino de la ductilidad del material en la zona de proceso debido al endurecimiento por trabajado, (que comprende la concentración y traba de dislocaciones). Esto produce la propagación dúctil o frágil momentánea hasta que el vértice de la fisura supera la zona agotada entrando en material virgen donde se arresta y vuelve a repetir el proceso. Bajo este análisis, la velocidad de propagación media estará dada por el tamaño y frecuencia de las propagaciones mencionadas. [1,3]

Si pudiera medirse la deformación plástica acumulada en la punta de la fisura, este registro podría representar una medida realista del daño por fatiga sufrido por el material en cada ciclo de carga. En forma general, la cantidad de deformación plástica será controlada por la deformación elástica del material adyacente, por lo que se estaría en presencia de un proceso

controlado por desplazamiento. Sería conveniente poder relacionar estas deformaciones con parámetros que dependan de la geometría y condiciones de carga del material. Para el caso de fisuras largas, que son aquellas que presentan crecimiento con bajos niveles de tensiones, pueden realizarse predicciones de extensión de fisuras en estructuras ingenieriles haciendo uso de los métodos convencionales de análisis de la Mecánica de Fractura Lineal Elástica, (MFLE), [1-3].

A.2. Herramientas de la Mecánica de Fractura

La aplicación de la mecánica de fractura parte de la caracterización de los campos locales de tensiones y deformaciones en la punta de la fisura. Esto se logra a través del análisis de la mecánica del continuo donde la forma funcional del campo singular local es determinada por medio de un factor escalar cuya magnitud es calculada a partir de un análisis completo de la carga aplicada y de la geometría. Si este análisis es realizado tomando como hipótesis un comportamiento lineal elástico del material entonces surge la mecánica de fractura lineal elástica.

Los tres modos de carga mas frecuentes para una fisura son: figura A.1: modo de apertura (modo I), modo de corte puro (modo II) y modo de deformación antiplana (modo III), [3]

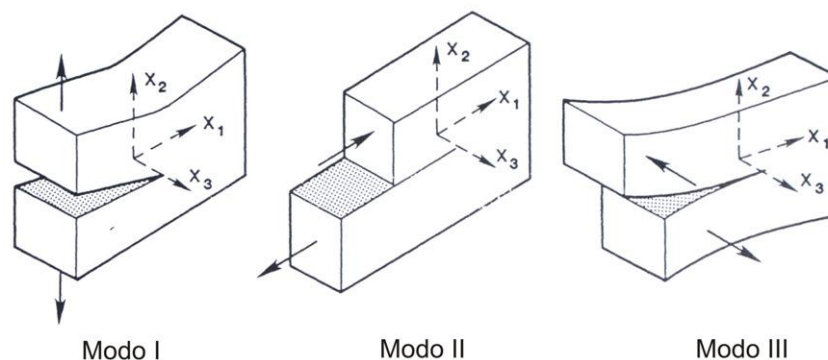


Figura A.1: Modos de carga de una fisura: modo de apertura (Modo I), modo de corte puro (Modo II) y modo de deformación antiplana (Modo III) [4]

Para el comportamiento lineal elástico de una fisura nominalmente estacionaria sometida a apertura por tracción (modo I, figura A.1) el campo local de tensiones en la punta de dicha fisura A puede caracterizarse en términos del K_I denominado "factor de intensidad de tensiones en modo I" [5,6].

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{ij}(\theta) + A(r^{1/2}) + \dots \quad (\text{A.2.a})$$

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K_1}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{ij}(\theta) \quad (\text{A.2.b})$$

En donde r es la distancia medida a partir de la punta de la fisura, θ es el ángulo polar medido desde el plano de fisura y f_{ij} es una función dimensional de θ (figura A.2). Existen también expresiones similares para fisuras bajo corte puro (modo II) y deformación antiplana (modo III).

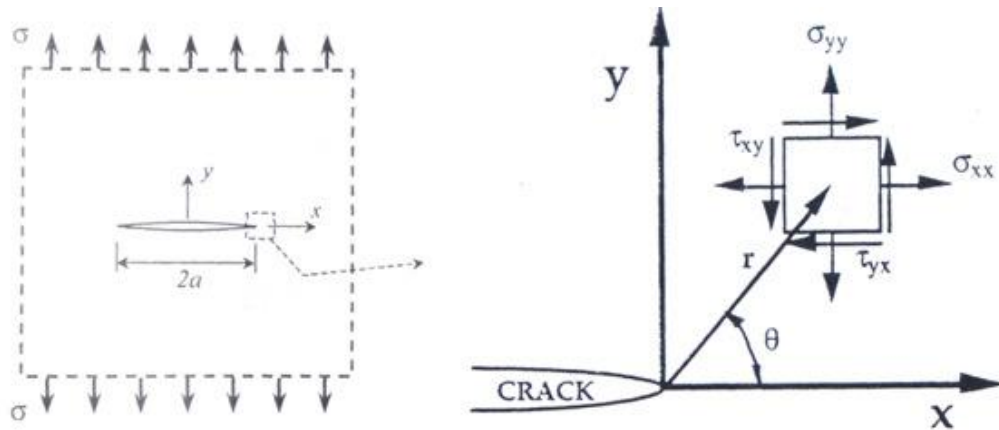


Figura A.2: Campo local de tensiones frente a la punta de una fisura cargada en modo I [4, 7]

Se han observado fisuras en modo II que propagan en modo mixto I/II pero que no son capaces de crecer mas de una distancia equivalente a dos o tres granos sin cambiar de dirección y adoptar la forma correspondiente al modo I. Se han encontrado fisuras en modo III en metales sometidos a altos niveles de tensiones cíclicas. El modo II es más fácilmente estudiado en probetas de torsión y se lo asocia con fluencia generalizada en la sección transversal [3,5]. De aquí en adelante se tratará con el K_1 y que se lo denominará simplemente K .

Se puede considerar que el campo definido por la ec.A.2.a domina el entorno de la punta de la fisura sobre una región cuyo tamaño es grande en comparación con la escala de deformación microestructural y los eventos de fractura involucrados. De este modo K puede ser considerado como un parámetro que caracteriza el campo local lineal elástico de tensiones presentes delante de una fisura, su forma mas general es la siguiente:

$$K = Y \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (\text{A.3})$$

En donde σ es la tensión aplicada remota, a es la longitud de fisura e Y es un factor geométrico que depende del tamaño de la fisura, la geometría del componente y el tipo de carga aplicado. [1,2,5,6,8]

Paris y Erdogan mostraron [1,2,5,6] que la velocidad de propagación de fisuras por fatiga puede ser relacionada con el factor de intensidad de tensiones ΔK a través de la siguiente expresión:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \quad (\text{A.4})$$

donde C y m son constantes que dependen del material y del medio y $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$, donde K_{\max} y K_{\min} son respectivamente los máximos y mínimos de K durante el ciclo de carga.

Es importante destacar que esta caracterización no requiere de un conocimiento detallado del comportamiento microscópico de los eventos de fractura por lo que el análisis es independiente del micromecanismo específico de avance de fisura.

La utilización del parámetro K para la descripción del campo de tensiones en la punta de la fisura presenta como limitación el hecho de que debe existir un estado de plasticidad en pequeña escala. De la expresión A.2.a se observa que si r tiende a cero, (a medida que nos acercamos a la punta de la fisura), las tensiones tienden a infinito. Sin embargo la realidad es que estas tensiones son limitadas por la presencia de deformación plástica frente a la punta de la fisura en una zona denominada "zona plástica" [9,10]. El cálculo de la extensión de esta zona (r_p) varía de acuerdo al modo de aplicación de las cargas y de la geometría del elemento. Existe una expresión desarrollada en primer término por Irwin y luego por Rice [9] para la estimación de r_p que se presenta a continuación:

$$r_p = \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{K}{\sigma_f} \right)^2 \quad (\text{A.5})$$

Donde K es el factor de intensidad de tensiones aplicado y σ_f es la tensión de fluencia del material.

Estos autores observaron que la relajación de tensiones en la zona plástica produce una distribución general de tensiones lo que aumenta la extensión de r_p y que puede ser considerado mediante un factor corrector que podría ser conservativamente igual a 2.

Si el tamaño de la zona plástica es pequeño en comparación con la extensión sobre la cual el campo de tensiones puede ser descrito por el primer término de la ec. A.2.a, (y en consecuencia por K) y por lo tanto es pequeño comparado con las demás tensiones del elemento, la zona plástica puede ser considerada como una perturbación en el campo lineal

elástico. De esta forma puede asumirse que K describe el campo de tensiones en la punta de la fisura.

La zona plástica es más compleja para el caso de carga cíclica. Si se sigue el análisis realizado por Rice para un sólido elástico perfectamente plástico solicitado en forma cíclica puede utilizarse la superposición de distribuciones de tensiones de carga y descarga para estimar la extensión de la misma. Durante el período de carga hasta K_{\max} se forma una zona plástica monótonica con una dimensión dada por:

$$r_{p\max} = \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_f} \right)^2 \quad (\text{A.6})$$

Sin embargo, a lo largo de la descarga desde K_{\max} hasta K_{\min} y suponiendo una distribución de descarga elástica con un rango máximo de $2\sigma_f$ se presentan tensiones de compresión de magnitud $-\sigma_f$ frente a la punta de la fisura. A esta región se la conoce como "zona plástica cíclica" la cual tiene un tamaño aproximado equivalente a la cuarta parte del de la zona plástica monótonica y que puede ser calculado por la siguiente expresión:

$$r_{pc} = \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{\Delta K}{2 \cdot \sigma_f} \right)^2 \quad (\text{A.7})$$

Las estimaciones hasta aquí desarrolladas involucran un número de suposiciones y limitaciones que deben ser tenidas en consideración. [9]. Es importante considerar que el análisis asume un estado de tensión plana y esto último es importante dado que tanto la zona plástica monótonica como la cíclica son mas pequeñas para deformación plana, (aprox. en un factor de tres), sin embargo, la relación r_{pc} / r_p es un invariante del estado de tensiones.

Estas estimaciones describen el ancho de la zona plástica a lo largo de la línea de fisura. La forma de esta zona es compleja y depende del estado tensional y la geometría del elemento en estudio. La dimensión mas grande de la zona plástica se encuentra generalmente a lo largo de una línea que forma un ángulo de aproximadamente 70 grados con el plano de la fisura, (figura A3), [4,12]. Pero hay que destacar que el ancho a lo largo de la línea de la fisura es una dimensión útil y fácilmente medible y que la deformación plástica a lo largo de esta línea es particularmente importante para asegurar un avance continuo de la punta de la fisura.

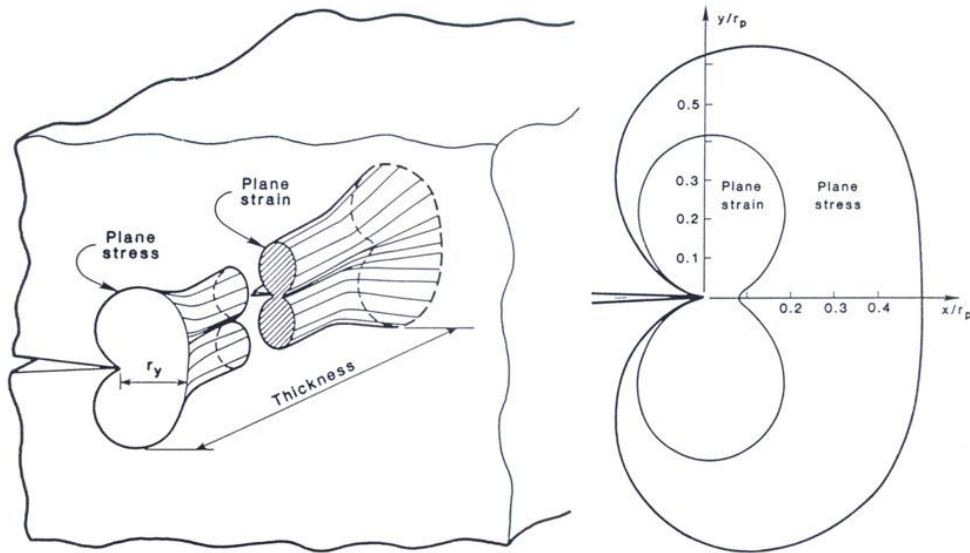


Figura A.3: Zona plástica asociada el vértice de una fisura [4]

Es importante tener en consideración que estas estimaciones asumen que el material presenta una respuesta elastoplástica perfecta. Si el material presenta un endurecimiento por deformación esto resulta en una menor redistribución de tensiones por lo que las zonas plásticas serán de menor tamaño. Para materiales ingenieriles de aplicación estructural que presentan altos endurecimientos por deformación, con exponentes de endurecimiento comprendidos entre 5 y 8, la zona plástica tendrá un tamaño del 70 – 80% del correspondiente a materiales perfectamente plásticos. [9].

También debe tenerse en cuenta que estos análisis son válidos para fisuras lineales matemáticamente ideales y que no experimentan contacto entre sus caras por lo que se desprecia el efecto del cierre prematuro de la fisura o “Crack Closure”.

Si la condición de plasticidad en pequeña escala no se cumple, (por lo que no se puede aplicar la mecánica de fractura lineal elástica MFLE), se deben utilizar métodos de la mecánica de fractura elastoplástica (MFEP). Una solución posible es reemplazar en la expresión A.4 a ΔK por un factor de intensidad de deformación ya que se cree que la fatiga es un proceso controlado por deformación. [14]. Si ΔK es dividido por el módulo de Young (E) del material se obtendría un parámetro de deformación $\Delta K/E$ que puede ser considerado como un parámetro fundamental del crecimiento de fisuras por fatiga [13,14].

Se han desarrollado análisis asintóticos alternativos para el modelado de los campos de tensiones y deformaciones existentes en la punta de una fisura en presencia de una zona plástica extensa. Por ejemplo, de acuerdo a la teoría de deformación elástica no lineal, la amplitud del campo de tensiones queda definida por la denominada “integral J ” propuesta por Rice [3], caracterizando a través de J el campo de la punta de la fisura bajo condiciones elastoplásticas.

Para el caso de condiciones de fluencia en pequeña escala, J puede ser directamente relacionado con G (considerada como la fuerza de extensión de la fisura), y por lo tanto con K a través de la siguiente expresión:

$$J = G = K^2 / E \quad (\text{A.8})$$

El parámetro ΔJ podría utilizarse para caracterizar el crecimiento de fisuras pequeñas con tamaños comparables con el de la zona plástica, pero dado que J solo permite cuantificar las tensiones en la punta de la fisura en un material elástico no lineal, no aceptaría la existencia de descargas de tensiones siendo este un hecho que realmente ocurre en un material elastoplástico por cada ciclo de carga.

El concepto del parámetro ΔJ debe ser por lo tanto aislado del concepto original de la integral J ya que no puede representar valores reales de tensiones en la punta de la fisura en la misma forma que el ΔK puede hacerlo para el caso elástico. Es por esto que ΔJ es un parámetro puramente empírico que relaciona rangos de tensiones y deformaciones con la longitud de fisura, resulta ser útil pero necesita ser verificado y validado para cualquier material [5,14].

Otra propuesta para el análisis del crecimiento elastoplástico de fisuras por fatiga es el uso del concepto de "Desplazamiento de Apertura de la Punta de la Fisura" o "Crack Tip Opening Displacement" (CTOD) por sus siglas en ingles y nombre bajo el que es mas comúnmente conocido [3].

Dado que el $CTOD$, al igual que J , puede ser tomado como una medida de la intensidad del campo elastoplástico presente en la punta de la fisura [15], se pueden plantear relaciones entre la velocidad de crecimiento de fisuras con el rango de $CTOD$, $\Delta CTOD$ de la siguiente forma:

$$\frac{da}{dN} \propto \Delta CTOD \quad (\text{elastoplástico}) \dots \dots \dots (\text{A.9})$$

$$\frac{da}{dN} \propto \frac{\Delta K_1^2}{2 \cdot \sigma_f \cdot E} \quad (\text{lineal elástico}) \quad (\text{A.10})$$

El parámetro $CTOD$ puede ser determinado en forma indirecta a partir de la medición del desplazamiento de la apertura de la fisura (COD) en otro lugar de la misma, como por ejemplo en la boca de la fisura.

A modo de resumen, se puede decir que los análisis basados en J o en el $CTOD$ son equivalentes para carga proporcional, (un régimen de carga en el cual se pueden medir las ecuaciones de deformación), y son válidos bajo estados de tensión lineal-elástica o elastoplástica, siendo aplicables para la descripción del comportamiento de la velocidad de crecimiento de fisuras pequeñas cuyo tamaño es comparable con la escala de la plasticidad local.

A.3. Propagación por fatiga de Fisuras Largas

Las fisuras largas pueden ser definidas como aquellas cuya longitud es tal que su crecimiento puede ser analizado haciendo uso de la mecánica de fractura lineal elástica (MFLE).

La figura A.4 muestra una gráfica log-log de la curva de propagación de fisuras largas y en la que se pueden distinguir tres estados bien definidos: estado I o de crecimiento lento ($da/dN \leq 10^{-5}$ mm/ciclo), estado II o región de Paris, (región lineal, $10^{-5} \leq da/dN \leq 10^{-3}$ mm/ciclo) y el estado III o de crecimiento rápido ($da/dN \geq 10^{-3}$ mm/ciclo). El estado II ha sido extensamente estudiado por medio de la relación propuesta por Paris-Erdogan, (expresión A.4). Sin embargo, esta relación posee las siguientes limitaciones:

- (1) El exponente m es invariante para diferentes materiales y posee un rango de variación que va desde 2 a 5 [16],
- (2) No representa el crecimiento de fisuras en las regiones I y II sobreestimando a la primera y subestimando a la segunda,
- (3) Ignora la existencia de la condición umbral, ΔK_{th} ,
- (4) Es una relación empírica por lo que las constantes C y m para un determinado material solo se pueden obtener en forma experimental,
- (5) No ofrece una explicación física de la función que cumplen las inhomogeneidades del material y la influencia del medio ambiente sobre el comportamiento a propagación de las fisuras por fatiga,
- (6) No explica el efecto de la relación de carga $R (\sigma_{min} / \sigma_{max})$ en los distintos estados.

El efecto de R a recibido especial atención, en particular en el estado I [17-19] Estudios experimentales indican que a un dado ΔK en el estado I, la velocidad de crecimiento de las fisuras aumenta con el incremento del valor de R positivo.

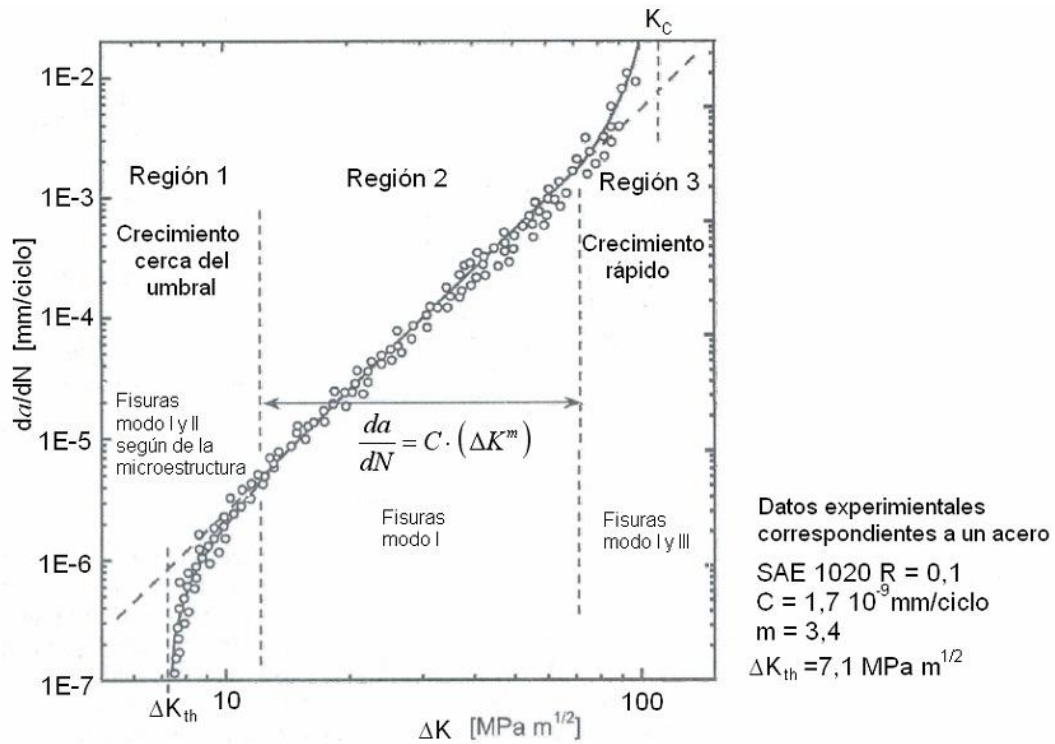


Figura A.4: Comportamiento a propagación por fatiga de fisuras largas [7]

La influencia del parámetro R puede ser explicada utilizando el concepto propuesto por Elber [20]. Este autor propone que las fisuras por fatiga se cierran antes de que toda la carga de tracción sea retirada. Atribuye este fenómeno al desarrollo de tensiones residuales de compresión que se generan durante la descarga y en zonas que han presentado deformación plástica durante el ciclo de carga detrás y delante de la punta de la fisura. [21]. Estas tensiones actúan como grampas sobre las caras de la fisura produciendo un cierre "premature" de la misma desarrollándose así el denominado "mecanismo de closure".

Suponiendo que la fisura propaga únicamente cuando se encuentra totalmente abierta, Elber propone reemplazar el ΔK por el término $\Delta K_{ef} = K_{max} - K_{op}$, donde K_{op} corresponde al K para el cual la fisura se encuentra totalmente abierta.

El cierre prematuro de las fisuras es usualmente expresado por medio de la relación $U = \Delta K_{th} / \Delta K$ la que es función de R y puede ser determinada para distintos materiales en forma experimental, Elber [20] propuso la siguiente relación para un aluminio Al 2024-T3:

$$\Delta K_{ef} = U \cdot \Delta K = (0.5 + 0.4R) \cdot \Delta K \quad (\text{A.11})$$

Reemplazando el término ΔK por el ΔK_{ef} propuesto en la expresión de la ley de Paris (expresión A.4).

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_{ef})^m = C_{e(R)} \cdot (\Delta K)^m \quad (\text{A.12})$$

En donde $C_{e(R)}$ es una constante propia del material. La expresión A.12 propone que las variaciones de R solo influyen en la posición de la recta de la ley de Paris, (para un gráfico log-log), pero no en su pendiente.

Datos publicados en los trabajos [22-24] muestran que el nivel de apertura dado por K_{op} , (o también denominado K_{cl} , $K_{closure}$ y que es el K para el cual la fisura comienza a cerrarse) depende de la tensión de fluencia del material σ_f , del K máximo aplicado K_{max} , la relación de carga R ($\sigma_{min}/\sigma_{max}$), el ΔK aplicado, del estado de tensiones presente, de la presencia de endurecimiento del material por trabajado o de transformaciones de fase inducidas por deformación.

El mecanismo de "closure" explica gran parte del efecto que produce sobre el crecimiento de fisuras largas la variación de parámetros como la relación de carga R , la tensión de fluencia del material, el tamaño de grano del mismo y la aplicación de cargas cíclicas de amplitud variable.

El modelo de Elber presenta el inconveniente de ser básicamente empírico. Esta relacionado con eventos que suceden detrás de la punta de la fisura y solo es aplicable a un determinado rango de materiales y valores de R además de presentar incertidumbres ya que su exactitud depende de la medición del ΔK_{cl} . Se observa que el modelo es limitado en cuanto al entendimiento físico del proceso de crecimiento de fisuras por fatiga. [3,13].

Otro procedimiento propuesto con el objeto de incluir el efecto de R en los estados I y II es la introducción del denominado "rango de intensidad de tensiones umbral ΔK_{th} " modificando la ley de Paris en la siguiente forma [25]:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K - \Delta K_{th})^m \quad (\text{A.13})$$

Proponiéndose que el crecimiento de la fisura es prácticamente nulo si $\Delta K < \Delta K_{th}$. El efecto de la relación de carga R se encuentra contemplado debido a que ΔK_{th} depende de su valor.

Los modelos presentados hasta aquí fueron desarrollados con el objeto de describir el comportamiento a fatiga de fisuras en su proceso de crecimiento. A pesar de que incorporan el

efecto de R para sus estimaciones, son limitados en su rango de aplicabilidad y no contribuyen a la explicación física de los mecanismos básicos que gobiernan los procesos de crecimiento.

A.4. Propagación por fatiga de Fisuras Cortas

Experimentalmente se ha encontrado que las fisuras cortas presentan un comportamiento a fatiga tal que para una misma fuerza impulsora, (ΔK aplicado), las velocidades de crecimiento son mayores, o al menos iguales, que las correspondientes a fisuras largas, [27-30] Esto indica que la utilización de datos obtenidos para fisuras largas en cálculos de vida a fatiga basados en la tolerancia de defectos puede llevar a sobreestimaciones considerables de la vida a fatiga del componente en estudio.

En la bibliografía se encuentran varias formas de definir "fisuras cortas" [2,27,31-33]

- a) Fisuras de longitud comparable con las dimensiones microestructurales, como por ejemplo del orden del tamaño de grano M y que se denominan *microestructuralmente cortas*,
- b) Fisuras de tamaño comparable a la escala de la plasticidad local, (por ejemplo, fisuras que se encuentran en la zona plástica de una entalla, o con una longitud comparable con la dimensión de la zona plástica en la punta de la misma). Su longitud suele ser menor a 0.1 mm para materiales de alta resistencia y de 0.1-1 mm para materiales de baja resistencia y se las denomina fisuras *mecánicamente cortas*,
- c) Fisuras que son *físicamente cortas*, con longitudes menores o iguales a 0.5 – 1 mm,
- d) Fisuras *químicamente cortas*, vista desde un punto de vista del efecto que pueden tener sobre ellas la presencia de medios corrosivos, y con longitudes que pueden llegar a ser de hasta 10mm.

La diferencia observada en el comportamiento de fisuras cortas y largas ha sido justificada por la interacción de las fisuras de pequeño tamaño con inhomogeneidades locales de la microestructura del material, por las diferencias presentadas en la forma y tamaño de la zona plástica, (en el vértice de la fisura), debido la presencia de cierre prematuro , (closure), y a una caracterización incorrecta del campo de tensiones presente en la punta de la fisura, [5].

Una fisura iniciada en una probeta con una superficie plana inicialmente propaga rápidamente y eventualmente puede llegar a desacelerarse o incluso arrestarse a medida que se acerque a una barrera microestructural tal como un borde de grano. Una vez que la fisura haya

avanzado dentro del próximo grano presentará un aumento en su velocidad de crecimiento [34-36] (figura A.5).

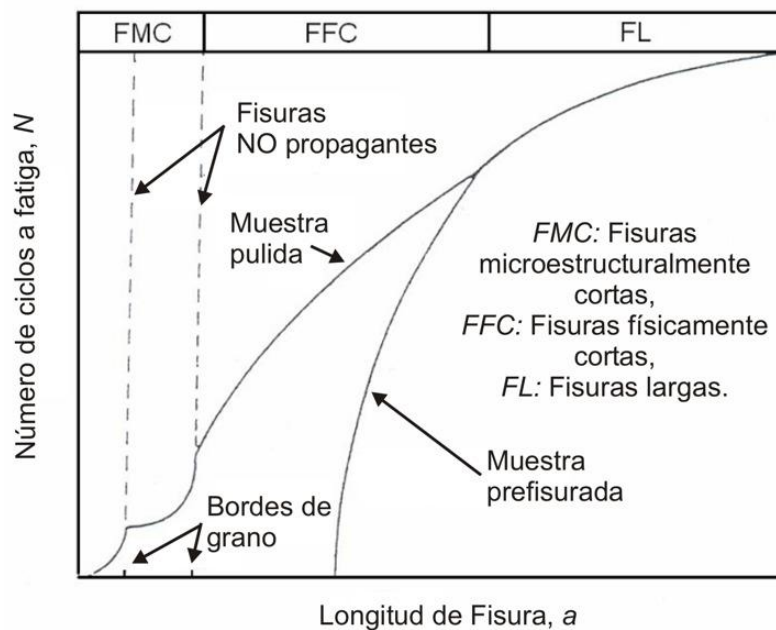


Figura A.5: Curvas esquemáticas del crecimiento de una fisura a partir de la superficie plana de una probeta prefisurada [14]

Este crecimiento inicial no uniforme asociado con la interacción entre la punta de la fisura y el borde de grano se observa hasta una distancia de una pocas veces el tamaño de grano M y corresponde al régimen de fisuras microestructuralmente cortas, (FMC). Cuando el tamaño de la fisura es lo suficientemente grande como para promediar en forma local los efectos de la microestructura, las variaciones en el comportamiento de la velocidad de crecimiento desaparecen y se observa un incremento del nivel de cierre prematuro a medida que aumenta la longitud de fisura, (hasta 0.5 – 1mm). A este régimen se lo denomina de "fisuras físicamente cortas", (FFC), y corresponde a la transición entre el régimen de fisuras microestructuralmente cortas y el régimen de fisuras largas, (FL). La curva de crecimiento de fisuras para el régimen de fisuras largas puede obtenerse a través del análisis de mecánica de fractura sobre probetas prefisuradas.

Es posible diferenciar los distintos comportamientos del crecimiento de fisuras por fatiga realizando un análisis del modo de fractura. En la figura A.6 se muestra un esquema propuesto por Chapetti et.al [8] a tal efecto.

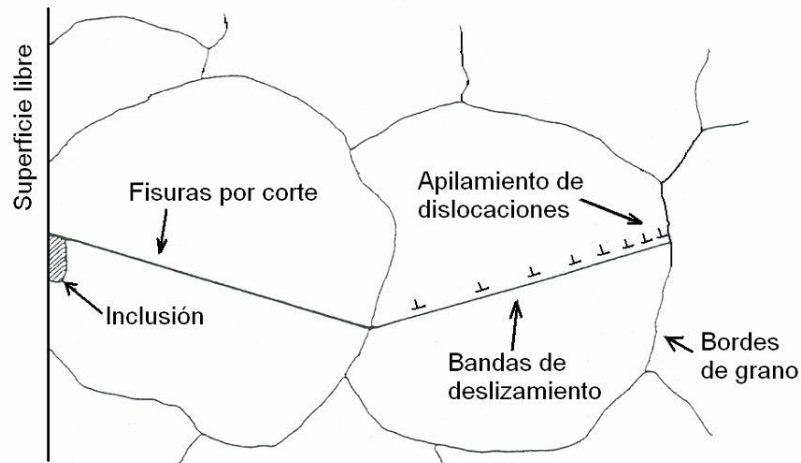


Figura A.6: Representación esquemática de la iniciación y propagación de una fisura corta [8]

Inicialmente, la fisura propaga desde la superficie en el estado I, a lo largo del grano y a aproximadamente 45 grados del eje de la tensión aplicada. La fisuración en estado I ocurre a lo largo de planos cristalográficos por medio de un mecanismo de corte simple, (modo II de fractura). El estado I corresponde al régimen de fisuras microestructuralmente cortas (FMC) y donde este crecimiento se ve influenciado por la microestructura del material. A medida que la fisura propaga, la fisuración por corte correspondiente al estado I cambia a la fisuración normal correspondiente al estado II. En este período de transición desde el estado I al estado II se activan distintos sistemas de deslizamiento, por lo que el crecimiento es controlado por un corte alternativo en la punta de la fisura. Se observa que en esta "región de transición", el modo de fractura cambia en forma de zig-zag en una dirección normal al eje de tensión.

Una vez iniciada la fisura se desarrolla una alta concentración de tensiones en la punta de la misma. En consecuencia, delante de la fisura hay un deslizamiento localizado. En esta banda de deslizamiento localizada delante de la fisura las dislocaciones se concentran y se acumula deformación plástica durante la carga cíclica, proceso esquematizado en la figura A.7 [14].

La energía local acumulada en la banda de deslizamiento provee una fuerza impulsora sobre la fisura la cual se suma a la fuerza de extensión de fisura generada por las fuerzas externas aplicadas. De lo indicado se observa que si la fisura propaga a lo largo de una banda de deslizamiento a través de un grano, la velocidad de crecimiento experimentada será mas alta que la esperada para un ΔK nominal estimado. A medida que la fisura propague a lo largo del grano y se aproxime a los límites del mismo, es decir, al borde de grano, su velocidad de crecimiento se vera disminuida.

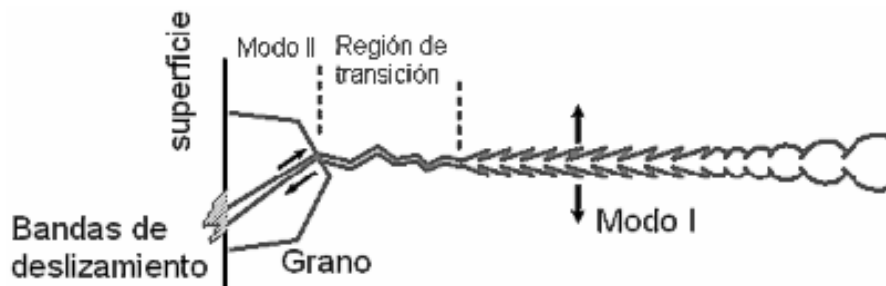


Figura A.7: Esquema que muestra el apilamiento de dislocaciones dentro de un grano, previo a la formación de la fisura [14]

. En el borde de grano la fisura no solo puede llegar a disminuir su velocidad de crecimiento, sino que incluso puede arrestarse debido a que la energía local acumulada en el campo de deformación interno fue utilizada a lo largo de la propagación de la fisura dentro del grano. Una vez que la fisura haya traspasado el borde de grano y comience a propagar en el grano adyacente se desarrollara una nueva banda de deslizamiento frente a la punta de la fisura incrementando nuevamente así su velocidad de crecimiento [36]

De lo expuesto se concluye que las fluctuaciones en la velocidad de crecimiento presentadas por una fisura en el rango de FMC pueden ser justificadas por las interacciones entre dicha fisura y los bordes de grano [37,38]. El bloqueo de las bandas de deslizamiento en los bordes de grano, así como el cambio de orientación de la fisura en granos adyacentes, dan como resultado una disminución en la fuerza impulsora que promueve el crecimiento de la fisura.

Se ha observado que fisuras más cortas que una longitud de fisura crítica a_1 propagan únicamente bajo rangos de tensiones superiores al límite de fatiga de probetas con superficies planas, (se considera que sus superficies se encuentran pulidas y libres de defectos), esto implicaría que una probeta que posea fisuras de tamaño menor a a_1 presenten la misma resistencia a la fatiga que una probeta sin fisuras. Las distancias entre las barreras mas fuertes determinarían la longitud de fisura crítica a_1 y por lo tanto el valor del límite de fatiga. Se consideran aquí como barreras potenciales a los bordes de grano, los bordes de subgranos y la presencia de segundas fases en la estructura del material. [14].

A medida que la fisura alcanza un tamaño mayor que la distancia entre las barreras microestructurales se reduce la contribución de energía entregada por las bandas de deslizamiento a la fuerza impulsora total si esta es comparada con la provocada por la carga externa. Los efectos resultantes de la interacción entre la punta de la fisura y la microestructura pierden preponderancia alcanzando la fisura una velocidad de crecimiento más uniforme. Una

vez que la fisura haya avanzado a través de varios granos su velocidad de crecimiento es promediada. [2,31]. A partir de este momento, la fisura propaga a lo largo de un plano de corte normal al eje de la tensión aplicada, presentando una superficie de fractura similar a la de las fisuras largas.

Las fisuras físicamente pequeñas presentan un crecimiento más rápido que el de las fisuras largas, pero su comportamiento no es fuertemente influenciado por la microestructura, como sucede en las FMC.

Este comportamiento puede justificarse por el bajo nivel de cierre prematuro existente en este régimen. El cierre prematuro, que puede ser provocado por plasticidad, rugosidad o por la presencia de productos de corrosión, involucra el hecho de que una parte del rango de tensiones aplicadas sea destinado para la apertura de la fisura durante la carga, por lo que no puede ser considerado como parte de la fuerza impulsora local en la punta de la fisura. Se ha observado que el efecto del cierre prematuro se incrementa hasta que la fisura alcanza una longitud de 0.5mm, valor a partir del cual dicho efecto se estabiliza y permanece constante en forma independiente de la longitud de fisura alcanzada. Esto permite afirmar que es necesaria una longitud mínima de fisura para alcanzar una propagación estable.

Para longitudes superiores a 0.5mm las fisuras se comportan como fisuras largas. El frente de fisura pasa de ser irregular y discontinuo a estable, con una longitud varias veces mayor que las dimensiones metalúrgicas del material integrando los efectos microestructurales locales. Se activan múltiples sistemas de deslizamiento y la fisura propaga a lo largo de un plano normal al eje de tensión haciéndolo bajo el modo I de fractura. El tamaño de la zona plástica frente a la punta de la misma es mayor que el tamaño de grano.

En el caso de fisuras microestructuralmente cortas, la resistencia a la fatiga $\Delta\sigma_e$ define el rango límite de tensiones cíclicas nominales necesario para el crecimiento de fisuras. Si el $\Delta\sigma$ aplicado es inferior al $\Delta\sigma_e$ las fisuras que pertenezcan al régimen de FMC se arstrarán en las barreras microestructurales. En el caso de fisuras largas, el umbral de propagación es definido en términos del umbral de ΔK , ΔK_{th} , por lo que una fisura no propagará si el ΔK aplicado es menor que el ΔK_{th} . Para fisuras físicamente cortas, el umbral se encontrará por debajo del $\Delta\sigma_e$ y del ΔK_{th} .

Kitagawa y Takahashi propusieron un diagrama que permite analizar el umbral de fisuras propagantes y no propagantes para los distintos regímenes (figura A.8) [39-41]. En este diagrama se relacionan los tres diferentes estados de crecimiento de fisuras con longitudes características de las mismas. La longitud d_3 define el límite entre los regímenes de FMC y FFC, mientras que l lo hace entre el de FFC y FL. La longitud d_3 esta dada por las barreras

microestructurales mas fuertes y se define generalmente por el tamaño de grano del material, pero también pueden definirse otras longitudes d_1 , d_2 etc, que representarían la presencia de inclusiones o precipitados.

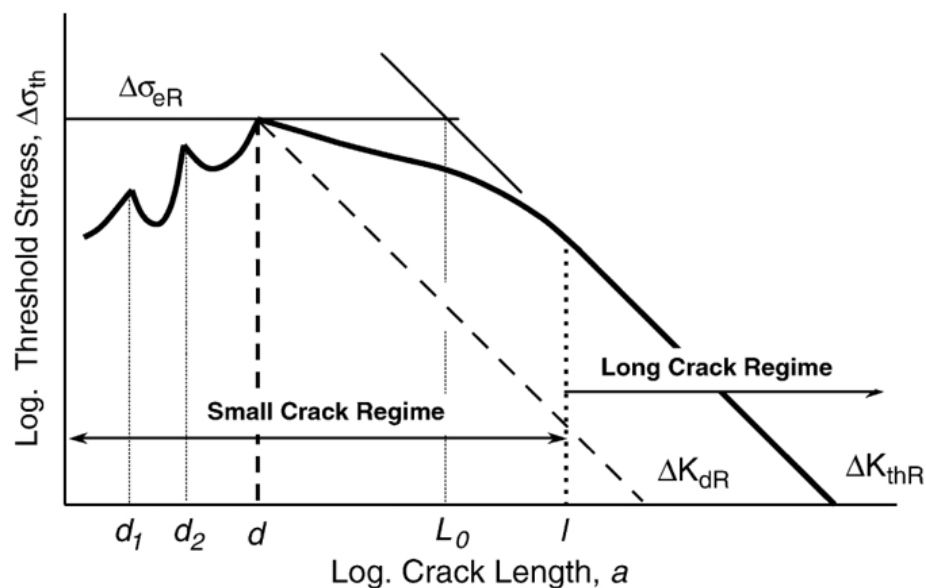


Figura A.8: Diagrama de Kitagawa-Takahashi, se muestran los umbrales de propagación para distintos regímenes de fisuras [41]

Puede definirse también la longitud de fisura d_0 que esta dada por la intersección de las líneas definidas por $\Delta\sigma_e$ y ΔK_{th} . Para aceros de bajo carbono se encuentra que d_3 y l presentan un valor de 0.05 y 0.5 mm respectivamente. Desde un punto de vista macroscópico algunos trabajos plantean que una buena estimación de d_3 estaría dada por d_0 [42]. Para poder determinar el valor de l se debería tener en cuenta la condición de plasticidad en pequeña escala, lo cual nos daría un tamaño de zona plástica máxima en la punta de la fisura y un rango de tensión máxima $\Delta\sigma_{max}$, estando este último en el orden de los dos tercios de la tensión de fluencia cíclica σ_{fc} [14].

Hasta aquí se han presentado las herramientas básicas de mecánica de fractura que son aplicadas al estudio de la propagación de fisuras iniciadas por fatiga. De lo expuesto se observa que las ecuaciones clásicas disponibles para la estimación de vida a fatiga no contemplan una gran cantidad de variables que poseen influencia sobre el comportamiento de propagación de las fisuras. Se observa también que estas expresiones son totalmente empíricas basándose únicamente en resultados experimentales.

Las definiciones presentadas para el rango de fisuras cortas y largas, junto con los umbrales propuestos por Kitagawa y Takahashi sirven de sustento teórico para el modelo presentado en el capítulo III y que es el punto de partida para este trabajo de tesis.

A.5 Referencias del anexo

- [1] H.O. Fuchs. Metal Fatigue in Engineering. 1980
- [2] Suresh and R.O.Ritchie. Propagation of Short Fatigue Cracks. International Metals Reviews, Vol.29 No.6, pp.445-475, 1984
- [3] D. Broek. Elementary Engineering Fracture Mechanics Martinus Nuhoff Publishers, 1982
- [4] M.Kannien, C.H.Popelar, Advanced Fracture Mechanics, Oxford University Press, Clarendon University Press, 1981,
- [5] M Brown. Aspects of fatigue crack growth. Proc Instr. Mech Engrs. Vol 202, N C1, pp 19-29. 1988.
- [6] S. Batler and J. Rodriguez. Implications of Fracture Mechanics in Engineering Design Engineering Fracture Mechanics Vol.42 NQ2, pp.339-346, 1992
- [7] M.D.Chapetti, Mecánica de Materiales, Ediciones Al Margen, 2005, ISBN 987-1125-46-1,
- [8] M.D.Chapetti, J.Belmonte, T.Tagawa, T.Miyata, An integrated fracture mechanics approach to analyze the fatigue behaviour of welded joints. Science and Technology of Welding and Joining. , v.9, n.5, p.430 - 439, 2004.
- [9] R.C.McClung. Crack Closure and Plastic Zone Sizes in Fatigue. Fatigue Fract. Engng. Struct. Vol.14 N", pp.455-468, 1991.
- [10] Y.Furuya and H.Shimada. Local Crack-Tip Strain Approach to Fatigue Crack Propagation. Engng. Fract. Mech. Vol.26, NQ3, pp.349-356, 1987.
- [11] D.Broek. Elementary Engineering Fracture Mechanics Martinus Nuhoff Publishers, 1982
- [12] A.Berkovis, D.W.Kelly, S.Di, Consideration of the effect of residual stresses on fatigue welded Aluminum alloys structures, J. Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 21 (1998) 159–170.
- [13] A.Ohta, N.Suzuki and T.Mawari. Effect of Young's Modulus on Basic Crack Propagation Properties Near the Fatigue hreshold. Int. J. Fatigue 14 N94, pp.224-226, 1992.
- [14] M.D:Chapetti, Tesis Doctoral, 1995
- [15] S.PTimoshenko, J. N. Goodier, Theory of elasticity, 3 rd ed. McGraw Hill (1970)
- [16] R.C.McClung, H.Shehitoglu. High Resolution Numerical and Experimental Studies of Fatigue Cracks. Engng. Fract. Mech. Vol.39 NQ,1 pp.11.3-130, 199.1.
- [17] I.Poutiainen; P.Tanskanen; G. Marquis, Finite element methods for structural hot spot stress determination—a comparison of procedures. International Journal of Fatigue. 2004

- [18] R.Tovo; P.Lazzarin, Relationships between local and structural stress in the evaluation of the weld toe stress distribution. *International Journal of Fatigue*. 1999
- [19] A.Hobbacher, Stress intensity factors of welded joints. *Eng Fract Mech* 1993;46(2):173–82.
- [20] W. Elber. Fatigue crack closure under cyclic tension. *Engng Fract. Mech.* 2, 37-46, 1970.
- [21] D.Davidson. Fatigue Crack Closure. *Engng. Fracture Mechanics* Vol.38, N° 6, pp.393-402, 1991.
- [22] A.Abdel Mageed, R.Pandey and R.Chinadurai. Effect of Measurement Location and Fatigue- Loading Parameters on Crack Closure Behaviour. *Materials Science and Engineering A150*, pp.43- 50, 1992
- [23] R.Kupr. Review on Crack Closure for Constant Amplitude Loading in Fatigue. *Engng. Fract. Mech.* Vol .42 N°2,. pp.389-400,1992
- [24] R.C.McClung. "The Influence of Applied Stress, Crack Length and Stress Intensity Factor on Crack Closure". *Metallurgical Transactions A*, Vol. 22A, pp. 1559-1 571, July 1991.
- [25] G.Marci. A Fatigue Crack Growth Threshold. *Engng. Fract. Mech.* Vol 41 N°3, pp.367-385, 1992
- [26] A.Lost. The Effect of Load Ratio on the n-In C Relationship. *Int J. Fatigue* 13 N°1 pp 25-33, 1991
- [27] R.O.Ritchie, J.Lankfort. Small Fatigue Cracks: A Statement Solutions. *Materials Science Engineering* 84, pp.11-16, 1986
- [28] P.Liaw, W.Logsdon. Crack Closure: An Explanation for Small Fatigue Crack Growth Behavior. *Engng. fracture Mechanics* Vol 22, N°1, pp.115-121, 1985.
- [29] A.McEvily, D.Eifler, E.Macheravch. An Analysis of the Growth of Short Fatigue Cracks. *Engng. Fract. Mech.* Vol.40 N°3, pp.571-584, 1991
- [30] A.J.McEvily. An Analysis of the Growth of Small Fatigue Cracks. *Materials Science and Engineering* Vol. A143, pp.127-133, 1991.
- [31] T.Topper, M.Yu, DuQuesnay. Mechanisms and Mechanics of fatigue crack initiation and growth. 1989.
- [32] J.Lankford. The influence of microstructure on the growth of small fatigue cracks. *Fract. Engng. Mater. Struct.* Vol 8 N° 2 pp 161-175, 1985.
- [33] T.Christman.and, S. Suresh. "Crack Initiation Under Far-Field Cyclic compression and the Study of short Fatigue cracks". *Engng. Fract. Mech.* Vol.23 N°6, pp.953-964. 1986
- [34] HAbdel- Raouf, T.H.Topper, A.Plumtree. A short fatigue crack model based on the nature of the free surface and its microstructure. *Scripta Metallurgica el Materialia* Vol. 25 pp 597-602, 1991.

- [35] H.Abdel-Raouf, D.Duquesnay, T.Topper, A.Pluntree. Notch size effects in fatigue based on surface strain redistribution and closure. *Int. J. of Fatigue* 14 N°1 pp 57-62, 1992.
- [36] J.Forbes. Microstructural factors which affect fatigue crack initiation and propagation. *ME. 544 Welding*. May 1988.
- [37] A.Navarro, E.R.De Los Ríos. A model of short fatigue crack propagation with an interpretation of the short-long crack transition. *Fatigue Fract. Engng. Struct.* Vol 10 N° 2 pp 169-186, 1987.
- [38] K.Tokaji, T.Ogawa, Y.Harada. The growth of small fatigue cracks in a low carbon steel; the effect of microstructure and limitations of Linear Elastic Fracture Mechanics. *Fract. Engng. Struct.* Vol 9 N° 3 pp 205-217, 1986.
- [39] K.J.Miller, *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 1993;16(9):931-9.
- [40] Z.Jingen, Z.Jianyun, F.Zhongxin, L. Nian. Growth behaviour of small fatigue cracks. *Int J. Fatigue* 15 N° 2 pp. 141-144, 1993.
- [41] M.D.Chapetti, Application of a threshold curve model to high-cycle fatigue behavior of small cracks induced by foreign-object damage in Ti-6Al-4V, *International Journal Of Fatigue*, 2005, 27, pp. 493-501.
- [42] D Kwon, H. Klahordny, A Brückner-Foit. Limitations of growth regimes for cracks initialized in smooth fatigue specimens. *Theoretical and Applied Fract. Engng. Mater. Struct.* Vol 16, pp.63-71, 1991.

ANEXO B

Iniciación y propagación por fatiga de fisuras en uniones soldadas

B.1. Introducción

La falla por fatiga en uniones soldadas ocurre en la mayoría de los casos por la iniciación y propagación de fisuras originadas en concentradores de tensiones existentes en los talones de soldadura. [1-13] Los procesos de soldadura promueven la formación de estas discontinuidades o defectos.[14-31] y es a partir de estas que se desarrollan pequeñas fisuras a lo largo del talón que dan lugar a la falla.

Distintos autores consideran a estas discontinuidades como si fueran pequeñas fisuras presentes desde el momento mismo de puesta en servicio del componente soldado por lo que desprecian la etapa de iniciación de las mismas. Esta suposición se ve sustentada por las concordancias obtenidas entre las estimaciones a partir de modelos teóricos que contemplan dichos defectos y resultados experimentales de vida a fatiga. [32-35]

Con el objeto de analizar la vida a iniciación de fisuras es necesario conocer el tipo y geometría de los defectos que actuarán como iniciadores. Como criterio para clasificarlos solo se han propuesto dos grupos:

- a) defectos que son considerados como fisuras preexistentes,
- b) defectos que pueden actuar como iniciadores por lo que requieren de una cierta cantidad de la vida total a fatiga para la etapa de iniciación.

El estudio de este fenómeno es complejo debido a que el proceso mismo de soldadura posee una naturaleza aleatoria en lo que a introducción y distribución de defectos generados se refiere. Para poder describir la distribución de defectos obtenibles habría que recurrir a técnicas estadísticas que introducen grandes complicaciones en el análisis del problema. Los factores más relevantes sobre la vida a iniciación N_i están dados por:

- Tipo y distribución de defectos,
- Microgeometría del talón de soldadura, la cual se define en función del ángulo de sobremonta α y el radio de acuerdo entre el talón y el material base ρ , (figura B.1)
- Macrogeometría del talón de soldadura a lo largo del cordón, esta característica define la irregularidad del cordón soldado a lo largo del mismo,

- Estado tensional presente, componentes de membrana y flexión,
- Efectos de concentración de tensiones y que son resultado de la geometría de las juntas y las condiciones de carga de la unión,
- La presencia de tensiones residuales en los talones de soldadura, que son resultado del calentamiento y enfriamiento brusco introducido por el proceso de soldadura,
- Propiedades del material base y de aporte en los sitios de iniciación de fisuras.

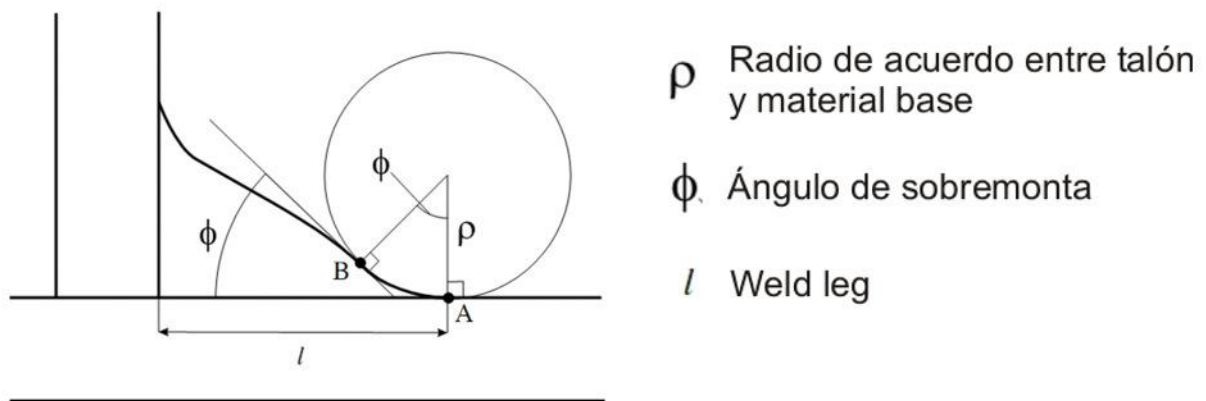


Figura B.1: Microgeometría del talón de soldadura para una unión en T [36]

B.2. Defectos en uniones soldadas

Es un hecho que las uniones soldadas presentan en mayor o menor medida inclusiones o gases atrapados o socavaduras en el cordón. [3,5,8,14,20,22,37,38] las que actúan como concentradores de tensión favoreciendo la iniciación de fisuras desde los mismos. Las uniones soldadas también pueden contener tensiones residuales que son el resultado del ciclo de calentamiento y enfriamiento brusco impuesto por el proceso de soldadura [39-45].

En la práctica se observa que el proceso de soldadura en si mismo es quien controla la micro y macrogeometría del talón así como el tipo y distribución de los defectos existentes. Los procesos manuales permiten obtener talones mas irregulares y con alta probabilidad de presencia de inclusiones de escoria, (dependiendo de la técnica utilizada), mientras que los procesos automáticos producen talones de soldadura mas rectos y en donde las socavaduras, (*undercuts*), proveen los sitios mas favorables para la iniciación de fisuras por fatiga [13]. Por lo tanto, es la unión soldada en si misma la que se comporta como un concentrador de tensiones debido a su geometría y a la presencia de los defectos introducidos. Estudios publicados [46] muestran que la vida a propagación puede llegar a consumir del 75 – 89% de la vida total de la unión soldada bajo fatiga, por lo que se puede afirmar que toda la vida a fatiga de ese componente será dominada por la etapa de propagación.

Los defectos más importantes encontrados en uniones soldadas comprenden: presencia de porosidades, falta de fusión, falta de penetración del cordón, inclusiones de escoria, socavaduras, y desalineaciones. En la figura B.2 se muestra un gráfico propuesto por Maddox [38] para la identificación de los mismos.

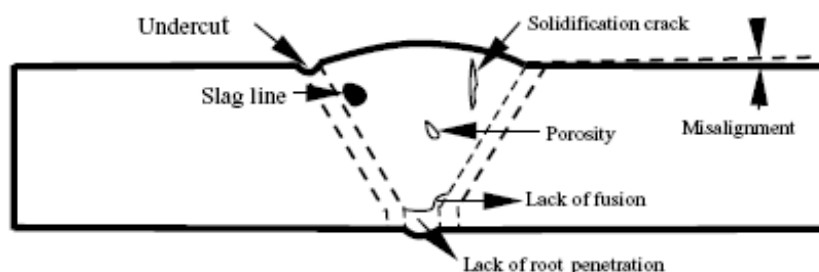


Figura B.2: Tipos de defectos que pueden ser encontrados en una unión soldada [38]

I. Smith y R. Smith [47] analizaron los defectos encontrados en talones de soldadura realizados en forma automática para uniones en T de alta calidad. Encontraron que la profundidad promedio de los defectos fue de cuatro veces mayor que el mayor defecto encontrado en el material base, hecho que refuerza la idea de que comparativamente la unión soldada es la que introduce más defectos en el componente que los provenientes del material base utilizado para su construcción.

B.3. Iniciación de fisuras por fatiga en talones de soldadura

Si consideramos que los defectos presentes en la soldadura pueden ser analizados como fisuras y si el ΔK en la raíz de uno de estos defectos es mayor que el umbral efectivo correspondiente a la propagación de fisuras por fatiga este defecto propagará provocando la falla del componente soldado. En este caso, la vida total a fatiga de la unión será aproximadamente equivalente a la vida de propagación. Si el defecto presente en la soldadura no es considerado como una fisura entonces la vida a iniciación será importante.

Autores han demostrado que la presencia de tensiones residuales de tracción disminuye la resistencia a fatiga de la unión soldada y que las tensiones de compresión favorecen su resistencia a fatiga.[41-45]. Itoh et.al [48] estudió el efecto de las tensiones residuales sobre la propagación de fisuras por fatiga bajo campos de tensión residual longitudinales al cordón y encontró que el efecto de estas tensiones residuales sobre la velocidad de crecimiento de las fisuras puede ser analizado en términos de la relación de carga R efectiva aplicada. Kang et.al. [49] encontró que el factor efectivo de intensidad de tensiones ΔK_{eff} y el rango de tensiones

aplicado efectivo $\Delta\sigma_{eff}$ pueden ser utilizados para predecir la propagación de fisuras tanto en campos de tensiones residuales de compresión como de tracción.

Nguyen y Wahab [50] analizaron la influencia de las tensiones residuales y la presencia de defectos geométricos en el cordón soldado proponiendo su clasificación de la siguiente forma: def. curvados, fisuras y microdefectos y denominando a las fallas de alineación como axiales y angulares, (figura B.3). Estos autores concluyeron que el efecto combinado de la presencia de socavaduras junto a los problemas de alineación efectivamente disminuye la resistencia a la fatiga de la unión soldada debido a que las primeras generan altos concentradores de tensión y que los segundos implican la generación de tensiones de flexión, (suponiendo la aplicación de un estado tensional de tracción puro).

Recientemente Zhang y Maddox [51] analizaron la influencia sobre la vida a fatiga de la geometría del cordón soldado de una junta en T no cargada transversalmente bajo dos configuraciones geométricas. Ensayaron uniones en condición as-welded y con la aplicación un tratamiento de amolado y shot peening encontrando que estos últimos mejoran notablemente la resistencia a fatiga de la unión. Si bien este efecto ha sido conocido desde hace décadas [52] y que los resultados obtenidos en este trabajo muestran que los tratamientos post soldadura mejoran la vida a fatiga de la unión los análisis realizados continúan sin poder justificar el porque de las mejoras obtenidas.

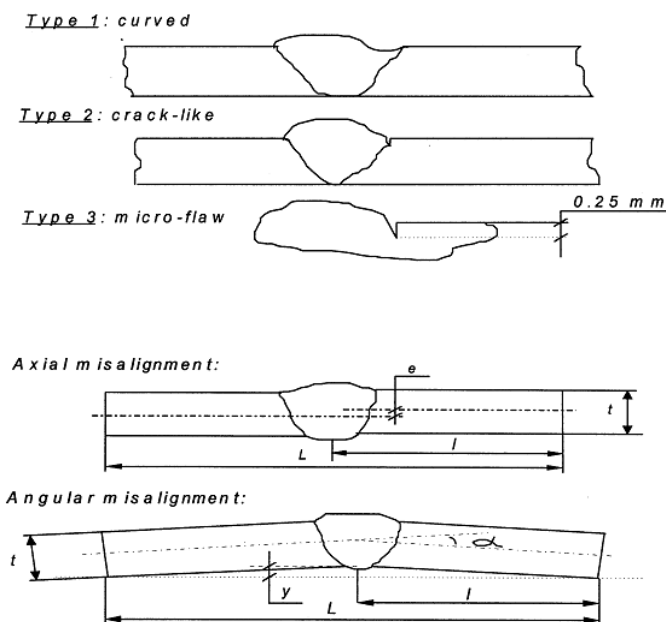


Figura B.3: Clasificación de defectos propuesta por Nguyen y Wahab, todos indicados para una unión soldada a tope [50]

Resultados publicados por [8] indican que la vida a fatiga de las uniones soldadas puede ser mejorada ya sea disminuyendo el ángulo de la sobremonta o aumentando el radio de acuerdo

entre el talón y el material base. Indican además que la aplicación de tratamientos post-soldadura que permitan introducir tensiones residuales de compresión en la superficie de la unión soldada efectivamente mejora su resistencia a la fatiga y que este beneficio se ve principalmente reflejado en la etapa de propagación de fisuras cortas. Masuda y colaboradores [53] encontraron que la variación existente entre la microestructura del metal de soldadura, (aporte), y del metal base, puede resultar en un pequeño cambio de las propiedades macroscópicas de propagación por fatiga aunque aún no está claro en que grado afecta a las velocidades de propagación de fisuras iniciadas por fatiga.

Barsoum y Jonsson [54] analizaron la influencia de la posición respecto de la vertical en la que es realizada la soldadura sobre su microgeometría, (figura B.4). Estos autores mantuvieron el material base y de aporte y los ajustes del proceso de soldado modificando únicamente la posición relativa sobre el banco de trabajo de las placas a ser soldadas obteniéndose distintas microgeometrías (figura B.5) debido al efecto de la gravedad sobre la pileta líquida hasta su solidificación. Indican entre otras conclusiones que aquellas posiciones mas “comodas” para la industria no necesariamente resultan en una microgeometría favorable desde el punto de vista de fatiga.

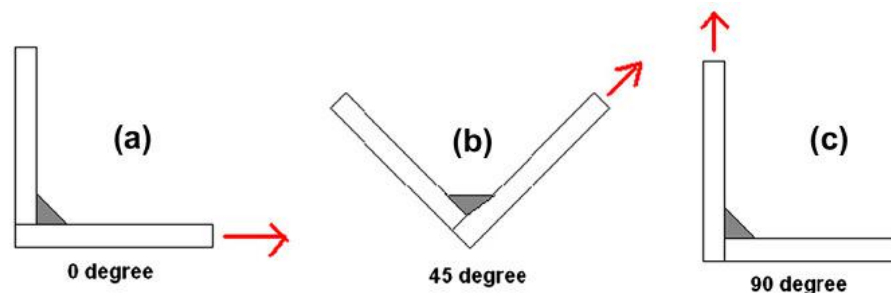


Figura B.4: Posición respecto de la vertical en la que fueron realizadas las soldaduras. Las flechas rojas indican la aplicación de la carga en los ensayos de fatiga, a) 0° , b) 45° , c) 90° . [54]

Estos resultados y análisis sumados a un importante número de publicaciones existentes relacionadas con el tema nos muestran claramente que el proceso de iniciación de fisuras por fatiga en uniones soldadas, (generalmente muy mezclado con el proceso de propagación temprana de microfisuras), es un proceso sumamente complejo y que ha recibido un tratamiento fundamentalmente empírico, con el agregado de algunos análisis teóricos de aspectos parciales del problema.

Una de las conclusiones que pueden inferirse es que la etapa de iniciación de fisuras por fatiga a partir de talones de soldadura puede considerarse de forma conservativa como nula a los efectos de estimar la vida total a fatiga de una unión soldada.

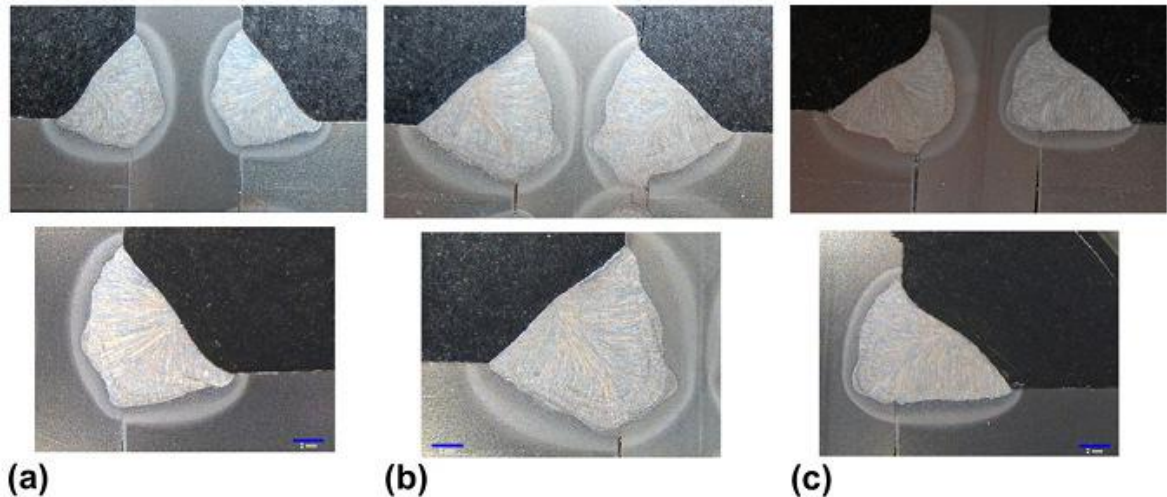


Figura B.5: *Microgeometrías obtenidas en función de la posición de soldadura respecto de la vertical: a) 0° , b) 45° , c) 90° . [54]*

B.4. Propagación de fisuras por fatiga en talones de soldadura

Si bien existen distintos mecanismos de propagación de fisuras, el más general corresponde a la apertura de fisura en modo I. A continuación se presentan las bases de análisis utilizadas para la estimación del comportamiento de la propagación de fisuras por fatiga. Estas relaciones han sido utilizadas posteriormente para el desarrollo de múltiples modelos que intentan predecir el comportamiento a fatiga de las uniones soldadas.

El análisis del crecimiento por fatiga se realiza comúnmente a partir de la relación propuesta por Paris – Erdogan [55] ec, A.4 del **ANEXO A** que puede ser utilizada en tres formas diferentes [56]. Para aquellas geometrías de las que se disponga del factor de intensidad de tensiones K , se pueden realizar ensayos observando el crecimiento de fisuras por fatiga para la geometría bajo análisis y a partir de esta información estimar las constantes C y m del material.

Si se conocen las constantes C y m , se pueden realizar ensayos específicos sobre configuraciones soldadas más complejas registrándose la velocidad de crecimiento de las fisuras, es decir el da/dN de las mismas, y a partir de esta información estimar el ΔK correspondiente a distintos tamaños de defecto. Una tercera aplicación es la predicción de la vida a propagación para una determinada geometría de unión. Suponiendo que las fisuras iniciales son pequeñas, se pueden obtener curvas $\Delta S - N$ para distintos tipos de uniones y rango de tensión aplicada. Estas curvas $\Delta S - N$ son obtenidas en forma experimental

El efecto de la discontinuidad geométrica introducida por la soldadura sobre el valor del K es contemplada a través del parámetro M_k introducido por Maddox [59] y que es función del

largo de la fisura, del tipo de carga y de la geometría del componente. Para fisuras semielípticas se debe considerar el M_k en dos lugares específicos de las mismas: en el punto más profundo, ($\theta = \pi/2$), y en su superficie, ($\theta = 0$). Para una unión soldada a tope el K se puede estimar a partir de la siguiente expresión:

$$K = M_k \cdot Y \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (\text{B.1})$$

Para las estimaciones del parámetro K de fisuras superficiales en campos de tensiones con gradientes se ha aplicado exitosamente el método de las funciones de peso [56]. Este método se basa en la determinación de los desplazamientos en las superficies de la fisura. Las funciones de peso presentan la ventaja de poder ser calculadas para un sistema de cargas simple y luego utilizarlas para situaciones más complejas. Niu y Glinka [60,61] aplicaron el principio de las funciones de peso para analizar el efecto de la geometría de una unión soldada sobre el ΔK en el lugar más profundo de una fisura superficial ubicada en el talón de soldadura de una unión en T.

Para el estudio de fisuras iniciadas en talones de soldaduras se dispone de distintas expresiones analíticas como la propuesta por Lukás [62]. Existen ecuaciones empíricas que permiten relacionar la geometría de la fisura y las condiciones de carga bajo la que esta se encuentra. Una de las más conocida es la desarrollada por Newman y Raju [63] que ha sido validada en varias oportunidades y que es una de las más precisas:

$$K = (\sigma_t + H \cdot \sigma_b) \sqrt{\frac{\pi \cdot a}{Q}} \cdot F\left(\frac{a}{T}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \Phi\right) \quad (\text{B.2})$$

Donde H , Q y F son funciones analíticas de corrección y que dependen de la geometría del sistema.

La "fuerza impulsora" que promueve el crecimiento de las fisuras iniciadas en talones de soldadura es función del ΔK aplicado. De acuerdo a la ec. A.3 (ANEXO A) este parámetro es función del campo de tensiones aplicado, del tamaño de defecto y de factor de intensidad de tensiones Y . Mas allá de la teoría clásica y de la conocida expresión propuesta por Newman y Raju se han efectuado gran cantidad de trabajos con el objeto de poder precisar este parámetro con la mayor exactitud posible.

Brennan et.al. [64] desarrolló una serie de ecuaciones paramétricas para la estimación del parámetro Y con el objeto de poder estimar el K para uniones en T. Las ecuaciones desarrolladas contemplan esfuerzos de membrana y de flexión y tienen en consideración el

efecto del tamaño y forma de defecto, el radio de acuerdo entre el talón de soldadura y el material base, la macrogeometría de la unión soldada y el ángulo de sobremonta del cordón.

$$Y_{bending} = 1.03 \cdot \left(\frac{a}{T}\right)^P \cdot f\left(\frac{a}{T}, L, e\right) \quad (\text{B.3})$$

Donde a es el tamaño del defecto, T es el espesor de la placa soldada, L es un parámetro geométrico del cordón soldado y e contempla el radio de acuerdo entre el talón y el material base. Los autores afirman que las estimaciones realizadas a partir del parámetro M_k no consideran el efecto del ángulo de la sobremonta, (ángulo de refuerzo), ni del radio de acuerdo entre el talón y el material base. En la figura B.7 se muestra un esquema de la geometría comprendida en este trabajo destacándose que las fisuras fueron consideradas como semielípticas y con un crecimiento perfectamente perpendicular al espesor de la placa soldada con su iniciación en el acuerdo del cordón soldado.

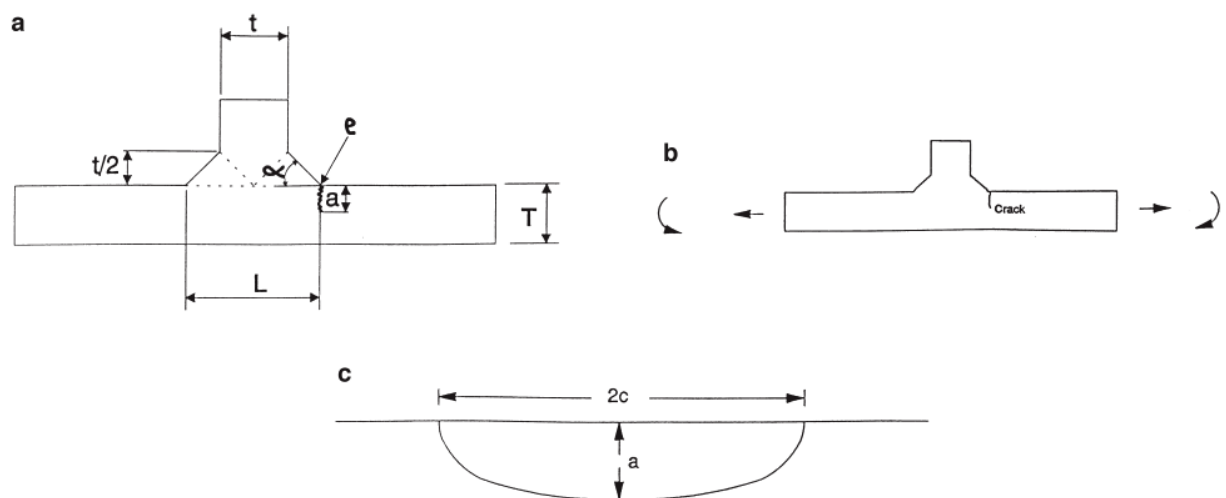


Figura B.7: *Macrogeometría del cordón soldado, estados de carga y perfil de fisura utilizados para las estimaciones [64]*

Como contrapartida, las ecuaciones obtenidas solo son validas para un determinado rango de variables, lo que puede llegar a ser un limitante para su aplicación. Los resultados obtenidos fueron comparados con estimaciones realizadas a partir del modelo de Newman y Raju obteniéndose buenas concordancias.

Otra metodología para la estimación del factor de intensidad de tensiones es haciendo uso del método de los elementos finitos. Wang y Lambert [65] realizaron un análisis de los

factores de intensidad de tensiones para fisuras superficiales iniciadas en talones de soldadura para uniones de tubos. El trabajo fue realizado haciendo uso de funciones de peso y modelado numérico con el objeto de poder estimar la variación del parámetro K a medida que el defecto va aumentando de tamaño.

Dado que el proceso de daño por fatiga es realmente complejo, y que en ciertos aspectos hoy en día aún no ha sido del todo comprendido, y que resulta de gran interés para el diseño de estructuras es que se han propuesto diferentes enfoques con el objeto de poder estimar el comportamiento de las uniones en servicio.

Los modelos actuales de aplicación mas general en la industria son presentados en el capítulo II. De una forma ú otra estas metodologías de cálculo tratan de tener en consideración las variables hasta aquí enunciadas y que influyen sobre la resistencia a fatiga de la unión soldada pero en la mayoría de los casos no pueden justificar los comportamientos observados en servicio. De la información disponible se puede concluir que no existen teorías y/o modelos que permitan describir la influencia de las diferentes variables que intervienen en la definición del comportamiento a propagación de fisuras a partir de talones de soldadura. La necesidad de nuevas metodologías que permitan tener en consideración todos los parámetros que aquí han sido presentados sirve de motivación para el desarrollo de este trabajo de tesis cuyo resultado es una nueva metodología basada en la mecánica de fractura lineal elástica (MFLE).

B.5. Referencias del anexo

- [1] S.J.Maddox, *Fatigue Strength Of Welded Structures*, Abington Publishing, 1998, ISBN 1-85573-013-8.
- [2] A.Hobbacher, *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*, International Institute Of Welding, IIW-1823-07, 2008.
- [3] C.Wessel, A.Cisilino, O.Santi, J.Otegui, M.Chapetti, Numerical and experimental determination of three-dimensional multiple crack growth in fatigue. *Theoretical And Applied Fracture Mechanics*, 2001, 35, pp. 47-58.
- [4] F.P.Brennan, P.Peleties, A.K.Heiller, Predicting weld toe concentration factors for T and skewed T-joint plate connections, *International Journal Of Fatigue*. 2000, 22, pp. 573-584.
- [5] P.J.Singh, B.Guha, D.R.G.Achar, Fatigue life prediction of GTA welded AISI 304L cruciform joints with lack of penetration using local-stress approach. *Engineering Failure Analysis*. 2003, 10, pp. 25-36.

- [6] V.Balasubramanian, B.Guha, Fatigue life prediction of shielded metal arc welded cruciform joints containing LOP defects by a mathematical model. *Pressure Vessels and Piping*, 76, 1999, pp.283-290.
- (7) P.Singh, D.R.G. Achar. B.Guha, Hans Nordberg, Fatigue life prediction of gas tungsten arc welded AISI 304L cruciform joints with different LOP sizes. *International Journal Of Fatigue*, 25, 2003, pp. 1-7.
- [8] T.N.Nguyen, M.A.Wahab, The effect of residual stresses and weld geometry on the improvement of fatigue life. *Journal of Materials Processing Technology*. 48, 1995, pp. 581-588.
- [9] P. Lazzarin, T.Lassen, P.Livieri, A notch stress intensity approach applied to fatigue life predictions of welded joints with different local toe geometry. *Fatigue Fracture Engineering and Material Structures*. 26, 2002, pp. 49-58.
- [10] M.A.Wahab, M.S.Alam, The significance of weld imperfections and surface peening on fatigue crack propagation life of butt-welded joints. *Materials Processing Technology*. 153-154, 2004, pp. 931-937.
- [11] M.Mochizuki. Control of welding residual stress for ensuring integrity against fatigue and stress-corrosion cracking. *Nuclear Engineering and Design*. 237, 2007, pp. 107-123.
- [12] J.E.Rodriguez-Sanchez, W.D.Dover, F.P.Brenan. Application of short repairs for fatigue life extension. *International Journal Of Fatigue*. 26, 2004, pp. 413-420.
- [13] J.L.Otegui. Initiation and coalescence of fatigue cracks in welded joint in steel. Phd thesis, University of Waterloo. 1988.
- [14] M.Cerit, O.Kokumer, K.Genel, Stress concentration effects of undercut defect and reinforcement metal in butt welded joint, *Engineering Failure Analysis*, doi:10.1016/j.engfailanal.2009.10.010.
- [15] Tso-Liang Teng, Chin-Ping Fung, Peng-Hsiang Chang,, Effect of weld geometry and residual stresses on fatigue in butt welded joints. *Pressure Vessels and Piping*, 79, 2002, pp. 467-482.
- [16] R.Galatolo, A.Lanciotti, Fatigue crack propagation in residual stress fields of welded plates. PII: S0142-1123(96)00046-1, 1997.
- [17] H.I.Yelbay, I.Cam, C.Hakan Gür, Non-destructive determination of residual stress state in steel weldments by magnetic barkhausen noise technique. *NDT&E International*, 43, 2010, pp. 29-33.
- [18] D.Radaj, C.Sonsino, W.Fricke, Recent developments in local concepts for fatigue assessment of welded joints, *International Journal Of Fatigue*, 31, 2009, pp. 2-11.
- [19] T.Nykäen, C.Marquis, T.Björk, A simplified fatigue assessment method for high quality welded cruciform joints, *International Journal Of Fatigue*, 31, 2009, pp. 79-87.

- [20] H.L.J.Pang, Analysis of weld toe radius effect on fatigue weld toe cracks. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 58, 1994, pp. 171-177.
- [21] T.N.Nguyen, M.A.Wahab, A theoretical study of the effect of weld geometry parameters in fatigue crack propagation life, *Engineering Fracture Mechanics*, 51, 1995, pp. 1-18.
- [22] L.S.Etube, F.P.Brennan, W.D.Dover, Review of empirical and semi-empirical Y factor solutions for cracked welded tubular joints, *Marine Structures*, 12, 1999, pp. 565-583.
- [23] L.S.Etube, F.P.Brennan, W.D.Dover, A new method for predicting stress intensity factors in cracked welded tubular joints, *International Journal Of Fatigue*. 22, 2000, pp. 447-456.
- [24] J.E.Rodriguez, F.P.Brennan, W.D.Dover, Minimization of stress concentration factors in fatigue crack repairs, *International Journal Of Fatigue*, 20, nro10, 1998, pp. 719-725.
- [25] S.J.Maddox, Review of fatigue assesment procedures for welded aluminium structures. *International Journal Of Fatigue*, 25, 2003, pp. 1359-1378.
- [26] W.Fricke, Fatigue analysis of welded joints: state of development, *Marine Structures*, 16, 2003, pp. 185-200.
- [27] D.Radaj, Review of fatigue strength assessment of nonwelded and welded structures based on local parameters, *International Journal Of Fatigue*, 18, nro3, 1996, pp. 153-170.
- [28] S.J.Maddox, Fatigue design and assessment of welded joints. *Advances In Fracture Research, Proceedings of the Ninth International Conference on Fracture*, 1997.
- [29] M.D.Chapetti, J.L.Otegui, Controlled toe waviness as a means to increase fatigue resistance of automatic welds in transverse loading, *International Journal Of Fatigue*, 19, nro.16, 1997, pp. 667-675.
- [30] M.D.Chapetti, J.L.Otegui, A technique to produce automatic welds with enhanced fatigue crack propagation lives under transverse loading, *International Journal Of Pressure Vessel and Piping*, 70, 1997, 173-181,
- [31] M.D.Chapetti, J.L.Otegui, Importance of toe irregularity for fatigue resistance of automatic welds, *International Journal Of Fatigue*, 17, nro8, 1995, pp. 531-538.
- [32] M.D.Chapetti, Application of a threshold curve model to high-cycle fatigue behavior of small cracks induced by foreign-object damage in Ti-6Al-4V, *International Journal of Fatigue*, 27, 2005, pp 493-501.
- [33] M.D.Chapetti, Fatigue assessment using an integrated threshold curve method – applications, *Engineering Fracture Mechanics*, 75, 2008, pp 1854-1863.
- [34] M.D.Chapetti, Fatigue propagation threshold of short cracks under constant amplitude loading, *International Journal Of Fatigue*, 25, 2003, pp 1319-1326.
- [35] M.D.Chapetti, High-cycle fatigue of austempered ductile iron (ADI), *International Journal Of Fatigue*, 29, 2007, pp 860-868.

- [36] B.Wathne Tveiten ,A.Fjeldstad , Gunnar Ha ärkegard ,O.Runar Myhr, Børge Bjørneklett, Fatigue life enhancement of aluminium joints through mechanical and thermal prestressing, *International Journal Of Fatigue*, 28, 2006, pp 1667-1676.
- [37] G.E. Nordmark, L.N. Mueller, R.A. Kelsey, Effect of residual stresses on fatigue crack growth rate in weldments of aluminum alloy 5456b plate, *Residual Stress Effects Fatigue ASTM STPT 776 (1987) 45– 62*.
- [38] S.J. Maddox, Applying fitness-for-purpose concepts to the fatigue assessment of welded joints, in: *The International Conference on Fatigue*, Toronto, Ontario, Canada, 1994, pp. 72–81.
- (39) Z.Barsoum, I.Barsoum, Residual stress effects on fatigue life of welded structures using LEFM, *Engineering Failure Analysis*, 16, 2009, pp 449-467.
- [40] J.E. LaRue, S.R. Daniewicz, Predicting the effect of residual stress on fatigue crack growth, *International Journal Of Fatigue*, 29, 2007, pp 508-515.
- [41] F.S. Silva, The importance of compressive stresses on fatigue crack propagation rate, *International Journal Of Fatigue*, 27, 2005, pp 1441-1452.
- [42] H. Wohlfahrt, Th. Nitschke-Pagel, W. Zinn, Optimization of the fatigue behaviour of welded joints by means of shot peening - a comparison of results on steel and aluminium joints, *ICSP-6*, 1996, pp 243-250.
- [43] L.Bertini, V.Fontanari, G.Straffelini, Influence of post weld treatments on the fatigue behaviour of Al-alloys welded joints, *International Journal of Fatigue*, 20, 1998, pp 749-755.
- [44] Scott Walbridge, Fatigue analysis of post-weld fatigue improvement treatments using a strain-based fracture mechanics model, *Engineering Fracture Mechanics*, 75, 2008, pp 5057-5071.
- [45] Wang Ting, Wang Dongpo, Huo Lixing, Zhang Yufeng, Discussion on fatigue design of welded joints enhanced by ultrasonic peening treatment (UPT), *International Journal Of Fatigue*, 31, 2009, pp 644-650.
- [46] D.S. Ramchandra Murthy, P. Gandhi, A.G. Madhava Rao, A model for fatigue prediction of offshore welded stiffened steel tubular joints using FM approach, *Int. J. Offshore Polar Eng.* 43 1994, 241–247.
- [47] I.F. Smith and R.A. Smith. Defects and crack shape development in fillet welded joint. *Engng. Fat. Of Eng. Mat. and Struct.* Vol 5 N°2, pp.151-165. 1982.
- [48] Y.Z. Itoh, S. Suruga, H. Kashiwaya, Prediction of fatigue crack growth rate in welding residual stress field, *J. Eng. Fract. Mech.* 33 (3) (1989) 397–407.
- [49] K.J. Kang, H. Song, Y. Young, Fatigue crack growth and closure behaviour through a compressive residual stress field, *J. Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 13 (1) 1990, pp 1–13.

- [50] T.Ninh Nguyen, M.A.Wahab, The effect of weld geometry and residual stresses in the fatigue of welded joints under combined loading, *Materials Processing Technology*, 77, 1998, pp 201-208.
- [51] Yan-Hui Zhang, S.Maddox, Fatigue life prediction for toe ground welded joints, *International Journal Of Fatigue*. 2009, Issue 31, pp 1124-1136.
- [52] J.W.Knight. Improving the fatigue strength of fillet welded joints by grinding and peening, *Welding Research International*, 8, 1978, pp 519-540.
- [53] C.Masuda, H.Sumiyoshi, M.Kosuge, A.Ohta and Snishijima, Variation of Fractographic Appearance of Different Microstructures in Welded Joints Having the Same Fatigue Crack Propagation Properties, *Int J Fatigue*, Vo1.9 N°4, pp.233-237, 1987.
- [54] Z.Barsoum, B.Jonsson, Influence of weld quality on the fatigue strength in seam welds, *Engineering Failure Analysis*, doi:10.1016/j.engfailanal.2010.12.001
- [55] P Paris and F Erdogan, A critical analysis of crack propagation laws, *Journal of Basic Engineering*, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, December 1963, pp.528-534.
- [56] D. Burns. S. Lambert and U. Mohaupt. Crack Growth Behavior and Fracture Mechanics Approach. *Steel in Marine Structures*, Delf, 1987, Proc. Conf., Invited Paper
- [57] G.R.Irwin, Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate, *Journal of Applied Mechanics*, 1957, 24, 361–364.
- [58] J.C.Newman, I.S.Raju, Analyses of surface cracks in finite plates under tension or bending loads, *NASA technical paper 1578*, 1979.
- [59] S.Maddox. *International Journal Of Fracture*, 1975, 11 (2), 221-243.
- [60] X. Niu and Glinka. "The Weld Profile Effect on Stress Intensity Factors In Weldments". *Int.J. of Fracture* 35, pp.3-20, 1987.
- [61] X. Niu and G. Glinka. Theoretical and Experimental Analyses of Surface Fatigue Cracks in Weldment". *Symposium on Surface-Crack Growth: Models, Experiments and Structures*. ASTM, Reno, USA. April 1988, Proc. Conf
- [62] P. Lukás. Stress intensity factor for small notch emanated cracks. *Engng. Fract. Mech.* Vo1.26 N°3, pp.471-473. 1987.
- [63] J.C.Newman and I.S.Raju. An Empirical Stress Intensity Factor. Equation for the Surface Crack. *Engng Fract Mech* VoI.15 Nq-2 pp.185-192. 1981.
- [64] F.P.Brennan ,W.D.Dover ,R.F.Kare , A.K.Hellier, Parametric equations for T-butt weld toe stress intensity factors, *International Journal Of Fatigue*, 21, 1999, pp 1051-1062.
- [65] X.Wang, S.B.Lambert. On the calculation of stress intensity factors for surface cracks in welded pipe-plate and tubular joints. *International Journal Of Fatigue*. 2003, 25. pp 89-96.

ANEXO C

Metodología experimental de detección y monitoreo de propagación de fisuras por fatiga iniciadas en talones de soldadura

C.1. Introducción

Para la validación experimental de las estimaciones de propagación de fisuras, (curvas a vs. N) se implementó una metodología basada en el uso de strain gauges y que en conjunto con la medición de otras variables de ensayo permite detectar y monitorear el crecimiento de fisuras iniciadas y propagadas por fatiga de fisuras superficiales

La aplicación de la técnica presento un desafío adicional debido a que se propuso como objetivo la detección temprana de fisuras iniciadas en el talón de soldadura.

En este anexo se presenta el fundamento teórico de la técnica de medición y las distintas variables que afectan el proceso de detección y monitoreo. Se muestran también los trabajos de instrumentación realizados sobre uniones soldadas a tope, por último se desarrolla en detalle el procedimiento completo de calibración, medición y ajuste de los datos recabados del ensayo de fatiga de una unión soldada a tope de $\frac{1}{4}$ " de espesor.

C.2. Metodología: Fundamentos

La técnica implementada para la detección y el monitoreo de las fisuras generadas en talones de soldadura está basada en el método de extensometría eléctrica. Inicialmente este método fue desarrollado para el análisis en dos dimensiones de fisuras rectas y posteriormente fue generalizado para aplicaciones tridimensionales haciendo uso de múltiples extensómetros permitiendo el registro de la profundidad y la forma de la fisura [1,2,3,4].

Cuando una fisura inicia y propaga dentro de un campo de tensiones (figura C.1) las líneas de flujo de las tensiones presentes comienzan a separarse de la superficie debido a la discontinuidad generada [4]. Esto puede ser detectado mediante extensómetros que son colocados en la superficie del material y a una distancia H de la boca de la fisura.

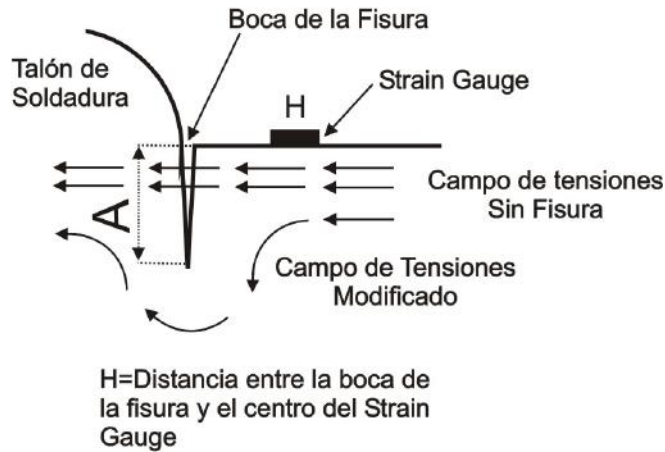


Figura C.1: *Influencia de la fisura sobre las líneas de flujo de tensión,*

Cuando la fisura se abre durante el ciclo de carga, y debido a su propagación, se presenta un cambio en la pendiente de la curva de respuesta obtenida en un gráfico de deformación vs. Carga (figura C.2). Es decir que a medida que la fisura avanza, la pendiente "P" correspondiente a la fisura abierta irá aumentando haciéndose mayor que la pendiente inicial obtenida al comienzo del ensayo, "P₀".

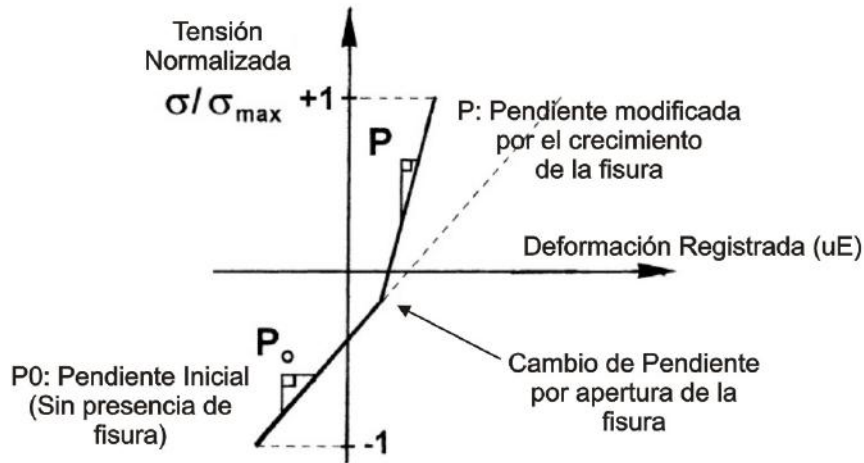


Figura C.2: *Cambio en la pendiente P debido a la presencia y avance de la fisura.*

Este cambio de pendiente está dado por la disminución en la rigidez de la probeta y no toma un valor puntual sino que se produce en forma continua desde la aplicación de la carga mínima hasta un valor de carga en el cual la fisura se encuentra totalmente abierta [5].

A partir de una curva de calibración previa (figura C.3a) obtenida a través datos experimentales, se calcula la longitud de fisura "a" para H=1[5]. Desde el momento en que se detecta que la fisura tiene una longitud determinada se efectúan marcas con tintas penetrantes o

marcas de playa registrándose también el valor de la pendiente P para cada canal de extensometría. Esta operación se repite de forma sucesiva a medida que la fisura crece. Una vez finalizado el ensayo, (*se finaliza cuando la longitud de fisura alcanza una longitud determinada o se produce la falla de la unión*), se registran "post mortem" las distancias H reales entre la fisura y cada uno de los extensómetros y se obtienen las verdaderas magnitudes de la longitud de fisura " a " haciendo uso de las marcas obtenidas a través de tintas penetrantes.

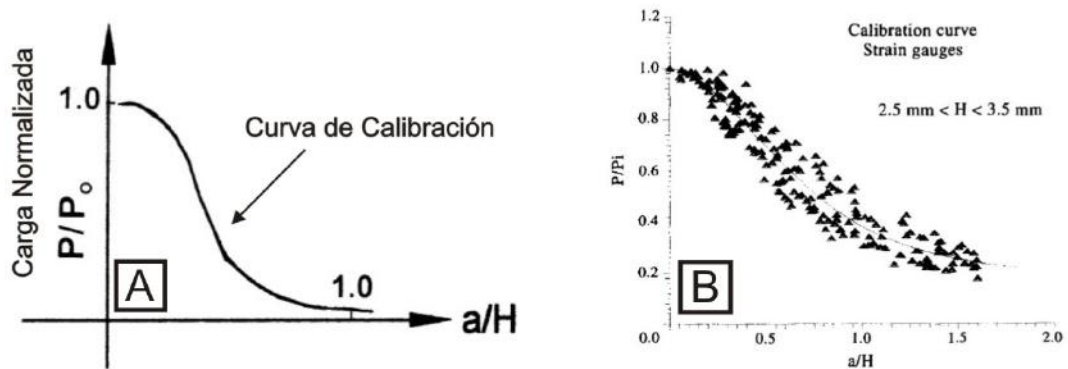


Figura C.3: **A)** Curva de calibración previa obtenida para $H=1$, **B)** Curva de calibración obtenida por Chapetti et al, [3]

Con esta información se generan pares de puntos $P/P_0 - a/H$, los que permiten reajustar la curva de calibración inicial. Es importante destacar que esta calibración permite obtener la verdadera magnitud de " a " independientemente de las constantes elásticas del material así como de la calibración que se haya dado a cada uno de los extensómetros. En la figura C.3b se observa una curva de calibración obtenida por Chapetti et al para valores de H comprendidos entre 2,5 y 3,5 mm.

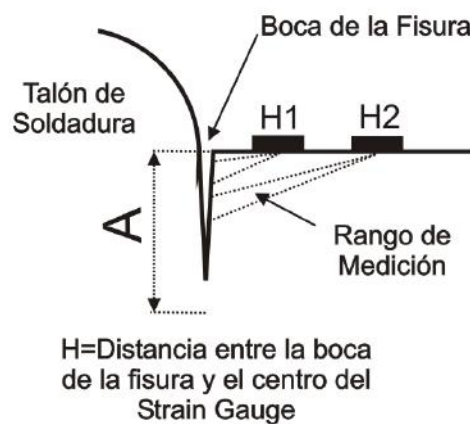


Figura C.4: Rango de medición del extensómetro en función de la distancia H a la boca de la fisura [4],

La sensibilidad presentada por el método depende del valor de " H ", o lo que es lo mismo de la cercanía del extensómetro a la boca de la fisura. El rango de medición también es afectado por este parámetro ya que cuando la longitud de fisura " a " sea cercana a " H " el extensómetro se satura. Aquellos extensómetros que sean colocados a distancias mayores de la fisura permitirán registrar mayores valores de " a " (figura C.4)[5].

Otro factor que afecta la sensibilidad del sistema es la configuración adoptada por los extensómetros y por la fisura a medida que esta crece. Considerando que el extensómetro presenta la mayor sensibilidad delante de su parte central podría darse el caso en que la fisura iniciara justo entre dos extensómetros. Bajo esta condición la fisura no será detectada hasta que ésta crezca lo suficiente como para afectar a uno o dos extensómetros adyacentes (figura C.5), por lo que se registrará una magnitud distinta de la verdadera.

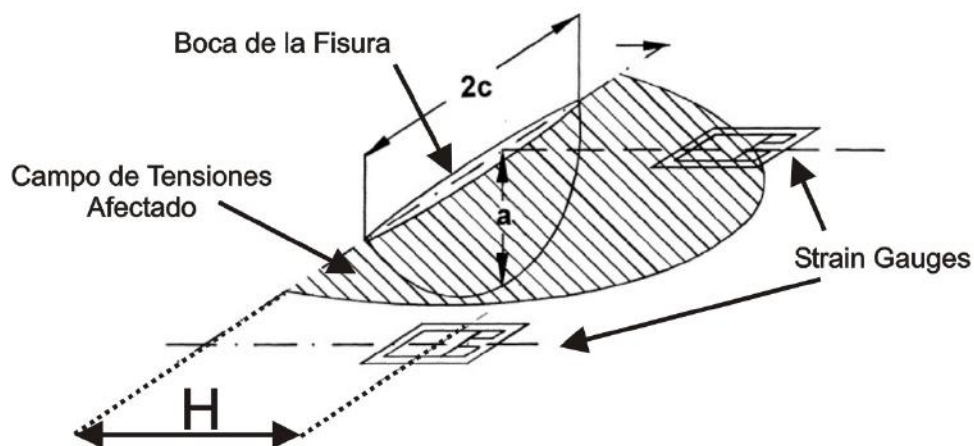


Figura C.5: La presencia de la boca de la fisura afecta el campo de tensión local lo que es detectado por los strain gauges [4].

C.3. Instrumentación de las probetas

Dadas las características del ensayo se hizo necesario acondicionar especialmente cada muestra tratando de cumplir en todos los casos con dos objetivos: asegurarse que aquellas fisuras que se inicien naturalmente por fatiga lo hagan exclusivamente en la zona de medición, esto es, en la zona instrumentada donde fueron colocados los strain gauges, y en segundo lugar, ubicar los extensómetros lo más cerca posible del talón. Además, es necesario lograr una correcta ubicación del canal de deformación remoto para la medición del rango de tensiones aplicado a la muestra durante el ensayo.

En la figura C.6 se observa un esquema en donde se indica la preparación realizada sobre el talón de soldadura, y que comprende un redondeo del acuerdo entre el material base y el cordón soldado en aquellas zonas que están alejadas de la instrumentación, este mecanizado es crítico ya que debe ser realizado minimizando los cambios en la macro y microgeometría del cordón.

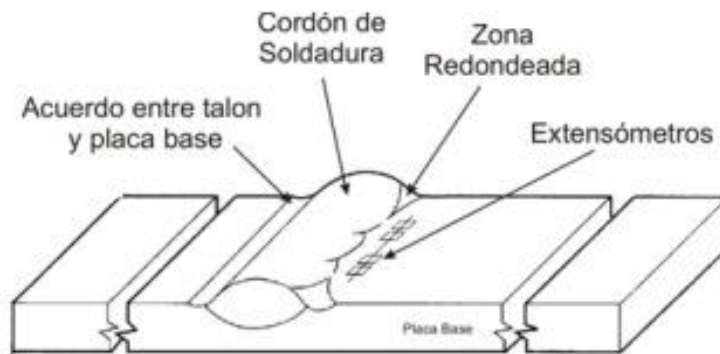


Figura C.6: Esquema de preparación de la muestra, obsérvese la preparación de los acuerdos con el objeto de asegurar la formación de la fisura en la zona donde se ubican los extensómetros

Otro factor importante de la preparación de las muestras fue el pulido necesario para la posterior ubicación de los strain gauges. Inicialmente se mencionó que un objetivo del sistema de medición era detectar las fisuras de forma lo mas temprana posible, de acuerdo a la teoría que sustenta este método esto implica que el strain gauge sea colocado a una distancia lo mas cercana posible del acuerdo del talón de soldadura, pero sin afectarlo.(figura C.7). Esta parte del proceso requirió gran destreza y práctica para lograr buenos resultados.

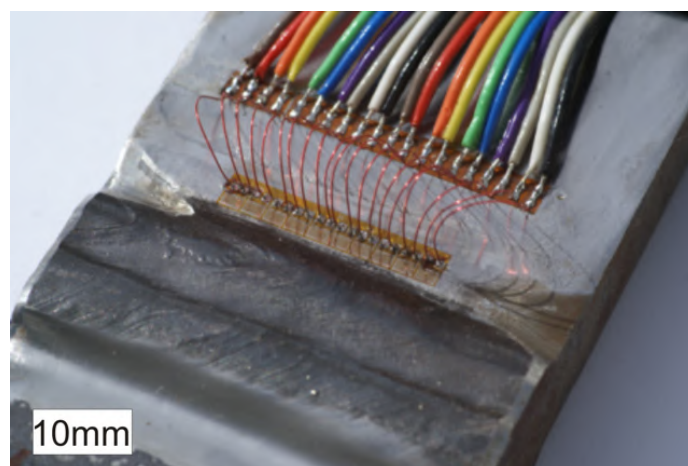


Figura C.7: Para aumentar la sensibilidad de detección del sistema, los strain gauges deben ser ubicados lo mas cercano posible al acuerdo del talón del soldadura y el material base.

En la figura C.8 se observa una muestra instrumentada y lista para ser ensayada. Es importante destacar la colocación del strain gauge remoto para la medición de la tensión aplicada ya que debe ser ubicado a una distancia determinada del cordón soldado para no ser afectado por la concentración de tensiones que este genera y respetando una distancia mínima respecto del punto de apoyo del rodillo de carga de forma en que no afecte la medición de dicho canal.



Figura C.8: Vista general de una probeta lista para ser ensayada. Los strain gauges ubicados a la derecha son los encargados de la detección y monitoreo de las fisuras, el sensor colocado a la izquierda se destina a la medición del campo de tensiones nominal aplicado a la muestra.

C.4. Referencias del capítulo

- [1] M.D.Chapetti, J.L.Otegui: A Technique to produce automatic welds with enhanced fatigue crack propagation lives under transverse loading, International Journal Of pressure Vessel & Pipping, 1997, No. 70, pp 173 – 181,
- [2] M.D.Chapetti, J.L.Otegui: Controlled toe waviness as a means to increase fatigue resistance of automatic welds in transverse loading, International Journal Of Fatigue, 1997, Vol. 19, No. 10, pp 667 – 675,
- [3] M.D.Chapetti, J.L.Otegui: Importance of toe irregularity for fatigue resistance of automatic welds, International Journal Of Fatigue, 1995, Vol. 17, No. 8, pp 531 – 538,
- [4] C.Wessel, A.Cisilino, O.Santi, J.Otegui, M.Chapetti: Numerical and experimental determination of three-dimensional multiple crack growth in fatigue, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2001, No. 35, pp 47 – 58.
- [5] M.D.Chapetti: Propagación subcrítica de fisuras en aceros estructurales soldados, Tesis Doctoral, 1995.

ANEXO D

Configuración general y equipamiento de ensayos

D.1. Introducción

Como parte de los trabajos de tesis se desarrollaron ensayos de fatiga de altos ciclos junto con la implementación de una metodología experimental que permitió la detección y monitoreo de fisuras iniciadas por fatiga a partir de talones de soldadura y cuyo crecimiento es en la dirección del espesor del material.

Estos ensayos se realizaron con el objetivo de validar las expresiones obtenidas de la aplicación de un modelo fractomecánico propuesto previamente y presentado en el capítulo III. En la figura D.1 se observa la propuesta de trabajo desarrollada sobre un conjunto de muestras de uniones soldadas a tope en distintos espesores de material base.

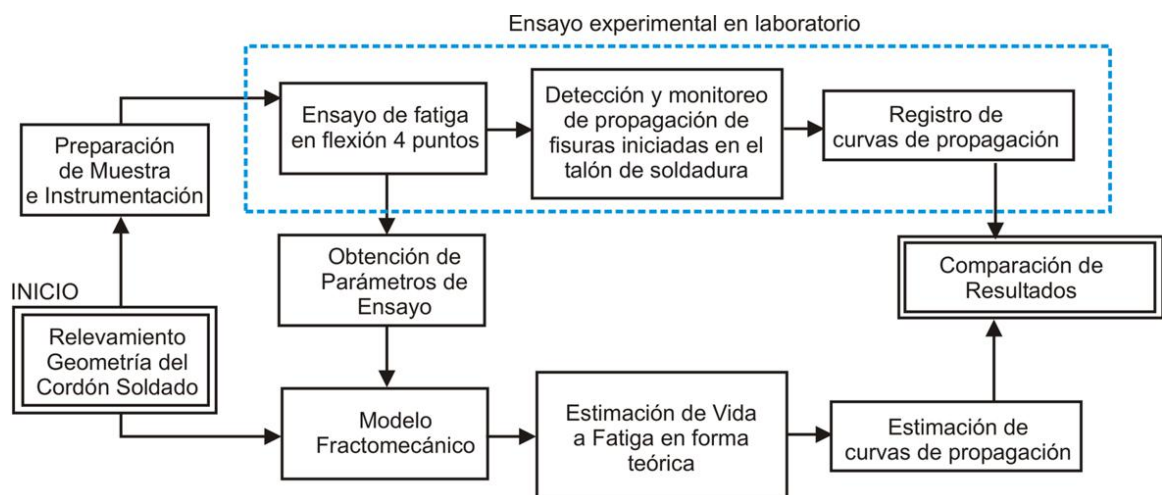


Figura D.1: Esquema de los trabajos realizados sobre uniones soldadas a tope con el objeto de validar las predicciones a fatiga efectuadas por un modelo propuesto previamente.

Para la implementación experimental de los ensayos en laboratorio, zona demarcada en azul en la figura D.1, se llevó a cabo la automatización de una máquina de fatiga blanda, de tipo "Walking Beam". Dado que la metodología de detección implementada se basa en la utilización de strain gauges se diseñó y construyó un equipo acondicionador de señales específico. Por último, el análisis de los datos adquiridos durante la prueba fue resuelto por medio de un programa efectuado bajo el entorno de programación gráfica "LabView 8.0" de National

Instruments. A continuación se presenta en forma breve los trabajos desarrollados para la implementación de estos ensayos.

D.2. Configuración general del tren de carga

Los ensayos de fatiga fueron realizados haciendo uso de una máquina de fatiga blanda de tipo "Walking Beam" (figura D.2). El tren de carga presentó una configuración de flexión en cuatro puntos (figura D.3) con el objeto de obtener un estado de carga de flexión pura en la zona del cordón soldado. Las probetas de $\frac{1}{2}$ " y $\frac{1}{4}$ " fueron ensayadas a una frecuencia de 10 Hz, disminuyéndose esta a 2.5 Hz para las muestras de 1"



Figura D.2: Máquina de ensayos de fatiga "Walking Beam" utilizada en los ensayos.

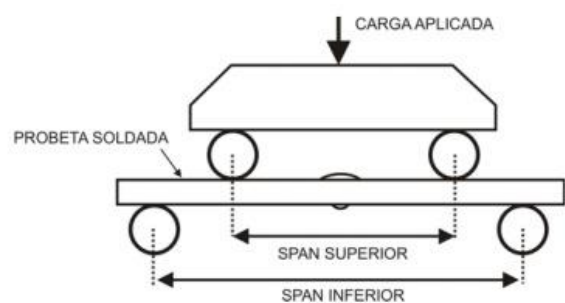


Figura D.3: Disposición de una muestra de $\frac{1}{4}$ " instrumentada y lista para ensayar, a la derecha se observa un esquema del arreglo del tren de carga.

Para el ajuste de los parámetros de ensayo se llevaron a cabo tareas exploratorias para todas las muestras ensayadas. La máquina de fatiga utilizada solo permite trabajar bajo

relaciones de carga R positivas y dispone para su regulación de un sistema de levas excéntrico junto con un sistema de resortes intercambiables que permite el ajuste en forma escalonada de la carga aplicada a la muestra. El otro parámetro de ajuste esta dado por el SPAN (distancia entre puntos de apoyo) superior e inferior, siendo este último el que provee mayores facilidades de ajuste.

El procedimiento de ajuste estuvo basado en la técnica de prueba y error. Se tomó como parámetro de referencia el rango de tensiones remoto aplicado a la muestra medido por medio del strain gauge remoto. En la figura D.4 se indican en forma esquemática los pasos requeridos para el ajuste del ensayo antes de su inicio.

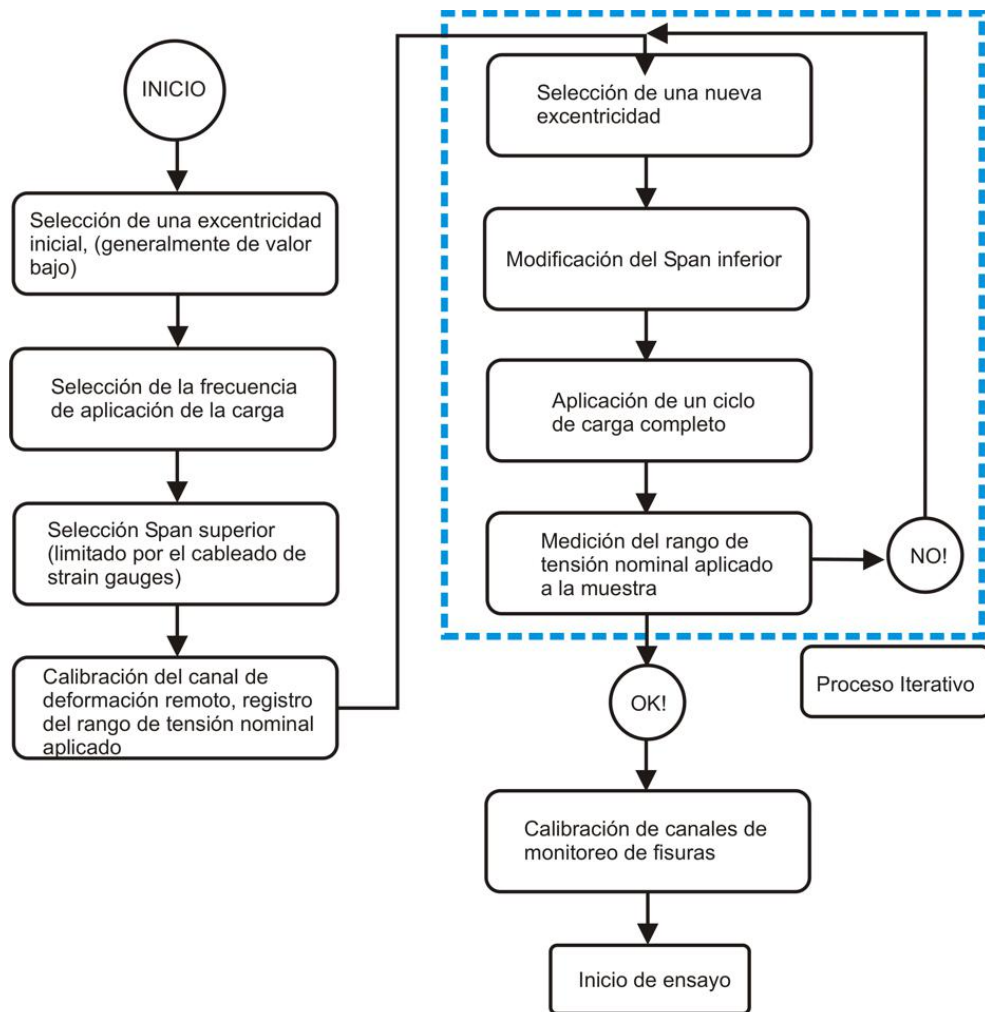


Figura D.4: Procedimiento de ajuste de los parámetros de máquina requerido antes del inicio del ensayo.

Una vez calibrado el canal de medición remoto y por medio de una rutina de adquisición desarrollada a tal efecto se fueron ajustando los distintos parámetros de máquina hasta alcanzar el rango de tensiones nominal buscado.

Ajustada la configuración de la máquina se procedió a la calibración de los canales de deformación encargados de la detección y monitoreo de las fisuras para luego ingresar estos y otros parámetros de ajuste en el programa de ensayo del equipo.

D.3. Sistema de adquisición, control y procesamiento de datos de ensayo

D.3.1. Automatización de máquina

Para la utilización efectiva de la maquina de ensayos de fatiga blanda "Walking Beam" fue necesario el desarrollo e implementación de un tablero de control eléctrico que permitiera la operación del equipo cumpliendo las siguientes funciones:

- Control de marcha y parada de motor principal,
 - Permite el inicio y parada del ensayo,
- Contador de ciclos realizados,
 - A través de un módulo programable, se observa en una pantalla la cantidad de ciclos realizados desde el inicio del ensayo,
- Parada programada de maquina para una determinada cantidad de ciclos realizados,
 - Por petición del usuario el ensayo puede ser detenido en forma automática y sin supervisión cuando la maquina haya alcanzado una determinada cantidad de ciclos de carga,
- Parada eventual de maquina ante rotura de probeta,
 - El sistema dispone de un elemento de seguridad que verifica la rotura de la probeta. Debido a la configuración mecánica de la maquina, este evento provocaría un funcionamiento anómalo del tren de carga pudiendo llegar a provocar daños en la maquina por lo que incluso antes de romperse la probeta el sistema se detiene en forma automática evitando daños.
- Salida digital auxiliar,
 - A través de esta salida digital, el sistema de adquisición de datos lleva un conteo de la cantidad de ciclos de fatiga a que se somete a la probeta en estudio.

Para el registro de los ciclos así como de la rotura de probeta se utilizan sensores de tipo inductivo, los cuales son operados por el modulo controlador del sistema. En la figura D.5 se observa una vista general del tablero de control.

La lógica de control fue implementada por medio de un modulo controlador programable el cual esta a cargo del control de los aparatos de maniobra y del registro de los sensores con lo que fue provista la máquina. En la figura D.6 se muestra un esquema con las entradas y salidas implementadas en el mismo.



Figura D.5: Vista frontal del tablero de control, se observa la disposición de los elementos de mando y aparatos de maniobra.

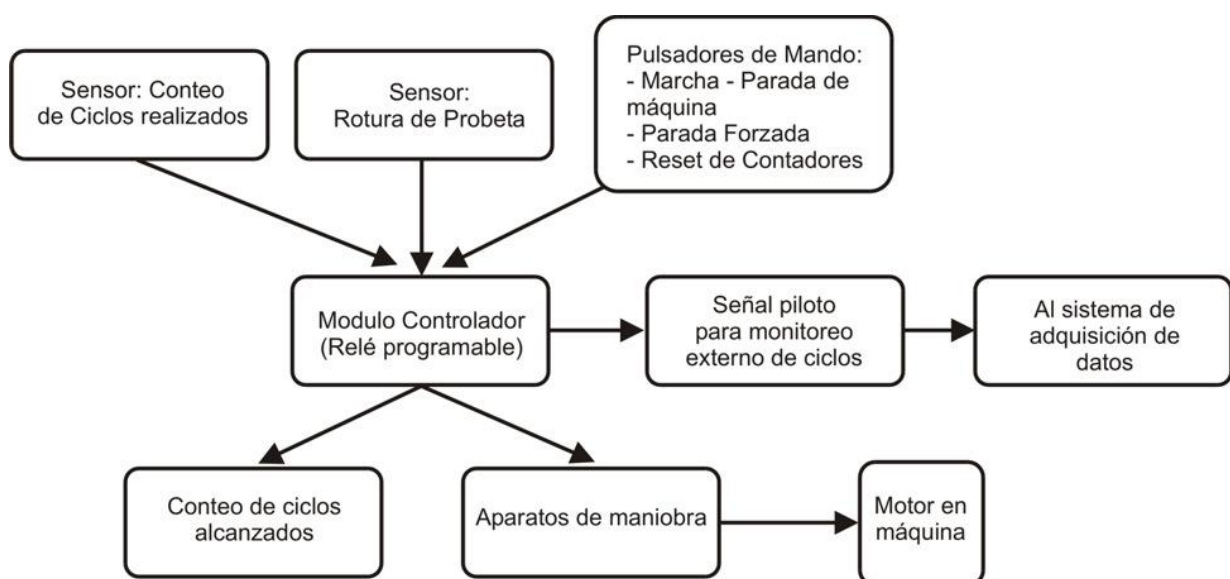


Figura D.6: Esquema del principio de funcionamiento del sistema de control de la máquina, todas las operaciones están centralizadas en un único modulo controlador.

Como resultado de la automatización realizada se logro que la máquina operara en forma semiautomática deteniéndose ya sea por la rotura de la muestra o al haber alcanzado un número determinado de ciclos en el ensayo.

D.3.2. Equipo acondicionador de señales

Al momento de la realización de los primeros ensayos se presentó el inconveniente de la falla total del acondicionador de señales de extensometría disponible en el laboratorio. Este equipo, con una antigüedad mayor a los 12 años, disponía de 10 canales de acondicionamiento de señales para extensómetros de 120 Ohm en configuración de una rama activa. La falla fue progresiva quedando únicamente dos canales operativos. Para que la técnica de monitoreo por strain gauges sea efectiva se requiere un mínimo de cinco canales de medición pudiéndose llevar hasta diez canales en forma práctica para el ancho de las muestras ensayadas. Bajo esta consideración inmediatamente se analizó la reparación / reemplazo del equipo en cuestión. Debido a que no se encontraron equipos en el mercado local que cumplieran con las necesidades del ensayo se decidió encarar el diseño y la construcción del aparato con los recursos disponibles en el grupo de trabajo.

Se comenzó con una revisión teórica y de fundamentos de electrónica analógica orientados en particular a la utilización de amplificadores operacionales para el tratamiento de señales en baja frecuencia, (inferiores a 1KHz).

Se llevo a cabo un análisis de las características operativas del amplificador a ser reemplazado facilitando de esta forma la selección y definición de las características del nuevo diseño. Se desarrollo un modelo a través de software apropiado con el objeto de verificar las características de las distintas etapas internas de acondicionamiento del equipo lo que facilitó el diseño de las etapas de amplificación que luego formaron parte del diseño final, (Figura D.7)

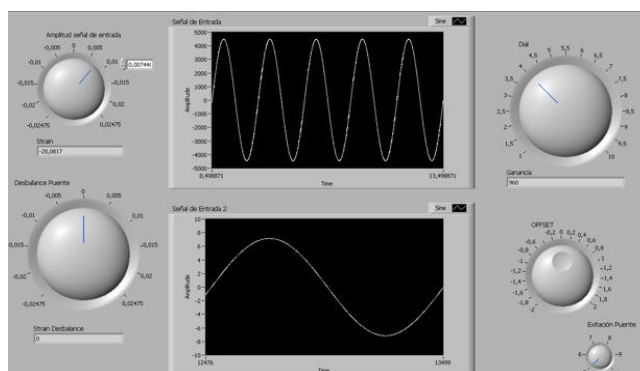


Figura D.7: Pantalla de control del programa desarrollado para simular el comportamiento del acondicionador

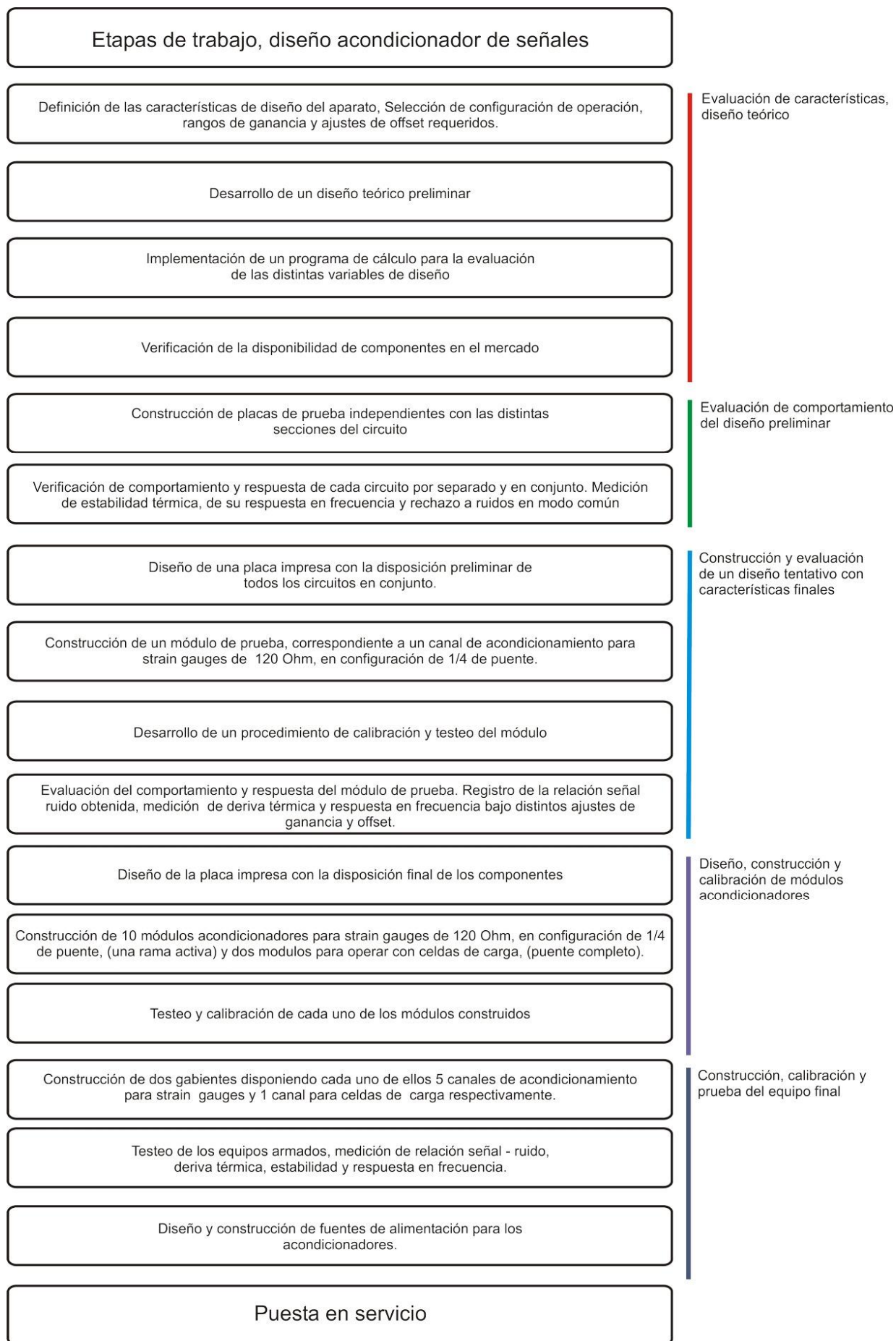


Figura D.8: Etapas desarrolladas para la construcción del equipo acondicionador de señales.

El diseño y construcción del equipo comprendió distintas etapas de trabajo, (figura D.8). Partiendo de los parámetros obtenidos a través del modelado teórico se calcularon y diseñaron los circuitos correspondientes a cada etapa de amplificación. En forma previa al diseño de la placa final se construyeron plaquetas de prueba con la circuitería correspondiente a cada una de las etapas de acondicionamiento de señal internas del equipo. Se construyeron 5 placas independientes, operando con cada una de ellas por separado y luego en conjunto para verificar la operación y estabilidad de las mismas.

Finalizada esta etapa se definió la disposición final de todos los circuitos en una única placa impresa. Se construyó una placa de prueba con el diseño final, la cual fue testeada bajo distintas condiciones de operación con el objeto de verificar que los parámetros de funcionamiento estuvieran dentro de los valores esperados, (figura D.9).

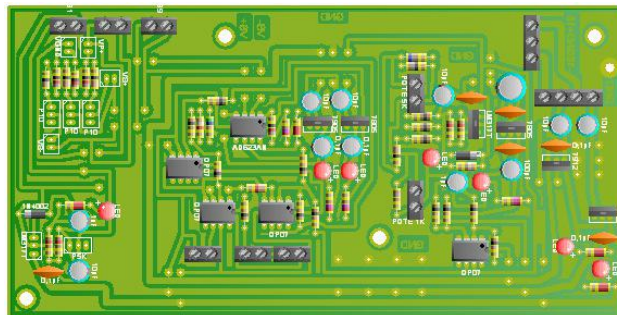


Figura D.9: *Vista esquemática de la disposición de componentes en el diseño final del circuito impreso.*

La placa de prueba fue montada en un módulo (figura D.10) y configurada con los controles finales con que fue construido el equipo. Finalizada la verificación de funcionamiento se construyeron 10 unidades para extensometría y dos unidades para operar con celdas de carga.



Figura D.10: *Se construyó un modulo de prueba para verificar la estabilidad y funcionamiento del diseño implementado.*

Todas las placas fueron probadas y calibradas, testeando su funcionamiento y estabilidad de operación. Finalizada la etapa de verificación se construyeron dos gabinetes con sus respectivos controles y conectores de entradas – salidas con una configuración de 1 canal para operar con celdas de carga y cinco canales para operar con strain gauges, (figura D.11). Adicionalmente, se construyeron dos fuentes de alimentaciones estabilizadas necesarias para la operación de los acondicionadores, y un set de borneras para el correcto cableado de los sensores. Finalmente, se escribió un manual de usuario y un manual de calibración con el objeto de disponer de información técnica del equipo en el caso que sea necesario efectuarle reparaciones.



Figura D.11: *Vista general de los dos gabinetes construidos juntos a sus fuentes de alimentación.*

Características del equipo construido:

El equipo de acondicionamiento de señal dispone de 6 canales operativos que se detallan a continuación:

- 5 canales que entregan el acondicionamiento de señales provenientes de Strain Gages para la medición de deformación, operando en una configuración de $\frac{1}{4}$ de puente, (1 rama activa), con extensómetros de 120 ohm. Cada unidad provee del arreglo de puente de Wheatstone, su alimentación así como de la amplificación de la señal registrada y ajuste de corrimiento de cero, (offset),

- 1 canal destinado a la utilización con celdas de carga. La unidad provee la fuente de alimentación estabilizada para la operación de la celda, la amplificación de la señal proveniente de la misma y la posibilidad de ajuste del corrimiento de cero.

Sobre la base de un mismo diseño de la placa de acondicionamiento se dispone de dos versiones, una para la utilización con extensómetros y la otra preparada para operar con celdas de carga.

Características comunes:

- Alimentación con fuente partida, tensión +15 , -15 Vcc, regulados y estabilizados, regulación independiente en la placa,
- Corte general de alimentación independiente en cada placa,
- Rechazo en modo común, mayor a 80db para frecuencias inferiores a 1Khz,
- Rango de Amplificación sobre la señal de entrada 1 a 2400, 2400 a 4800, dividido en dos rangos regulable a través de potenciómetros multivuelta,
- Rango de tensión de salida -10 a + 10 Vcc,
- Operación hasta frecuencias de 1Khz,
- Salidas de señal amplificada con conectores BNC duplicados para cada canal,
- Ajuste fino y grueso de offset inicial,

Características Particulares

Acondicionador para extensómetros:

- Operación en configuración $\frac{1}{4}$ de puente utilizando Strain gages de 120 ohm,
- Tensión de excitación del puente de 5 Vcc estabilizados,
- Rango de operación +/- 40000 uE,
- Capacidad de compensación de +/- 20000 uE de desbalance inicial en el puente,

Acondicionador para celda de carga:

- Operación con celdas de carga en configuración de puente completo, en 120 y 350 ohm,
- Tensión de excitación de la celda: 5Vcc estabilizados,
- Ajuste de cero en el rango completo de la señal de salida amplificada,

D.3.3. Software

Para poder llevar a cabo en forma práctica el ensayo de fatiga y la implementación de la metodología de monitoreo de fisuras se desarrollaron tres aplicaciones basadas en Windows XP y programadas bajo el entorno gráfico "LabView" versión 8.0. Con estos tres programas se intentó cubrir las necesidades que van desde la calibración del equipo hasta el postprocesamiento de los datos adquiridos para obtener las curvas finales de propagación de fisura.

En la figura D.12 se muestra esquemáticamente la forma en que se dividieron las tareas cubiertas por cada aplicación. A continuación se presenta brevemente las características de cada una de ellas.

RUTINA DE CALIBRACIÓN	Objetivos: - Permitir llevar a cabo la calibración de los canales de monitoreo, - Facilitar el procedimiento de ajuste de los parámetros de máquina - Permitir obtener un conjunto de parámetros de ajuste requeridos para la realización del ensayo.
RUTINA DE ADQUISICIÓN Y CONTROL	Objetivos: - Implementación on-line de la metodología experimental de monitoreo de fisuras, - Adquisición de datos experimentales a lo largo del ensayo, - Monitoreo de parámetros de máquina, - Control eventual ante fallas durante el ensayo, - Generación de datos preprocesados y crudos.
RUTINA DE POSTPROCESAMIENTO	Objetivos: - Reprocesamiento de datos experimentales crudos generados durante el ensayo, - Ajuste y corrección de cálculo sobre datos medidos, - Obtención de curvas de propagación finales.

Figura D.12: División de tareas asignada a cada una de las aplicaciones realizadas.

D.3.3.1. Rutina de Calibración

Como se mencionó anteriormente, la máquina utilizada para los ensayos de fatiga permite realizar ajustes por medio de un sistema de levas excéntricas y a través de la configuración geométrica dada a al tren de carga y la muestra a ensayar. La selección de estos parámetros debió realizarse a través de un proceso iterativo, de ensayo y error para lo cual se

tomó como parámetro de referencia el rango de tensiones remota aplicado a la muestra y que fue registrado por medio de un strain gauge colocado a tal fin.

La rutina de calibración desarrollada permitió monitorear en forma continua el rango de tensiones $\Delta\sigma$ nominal aplicado a la muestra. El seguimiento de este parámetro, junto con los valores de carga máxima y mínima aplicados y las señales de los canales de deformación, permitió ajustar en forma óptima para cada ensayo los parámetros de máquina y ajuste de las señales medidas.

Como objetivo principal de este programa se propuso:

- Facilitar el proceso iterativo de selección de parámetros de máquina, y que comprende la selección de excentricidad y geometría del arreglo experimental utilizado,
- Verificación on – line del rango de tensiones nominal aplicado a la muestra. Debido a las características de diseño del equipo, se encontraron diferencias significativas si los ajustes eran realizados con el equipo detenido. Estas diferencias se atribuyen a los efectos dinámicos inducidos por el diseño propio de la máquina de tipo “Walking Beam”,
- Permitir el ajuste optimo de ganancia y offset de los canales de monitoreo de fisuras dado que estos ajustes deben realizarse en forma previa al ensayo,
- Obtención de las constantes de calibración para los canales de monitoreo de fisuras y el canal de monitoreo del rango de tensión aplicada.

En la figura D.13 se muestra un esquema en bloques del flujo de datos dentro del programa.

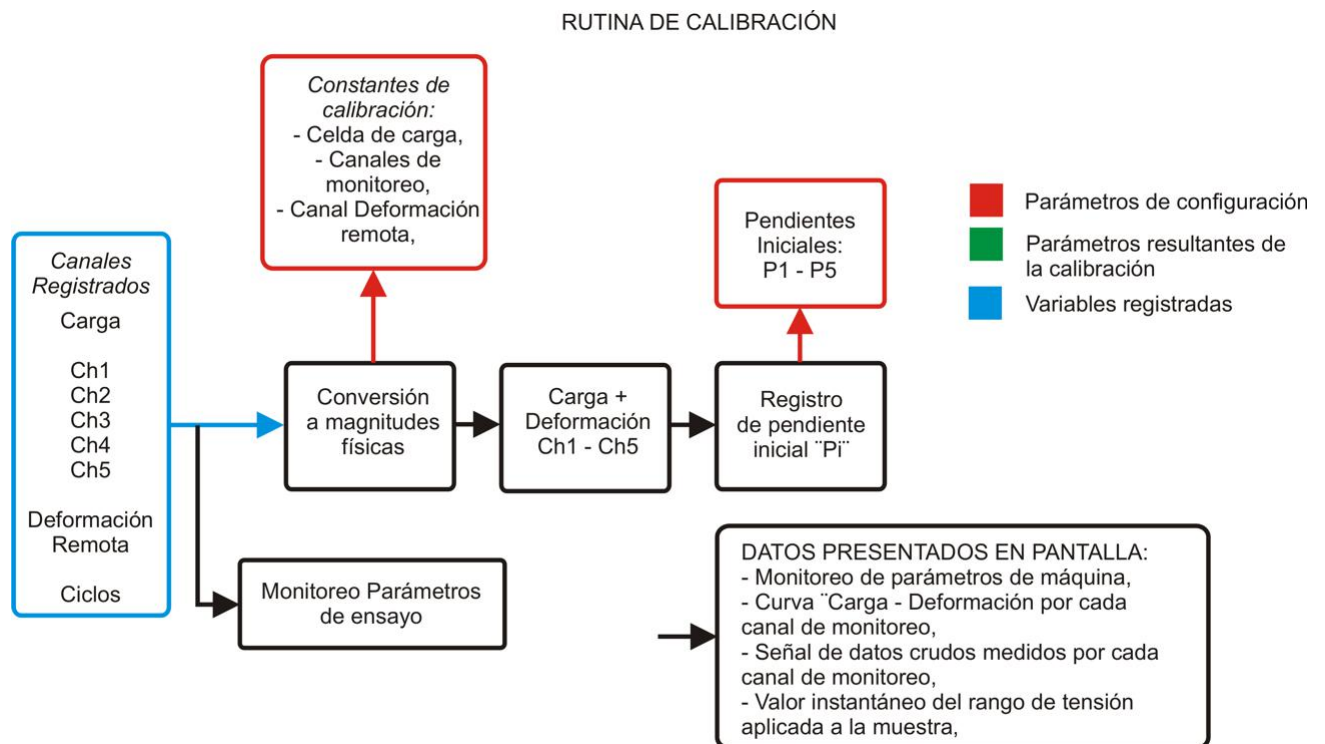


Figura D.13: Diagrama de flujo de las operaciones realizadas por la rutina de calibración.

Esta rutina no genera ningún tipo de reporte o archivo de datos crudos o procesados, solo cumple la función de mostrar con la mayor rapidez posible las señales resultantes de los ajustes que se hayan realizado sobre la configuración del equipo.

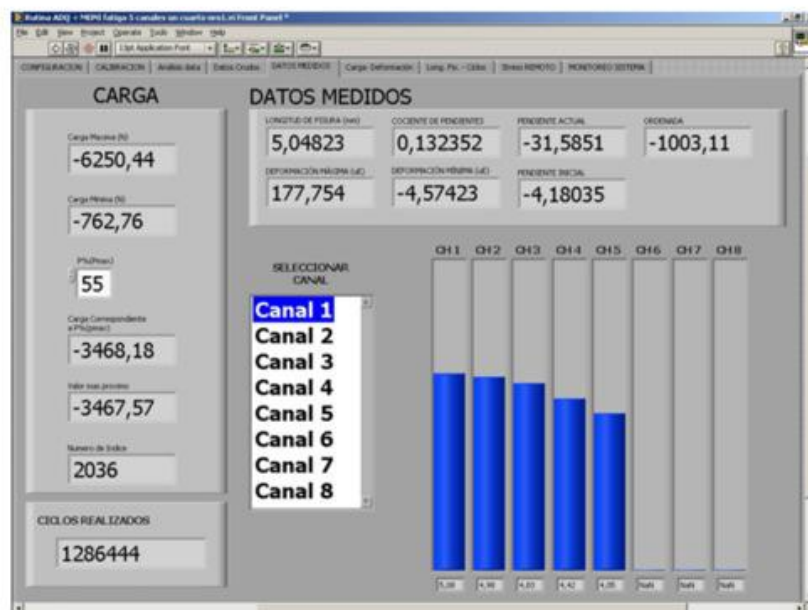
D.3.3.2. Rutina de medición y control de ensayo

Finalizado el proceso de ajuste de máquina y la calibración de los canales de monitoreo se considera que se está en condiciones de iniciar el ensayo de fatiga. Para la realización del ensayo se desarrolló una rutina que además de medir las distintas variables involucradas permite el seguimiento on – line del tamaño de defecto registrado por medio de los canales de monitoreo de fisuras, (figura D.14). Como segunda función, el programa permitió el monitoreo de distintos parámetros de funcionamiento de la máquina de ensayos con el objeto de detener el mismo ante la presencia de una falla.

Como características principales se destacan:

- Registro de 5 canales de deformación para el seguimiento del crecimiento de las fisuras,
- Registro de 1 canal de deformación para la medición del rango de tensiones nominal aplicado a la muestra,
- Conteo del número de ciclos de fatiga aplicados a la muestra. Estos pulsos son entregados por el módulo controlador de la máquina de fatiga,
- Registro de un canal de celda de carga para la medición de la carga aplicada a la muestra,
- Capacidad de presentación en pantalla de los valores de longitud de fisura a_i estimados para cada canal de monitoreo, en forma de histograma y en forma de barras para facilitar su comprensión,
- Generación de un archivo con todos los resultados de cálculo realizados a lo largo de la prueba,
- Generación de archivos con datos crudos, (en Volts y sin ser afectados por parámetros de calibración), de todas las variables registradas,
- Capacidad de control y evaluación de parámetros de funcionamiento del sistema a lo largo de la prueba,
- Automatización completa del ensayo logrando que la prueba sea desarrollada sin supervisión y detenida bajo condiciones propuestas por el usuario o ante una falla determinada,

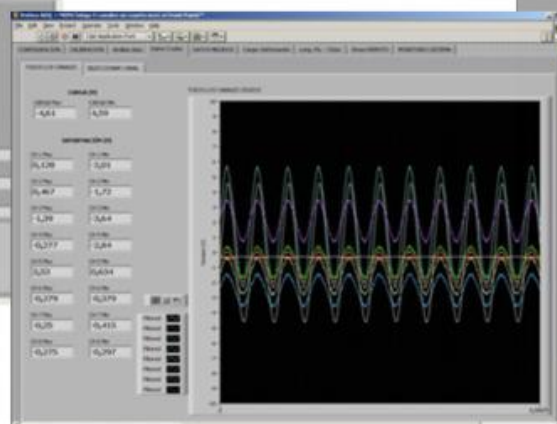
El corazón de la aplicación es la implementación numérica de los cálculos necesarios para aplicar el método de detección y monitoreo de fisuras por medio de strain gauges y que se encuentra desarrollado en detalle en el ANEXO C. En la figura D.15 se muestra un esquema de las operaciones realizadas internamente por el programa observándose que la rutina requiere de un conjunto de parámetros de entrada relacionados con la calibración de los canales de medición y con las constantes propias del método de monitoreo de propagación de fisuras implementado.



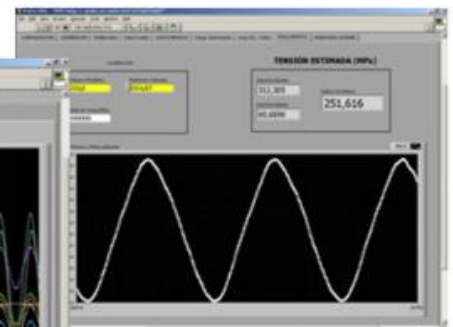
Monitoreo del crecimiento de fisura



Generación automática de archivos de datos



Visualización de variables registradas



Seguimiento del rango de tensión aplicada

Figura D.14: Distintas pantallas de usuario del programa de la rutina de medición y control de ensayo.

RUTINA DE MEDICIÓN Y CONTROL DE ENSAYO

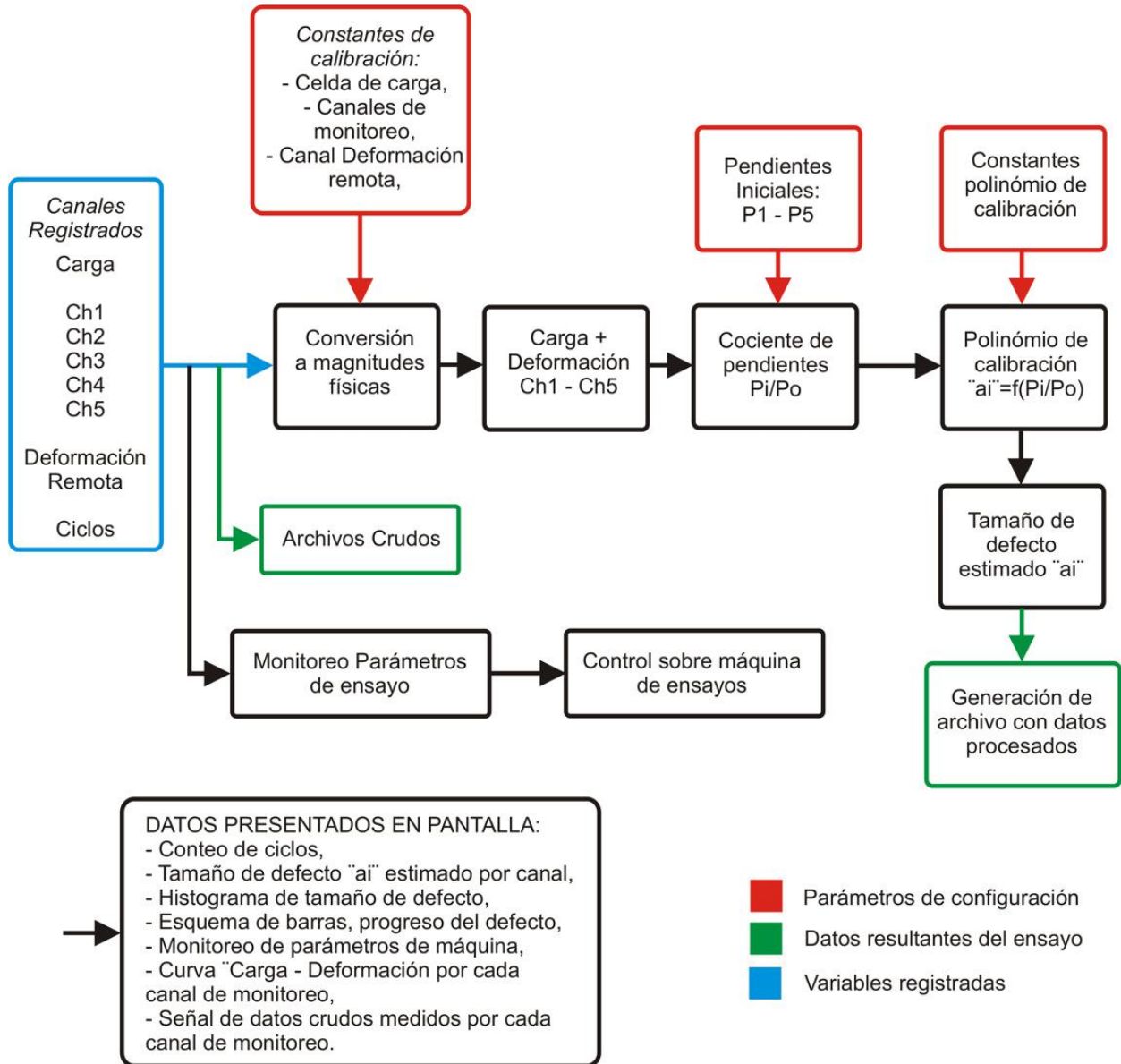


Figura D.15: Diagrama esquemático de la estructura del programa de adquisición y control de ensayo.

Es importante destacar que el programa permite el seguimiento continuo del crecimiento de las fisuras y que la generación de un conjunto de datos crudos facilita su posterior reprocesamiento para obtener una mejor aproximación en los resultados obtenidos.

D.3.3.4. Rutina de post procesamiento de datos

La metodología de monitoreo de fisuras por medio de strain gauges requiere de un procedimiento de calibración que comprende la realización de una serie de marcas de tinta y que permite el relevamiento de la forma real del frente de fisura a un determinado número de ciclos,

de la medición de los parámetros a_i y H , ambos obtenidos postmortem. En base a los datos mencionados se corrige la expresión del polinomio de calibración utilizado a lo largo del ensayo por lo que todos los datos adquiridos deben ser reprocesados. *Para mayor detalle del procedimiento aplicado y de la forma efectiva en que estas mediciones son realizadas referirse al ANEXO E.* Para resolver este problema se desarrollo una aplicación que realiza los mismos cálculos que el programa utilizado para la medición a lo largo del ensayo pero que toma como datos de partida los archivos “crudos” generados por la rutina antes mencionada.

En la figura D.16 se muestra el manejo realizado con los datos.

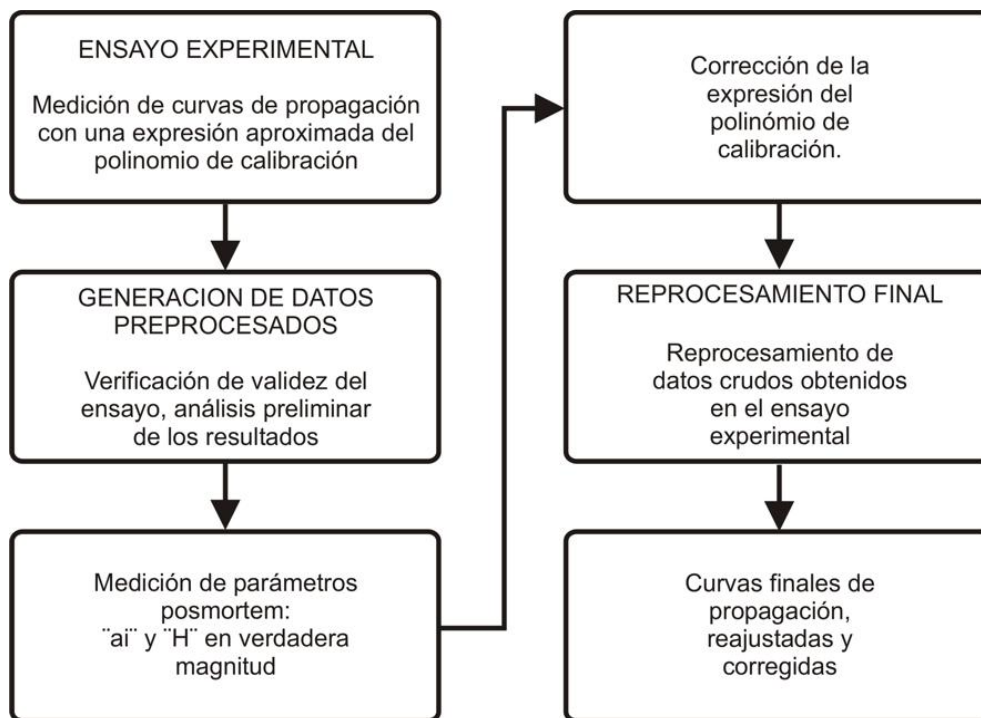


Figura D.16: Manejo de los datos adquiridos experimentalmente durante el ensayo.

Una vez de que se dispone de los valores del parámetro H en verdadera magnitud y que el polinomio de calibración ha sido ajustado con los pares de puntos a/H vs P_i/P_0 obtenidos de las mediciones postmortem esta información puede ser cargada en la rutina de postprocesamiento. En la figura D.17 se muestra un esquema de las operaciones realizadas por el programa.

De esta forma el programa reprocesa los datos crudos del ensayo experimental del mismo modo que si lo estuviera realizando nuevamente pero con los parámetros de ajuste corregidos. Las curvas de propagación obtenidas de esta forma ya se encuentran corregidas y ajustadas en magnitud.

RUTINA DE POSTPROCESAMIENTO DE DATOS

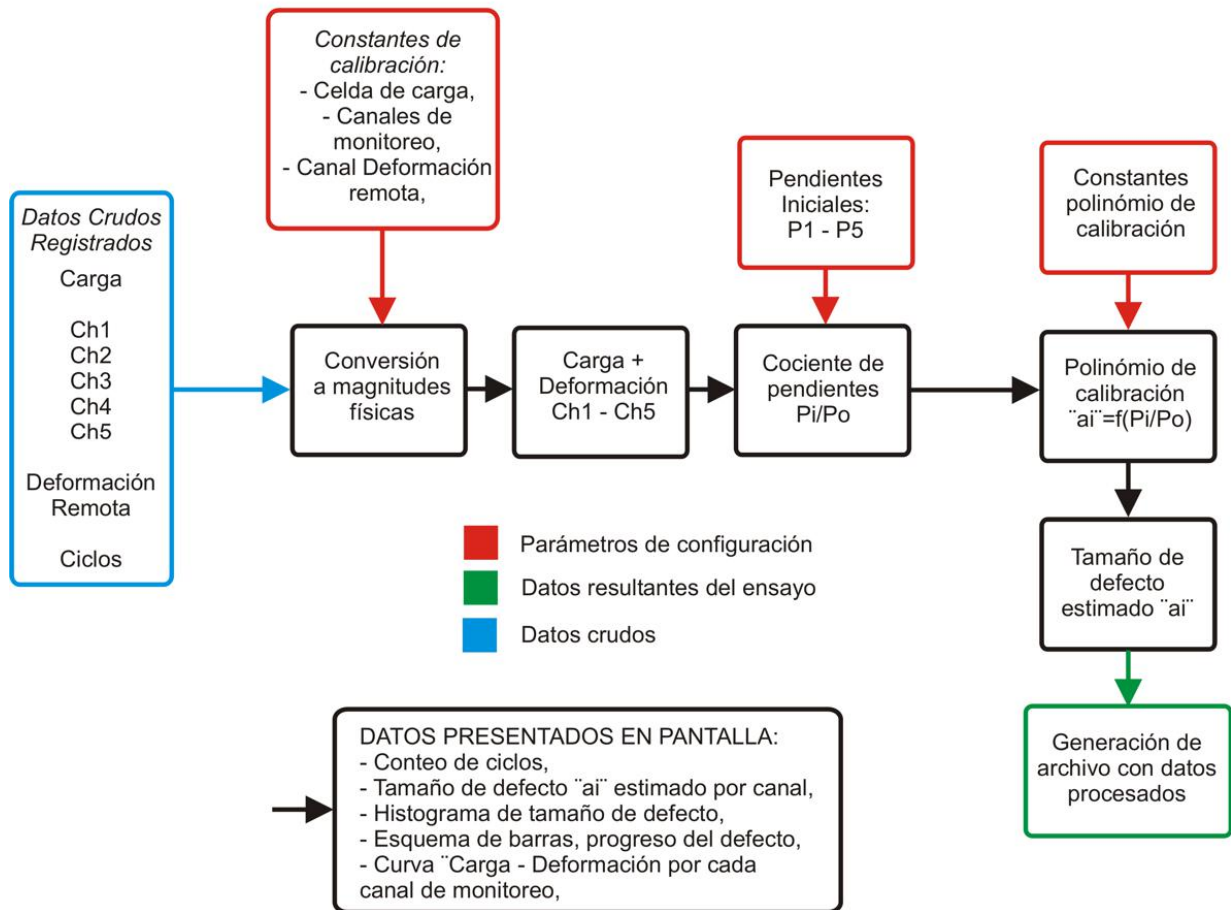


Figura D.17: Diagrama esquemático del flujo de operaciones realizado por el programa.

En la figura D.17 se observa que el esquema principal del programa de postprocesamiento es muy similar al utilizado para la aplicación sobre la máquina de fatiga pero con la principal diferencia de que no dispone de los módulos para el monitoreo de las variables de máquina y que los datos de entrada son ingresados desde un archivo y no como resultado de una medición directa.

D.4. Conclusiones

Los requisitos impuestos por la aplicación llevaron al desarrollo de un sistema completo comprendido por el desarrollo de software, hardware y sistemas de acondicionamiento, lográndose su implementación exitosa y dando como resultado un equipo de ensayo de fatiga capaz de operar sin necesidad de supervisión y permitiendo el desarrollo de los ensayos requeridos por el trabajo de tesis.

ANEXO E

Procedimiento de ensayo y post procesamiento de resultados

E.1. Variables Registradas en cada ensayo

Para la aplicación de la metodología de detección de fisuras se registraron en total 8 canales de datos. (Carga, Nro. de ciclos, R , Longitud de fisura, $\Delta\sigma$), (figura E.1). Seis canales fueron destinados a la medición de deformación de los cuales cinco corresponden a los strain gauges para el monitoreo de la fisura y el restante a la medición del rango de tensiones aplicado a la muestra. El registro de la carga aplicada sobre la probeta fue efectuado por medio de una celda de carga ubicada en el tren de carga de la máquina realizándose también el conteo de los ciclos de carga a los que fue sometida la muestra a lo largo del ensayo,

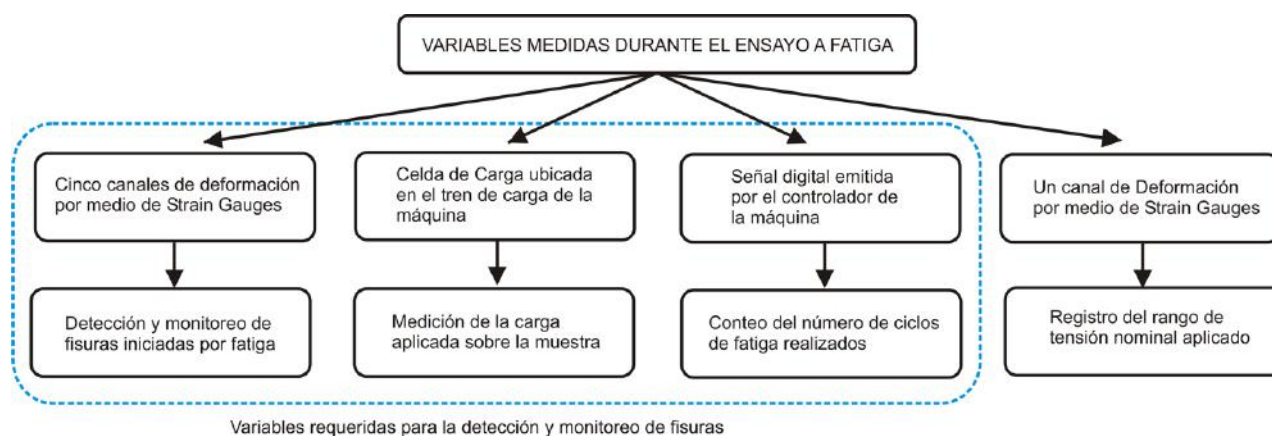


Figura E.1: Variables registradas en los ensayos de fatiga realizados sobre las uniones soldadas a tope.

E.2. Proceso completo de ensayo

En los **Anexos C y D** se ha presentado el fundamento teórico en el que se basa la metodología utilizada con detalles de la preparación e instrumentación de las uniones soldadas ensayadas así como una breve explicación de la configuración de carga utilizada y de los procedimientos previos al ensayo y relacionados con su ajuste.

A continuación se desarrolla el procedimiento del ensayo de propagación de fisuras que comprende las etapas que van desde la calibración individual de los canales de medición hasta la obtención de la curva final de propagación a vs. N , siendo esta última el objetivo principal del ensayo.

Como punto de partida de este desarrollo, se considera que la calibración y ajustes de máquina, (detallados en la figura E.1) ya han sido resueltos y que se cuenta con la calibración y ajuste de los canales de deformación que detectarán y registrarán el crecimiento de las fisuras iniciadas por fatiga.

En la figura E.2 se muestra un diagrama de flujo con las etapas requeridas para la realización del ensayo completo y que a continuación serán desarrolladas con mayor detalle.

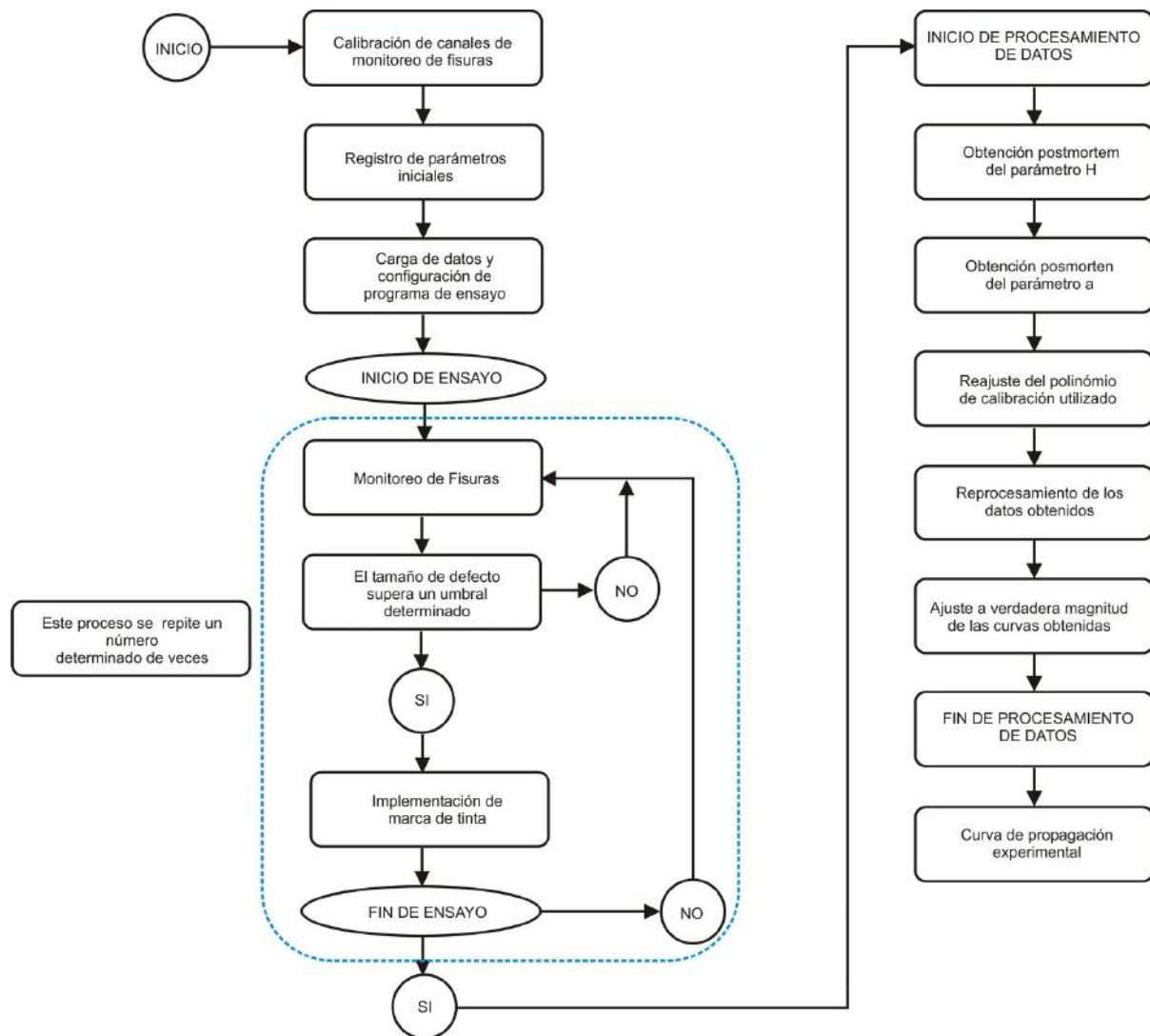


Figura E.2: Diagrama detallado con las etapas requeridas para la realización del ensayo que permite obtener las curvas de propagación experimentales.

E.2.1. Calibración de canales de monitoreo de fisuras

Esta calibración comprende el ajuste óptimo de los acondicionadores de señal con el objeto de obtener la mayor sensibilidad posible y la referenciación con respecto a un patrón que

permite obtener una ecuación característica para cada canal de medición. La expresión toma la forma de la ecuación de una recta convirtiendo las señales de *Volts* a $\mu\epsilon$. En la tabla E.1 se muestran a modo de ejemplo las constantes de calibración obtenidas en el ensayo de una muestra de 1/2" de espesor.

Calibración de Canales de Deformación		
Muestra: Unión a tope, 1/2" de espesor		
Material: Acero A36		
Canal	Pendiente	Ordenada
1	99,55	200,14
2	93,50	185,03
3	93,94	210,02
4	92,84	195,84
5	90,98	182,42
Remoto (rango de tensión aplicada)	158,42	342,67

Disposición de strain gauges en la muestra

Tabla E.1: *Constantes de calibración obtenidas para los canales de monitoreo de fisuras, Unión soldada a tope, 1/2" de espesor.*

E2.2. Registro de parámetros iniciales

La técnica de medición se basa en la comparación de la pendiente obtenida a partir de un gráfico de deformación vs. carga. Las pendientes obtenidas por cada canal de monitoreo al inicio del ensayo son registradas ya que son el punto de referencia para todos los cálculos que se realizarán después.

E2.3. Carga de datos y configuración del programa de ensayo

Para la estimación de las longitudes de fisura a través de los canales de monitoreo se requiere de la siguiente información:

- *Constantes de calibración de los canales de monitoreo,*
- *Constantes de calibración del canal de deformación que permite la medición del rango de tensiones aplicado,*
- *Valores iniciales del parámetro "H" requeridos para la estimación de la longitud de fisura. Este parámetro representa la distancia promedio entre la boca de la fisura y la*

parte media de la grilla de los strain gauges. Solo se puede medir en verdadera magnitud para cada extensómetro una vez finalizado el ensayo por lo que los valores de "H" utilizados por el programa a lo largo de la prueba son aproximados. [1-4]

- *Pendientes iniciales de la curva Carga-deformación:* Las pendientes P_0 correspondientes a los canales de monitoreo son obtenidas previamente y son el parámetro de referencia utilizado por el programa para el cálculo de las longitudes de fisura, [1-4]
- *Polinomio de calibración:* Las estimaciones de longitud de fisura realizadas en el ensayo son calculadas con una expresión aproximada (figura E.3) la cual una vez obtenidos los parámetros a y H postmortem es reajustada para el cálculo en verdadera magnitud de las longitudes medidas.[4,5]
- *Constantes de calibración de la celda de carga:* Para la medición de la carga aplicada a la muestra se dispone de una celda de carga la cual ha sido calibrada en forma previa al ensayo.

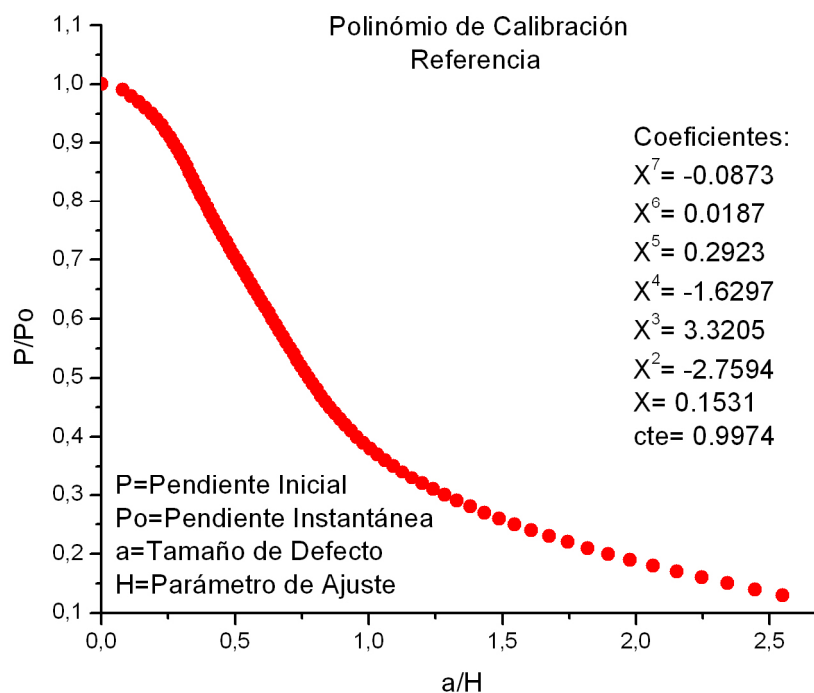


Figura E.3: *Expresión aproximada del polinomio de calibración utilizado a lo largo del ensayo experimental*

E2.4. Inicio del ensayo

E.2.4.1 Implementación de marcas de tinta

Una vez verificada la configuración de la máquina de fatiga y habiendo finalizado la carga de parámetros en el programa de control se inicia el ensayo.

Para la estimación de las longitudes de fisura detectadas por los canales de monitoreo se utiliza un polinomio de calibración que relaciona los pares de puntos P/P_0 y a/H . Como ya se mencionó, la expresión utilizada de este polinomio es una primera aproximación y debe ser reajustada en cada ensayo [5]. Este proceso de ajuste requiere de pares de puntos P/P_0 y a/H obtenidos experimentalmente, lo que se logra a través de la utilización de marcas de tinta llevadas a cabo durante la prueba. [5]

Basándose en las mediciones efectuadas por el sistema, cada vez que la fisura alcanza una determinada profundidad o incrementa su longitud en un determinado porcentaje definido de antemano se efectúa una marca con tintas penetrantes obteniéndose un registro del perfil real de la geometría de fisura al momento de realizar la marca.

Simultáneamente se registra el número de ciclos alcanzado, las longitudes de fisuras estimadas por el programa y las pendientes P actuales por cada canal de monitoreo. *(De la medición en verdadera magnitud del frente de fisura y en conjunto con las pendientes P registradas se reajusta el polinomio de calibración. Se volverá sobre este punto en la etapa de procesamiento de datos)*

El proceso de las marcas de tinta se lleva a cabo tantas veces como se considere necesario, dándose por finalizado el ensayo al alcanzar la rotura de la muestra, o cuando los canales de monitoreo quedan fuera de su rango de medición.

E.3. Procesamiento de datos

En esta etapa se llevan a cabo sobre la muestra ensayada las mediciones postmortem de los parámetros a y H en verdadera magnitud, junto con el ajuste del polinomio calibración y el reprocesamiento de los datos adquiridos obteniéndose así las curvas de propagación finales.

E.3.1. Obtención postmortem del parámetro H

Los valores estimados a lo largo del ensayo fueron calculados con un polinomio de calibración aproximado y para valores del parámetro "H" estimados. A partir de una imagen digital de la probeta fracturada se efectúa la medición del valor de H por cada canal de monitoreo, por medio de un ajuste de tamaño de pixel a su equivalente en mm

En la figura E.4 se observa la imagen utilizada para la medición de "H" en verdadera magnitud y en la tabla E.2 se presentan los resultados obtenidos para cada canal de monitoreo.

Registro de "H" en verdadera magnitud	Canal	Nro. Pixels	mm	Ajustes en imagen:
Muestra: Unión a tope, 1/2" de esp.	CH1	235	1,755	50 mm = 6693 Pixels
Material: Acero A36	CH2	249	1,861	1 Pixel = 0.007171 mm
	CH3	267	1,995	
	CH4	323	2,413	
	CH5	390	2,914	

Tabla E.2: Resultados obtenidos de la medición del parámetro "H" en verdadera magnitud, unión a tope en 1/2" de espesor.

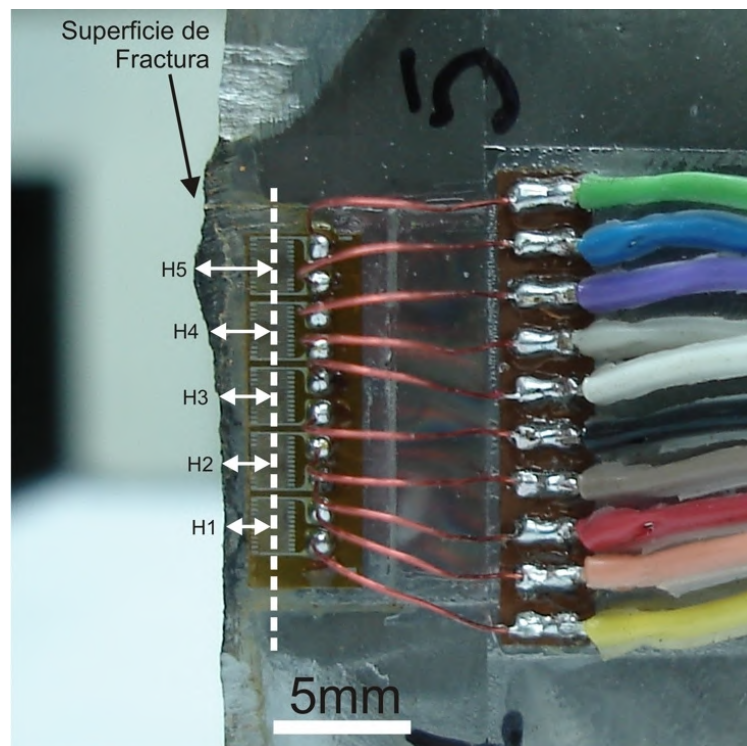


Figura E.4: Medición del parámetro H para cada canal de monitoreo, unión a tope, 1/2" de espesor.

E.3.2. Obtención postmortem del parámetro a

El parámetro a representa la longitud alcanzada por la fisura para un determinado número de ciclos. A través de las marcas de tinta se logra obtener una fotografía instantánea de la forma real alcanzada por el frente de fisura para un determinado número de ciclos.

Si se conoce la ubicación de la parte central de la grilla del strain gage y se la proyecta sobre el perfil generado por la marca de tinta, en su intersección se dispone del valor de a en verdadera magnitud para el número de ciclos correspondiente a la marca realizada.

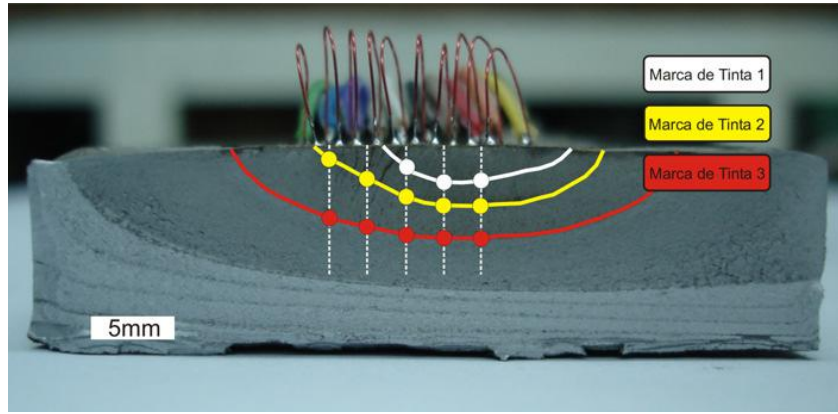


Figura E.5: Registro postmortem del parámetro a en verdadera magnitud para cada canal de monitoreo, unión a tope, $\frac{1}{2}$ " de espesor. Los círculos indican los puntos de medición

Utilizando una imagen digital de la superficie de fractura, figura E.5 y luego de una calibración previa que permite asignar una longitud en mm a cada pixel, se obtienen valor de a por cada canal de monitoreo para cada marca de tinta realizada. [4]

En la tabla E.3 se muestran los resultados obtenidos para una probeta de $\frac{1}{2}$ " soldada a tope.

Registro de "a" en verdadera magnitud					
Muestra: Unión a tope, 1/2" de espesor					
Material: Acero A36					
Marca de Tinta Nro.	1		Marca de Tinta Nro.	2	
	Nro. Pixel	Mm		Nro. Pixel	Mm
CH1	344	1,9985	CH1	614	3,5672
CH2	358	2,0799	CH2	611	3,5497
CH3	232	1,3478	CH3	537	3,1198
CH4			CH4	337	1,9578
CH5			CH5	140	0,8134

Marca de Tinta Nro.	3	
	Nro. Pixel	Mm
CH1	962	5,5889
CH2	948	5,5076
CH3	916	5,3217
CH4	849	4,9324
CH5	727	4,2236
Ajustes en imagen:		
12.7 mm = 2186 Pixels		
1 Pixel = 0.0058 mm		

Tabla E.3: Resultados obtenidos para la medición del tamaño de fisura a en verdadera magnitud, unión a tope, $\frac{1}{2}$ " de espesor.

E.3.3. Reajuste del polinomio de calibración utilizado

Habiéndose obtenido los valores del parámetro H en verdadera magnitud por cada canal de monitoreo y disponiendo de registros reales de a estimados por medio de las marcas de tinta se confeccionan pares de puntos P/P_0 y a/H experimentales con los que se reajusta el polinomio de calibración utilizado.[4,5]. En la tabla E.4 se indican los pares de puntos resultantes de las mediciones efectuadas previamente. En la figura E.6 se observa la curva resultante del reajuste del polinomio de calibración.

Puntos experimentales	
Unión a tope, 1/2" de espesor	
Material: Acero A36	
P/P_0	a/H
0,222	1,138
0,250	1,152
0,069	2,032
0,079	1,908
0,167	1,564
0,048	3,184
0,052	2,961
0,049	2,668
0,083	2,044
0,140	1,450

Tabla E.4: Pares de puntos P/P_0 y a/H experimentales, unión a tope, 1/2" de espesor.

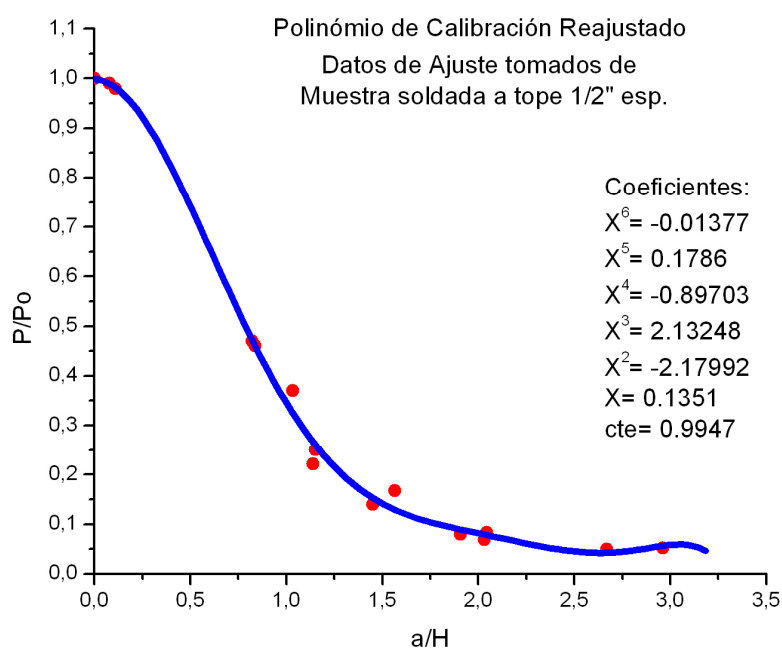


Figura E.6: Polinomio de calibración reajustado en base a los datos experimentales, datos correspondientes a una unión a tope de 1/2" de espesor.

Con la expresión corregida del polinomio de calibración y conociendo los valores de H por cada canal se reprocesan los datos obtenidos en forma experimental obteniéndose así las curvas de propagación en verdadera magnitud.

En la figura E.7 se muestran un juego de curvas resultantes del ensayo de fatiga, a modo de ejemplo se presentan los resultados para una muestra soldada a tope de 1" de espesor.

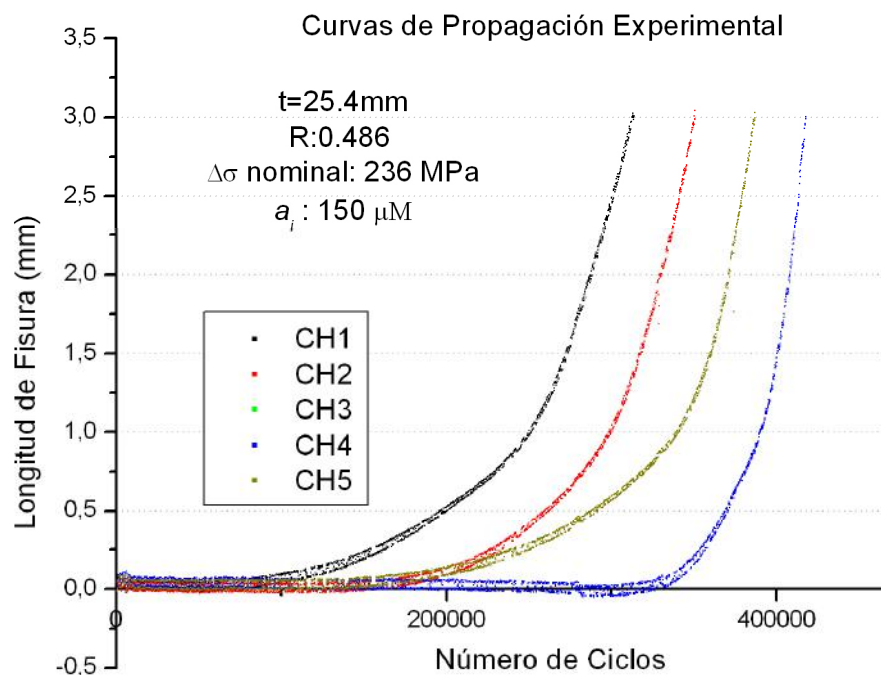


Figura E.8: Curvas de propagación obtenidas del ensayo a fatiga de una unión soldada a tope en 1" de espesor

E.4. Referencias del anexo

- [1] M.D.Chapetti, J.L.Otegui: A Techinique to produce automatic welds with enhanced fatigue crack propagation lives under transverse loading, International Journal Of pressure Vessel & Pipping, 1997, No. 70, pp 173 – 181,
- [2] M.D.Chapetti, J.L.Otegui: Controlled toe waviness as a means to increase fatigue resistance of automatic welds in transverse loading, International Journal Of Fatigue, 1997, Vol. 19, No. 10, pp 667 – 675,
- [3] M.D.Chapetti, J.L.Otegui: Importance of toe irregularity for fatigue resistance of automatic welds, International Journal Of Fatigue, 1995, Vol. 17, No. 8, pp 531 – 538,

[4]C.Wessel, A.Cisilino, O.Santi, J.Otegui, M.Chapetti: Numerical and experimental determination of three-dimensional multiple crack growth in fatigue. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2001, No. 35, pp 47 – 58.

[5]M.D.Chapetti: Propagación subcrítica de fisuras en aceros estructurales soldados, Tesis Doctoral, 1995.

ANEXO F

Modelos numéricos

F.1. Introducción

El modelo implementado para la predicción del comportamiento a fatiga de uniones soldadas considera que la velocidad de propagación alcanzada por la fisura depende de la diferencia entre la fuerza impulsora aplicada, ΔK y un umbral dado por ΔK_{th} . Para el cálculo del parámetro ΔK se utiliza una función de peso que permite estimarlo en función del tamaño alcanzado por el defecto. Este cálculo requiere de una expresión del campo $\Delta\sigma_{xx}(y)$ que corresponde a la distribución del campo de tensiones normal a la trayectoria supuesta de la fisura pero sin considerar la existencia de la misma, y que esquematiza en la figura F.1.

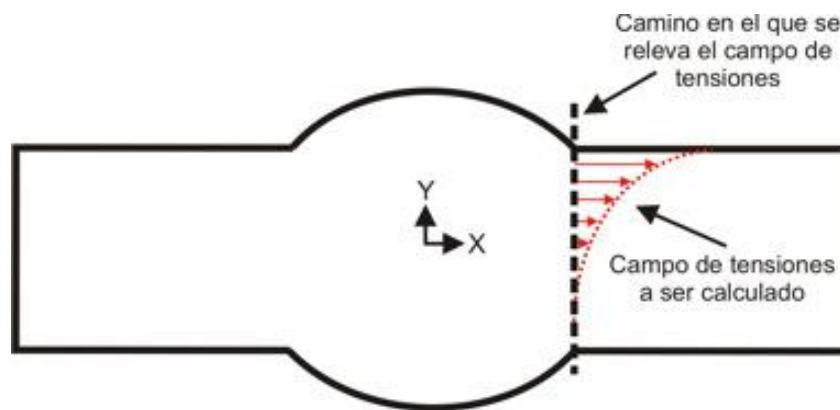


Figura F.1: Trayecto sobre el que es relevado el perfil de tensiones en la sección de la muestra.

El cálculo del campo de tensiones en el espesor fue realizado a través de modelos numéricos bidimensionales implementados en ABAQUS considerando la geometría real de la sección de la probeta. En el caso de las uniones soldadas a tope ensayadas en laboratorio y con el objeto de mejorar la aproximación de las estimaciones realizadas se relevaron las geometrías reales de las probetas ensayadas, por medio del procedimiento descrito en el **APENDICE H**, obteniéndose el perfil de la sección del cordón soldado en distintos puntos a lo largo del mismo y particularmente en las posiciones correspondientes a la ubicación física de cada uno de los Strain Gauges utilizados en el ensayo experimental.

Una vez trasladados a un modelo en ABAQUS estos perfiles geométricos fueron sometidos a una configuración de carga de iguales características a las del ensayo experimental. Bajo estas condiciones se obtuvo la expresión del campo de tensiones en el espesor de la

muestra, campo que es adimensionalizado para poder utilizarlo junto con la expresión de la función de peso, (expresión 3.7), con distintos rangos de tensiones aplicados. Para la estimación de los campos, las uniones soldadas a tope fueron sometidas a flexión pura, con un momento flector de 1MPa y para el caso de las uniones cruciformes no cargadas transversalmente se aplicó un esfuerzo de tracción pura con una magnitud de 1 Mpa.

F.2. El perfil geométrico en ABAQUS

Como se mencionó anteriormente, en el análisis de las uniones a tope las geometrías utilizadas para los modelos fueron obtenidas a partir de un procedimiento de relevamiento de perfiles y para lo cual se utilizaron negativos plásticos. A partir de estos negativos se obtuvieron imágenes completas del perfil sirviendo estas de base para el desarrollo de los modelos. En el caso de los análisis realizados sobre publicaciones previas, los perfiles fueron generados a partir de las geometrías publicadas por los autores en cada caso, partiendo de las fotografías disponibles así como de las dimensiones generales indicadas.

F.3. Consideraciones generales de los modelos

Los modelos fueron realizados en dos dimensiones, partiendo de geometrías obtenidas de los perfiles reales de las uniones bajo estudio. Con el objeto de considerar la condición más desfavorable todos los acuerdos presentes en las geometrías fueron considerados con radio cero, figura F.2.

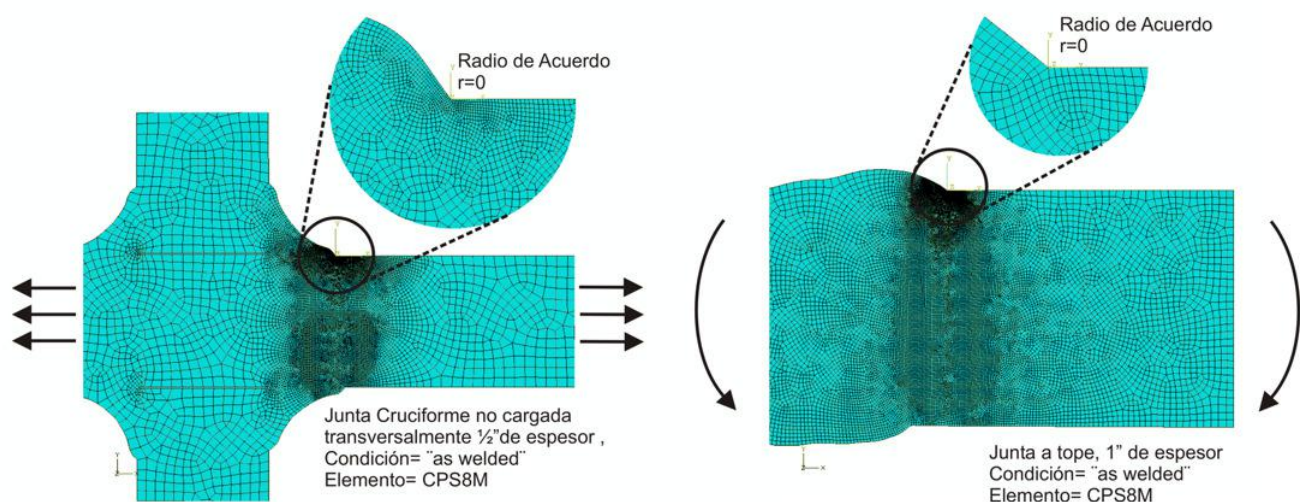


Figura F.2: En todos los modelos realizados se considero un radio de acuerdo de valor cero

Para el mallado se utilizaron elementos cuadrados cuadráticos, tipo CPS8M, replicándose las condiciones de carga a las que fueron sometidas las muestras en los ensayos experimentales, como, por ejemplo, la aplicación de flexión pura para las uniones a tope.

Dado que el modelo de estimación de vida a fatiga en estudio fue desarrollado en el primer milímetro a partir de la superficie de la muestra es que en la zona cercana al acuerdo se utilizó una malla más densa con el objeto de mejorar las estimaciones allí realizadas.

F.4. Análisis de convergencia del tamaño de malla

Como condición inicial para el desarrollo de los modelos se planteó la idea de utilizar una malla de dimensiones similares al tamaño microestructural del material utilizado en cada caso para la confección de las muestras. Al considerar un radio de acuerdo con valor cero, se introduce una singularidad en el modelo que puede resultar en importantes errores de cálculo. Para evitar este inconveniente y poder utilizar un tamaño de malla lo más cercano a la condición antes impuesta se realizó un análisis de convergencia de malla. Con este fin se calculó el perfil de tensiones para una unión a tope en 1" de espesor sometida a flexión pura y a la que se le fue variando el tamaño de malla desde los 200 μM hasta los 8 μM en una zona cercana al acuerdo del talón con el material base. En la figura F.4 se muestran los campos de tensión obtenidos para distintos tamaños de malla hasta una profundidad de 0.5mm.

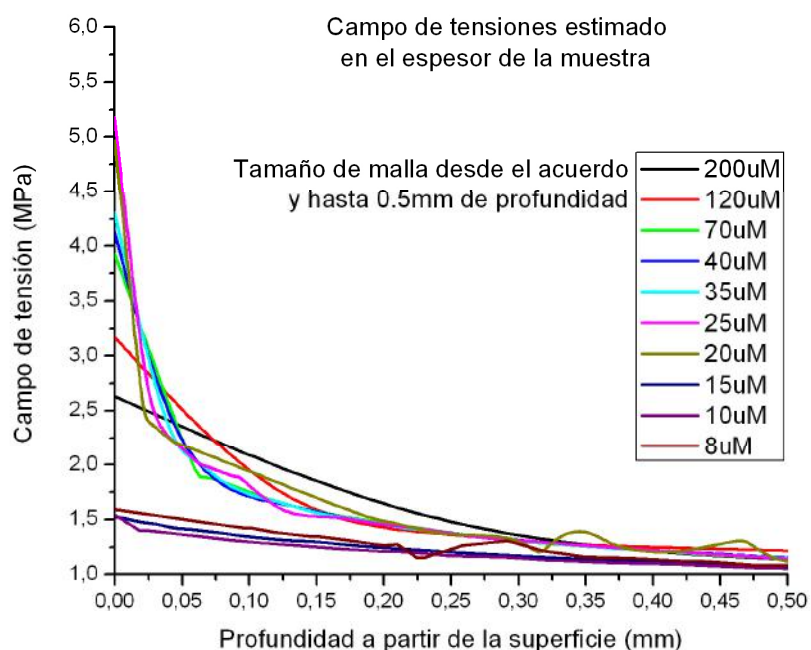


Figura F.4: Campos de tensión estimados para una unión a tope de 1" de espesor, bajo flexión pura, calculados para distintos tamaños de malla.

De la figura F.4 se observa que para mallados con tamaño de elemento menor a $15 \mu M$ los resultados presentan una gran discrepancia con los obtenidos con tamaños de elemento mayor, eligiéndose finalmente una malla de aproximadamente $35 \mu M$ dado que sus resultados se encuentran en la media de los obtenidos.

F.5. Extracción del campo de tensiones

Para la obtención del campo de tensiones en el espesor se utilizó la función “XY Data” de ABAQUS, la cual entrega los valores de tensión estimados en cada punto resultante de la intersección de un camino, (path), definido por el usuario con los elementos del modelo.

La resolución del campo obtenido es afectada por el número de elementos interceptados por el “path” a lo largo del camino de medición por lo que la malla se hizo más densa en el mismo. En la figura F.5 se observa la delimitación de zonas realizadas sobre un modelo de una unión a tope en 1/4” de espesor y el mallado correspondiente.

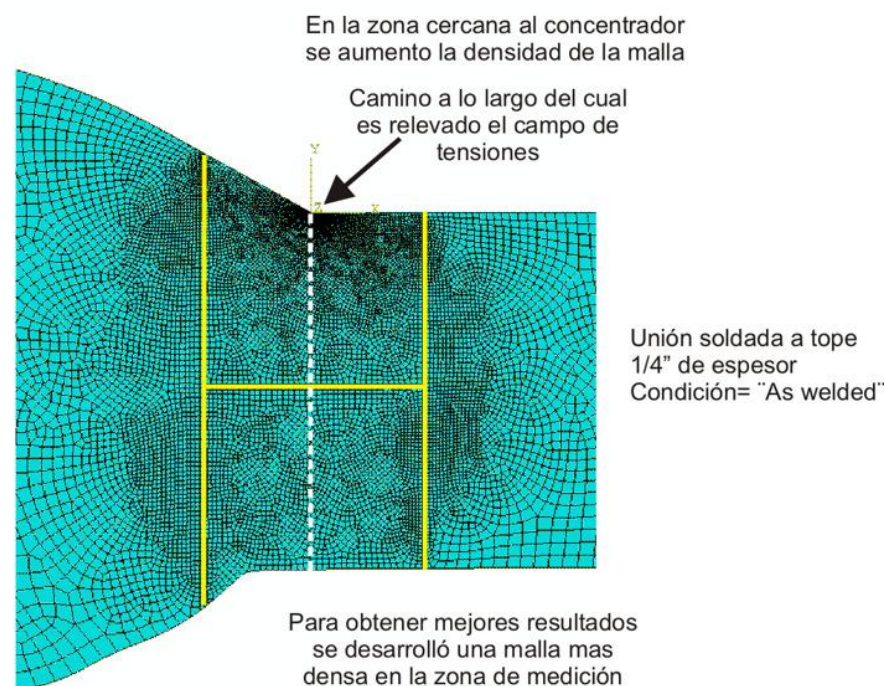


Figura F.5: Delimitación de zonas en el modelo, disminución local del tamaño de malla con el objeto de obtener un campo de tensiones resultante con mayor detalle.

F.6. Campos de tensión resultantes

Por medio de los modelos numéricos realizados se estimaron los campos de tensión en el espesor de las muestras en una dirección normal a la trayectoria supuesta de la fisura pero sin

considerar la existencia de la misma. Estos campos fueron adimensionalizados con el objeto de poder utilizarlos en la función de peso para diferentes rangos de tensión $\Delta\sigma$ aplicados. En la figura F.6 se observa el campo de tensión estimado para una unión a tope en $\frac{1}{2}$ " de espesor.

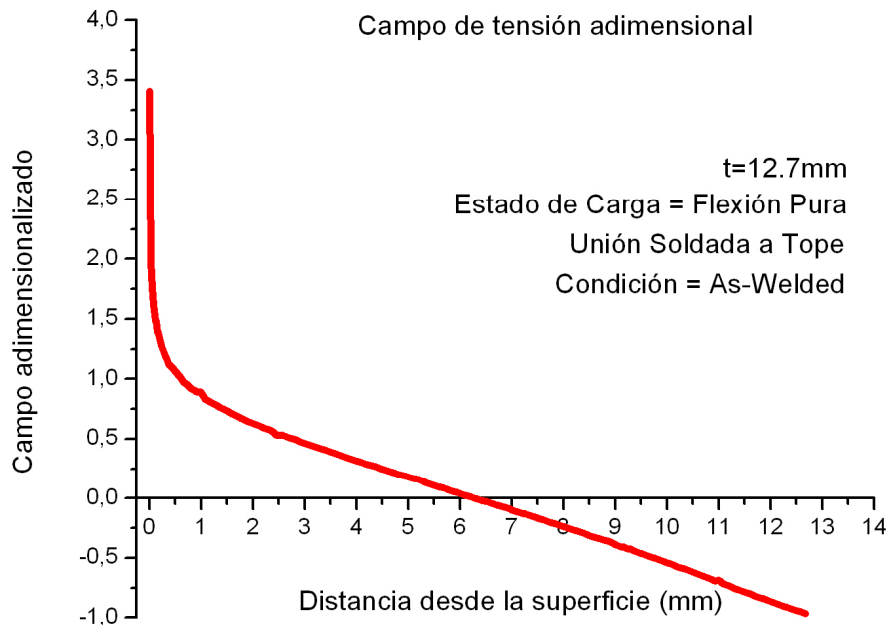


Figura F.6: Campo de tensión adimensionalizado obtenido a partir del modelo numérico de la unión bajo estudio.

A continuación se presentan en detalle las características de cada uno de los modelos implementados indicándose en cada caso las condiciones de empotramiento y carga supuestas, las disposiciones del mallado, el estado tensional obtenido, la ubicación del "path" de medición utilizado para la estimación del campo de tensiones en el espesor así como los campos de tensión adimensionalizados resultantes.

F.7.1. TIPO DE JUNTA: Unión soldada a tope

Material: Acero A36

Espesor: 1/4"

Condición de Carga: Flexión pura

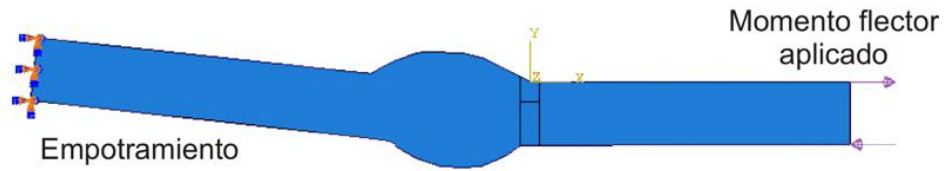


Figura F.7: Condición de empotramiento y carga para la unión a tope en 1/4"

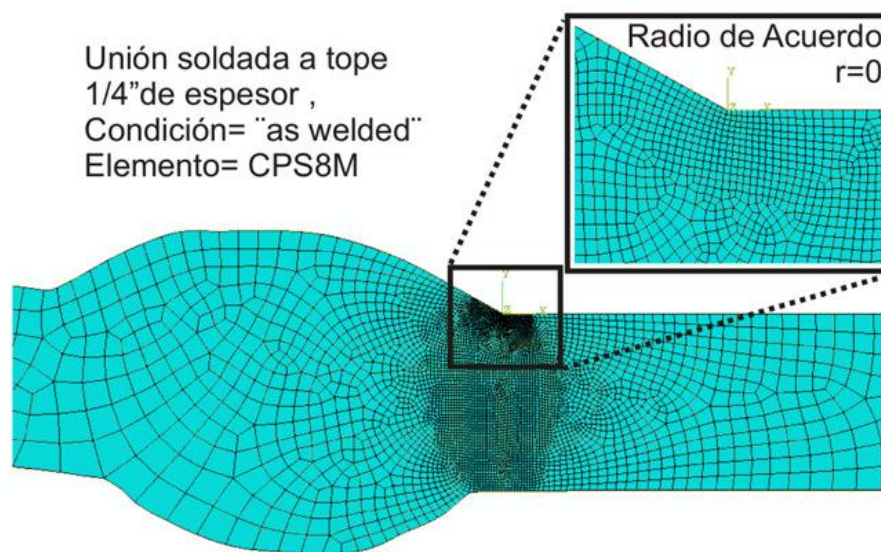


Figura F.8: Disposición de la malla en el modelo

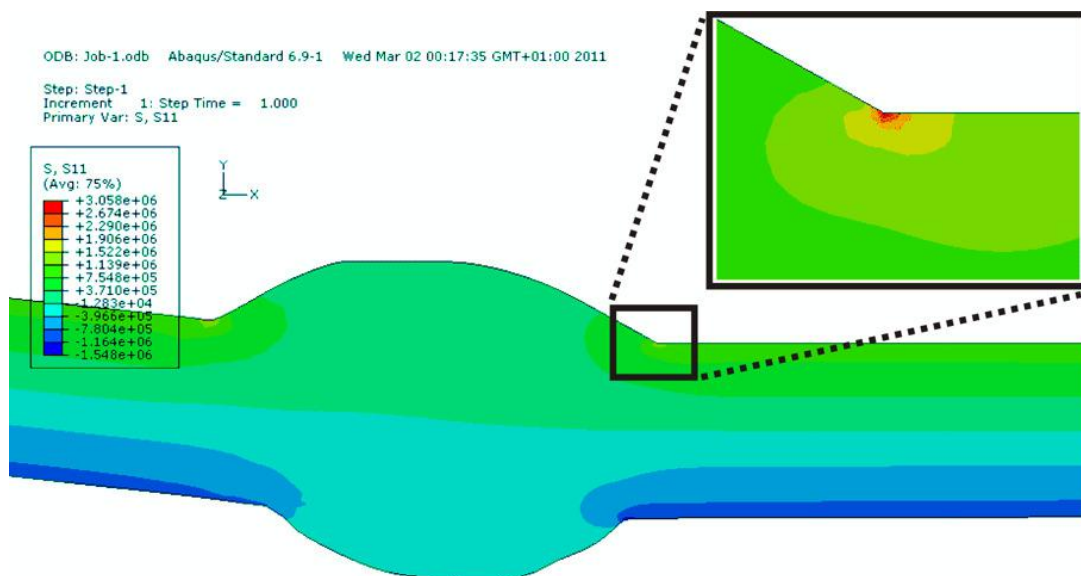


Figura F.9: Estado tensional estimado, correspondiente a la dirección X (S11).

F.7.2. TIPO DE JUNTA: Unión soldada a tope

Material: Acero A36

Espesor: ½”

Condición de Carga: Flexión pura

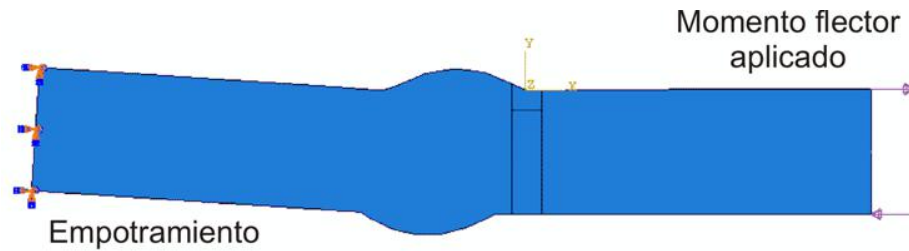


Figura F.10: Condición de empotramiento y carga para la unión a tope en ½”

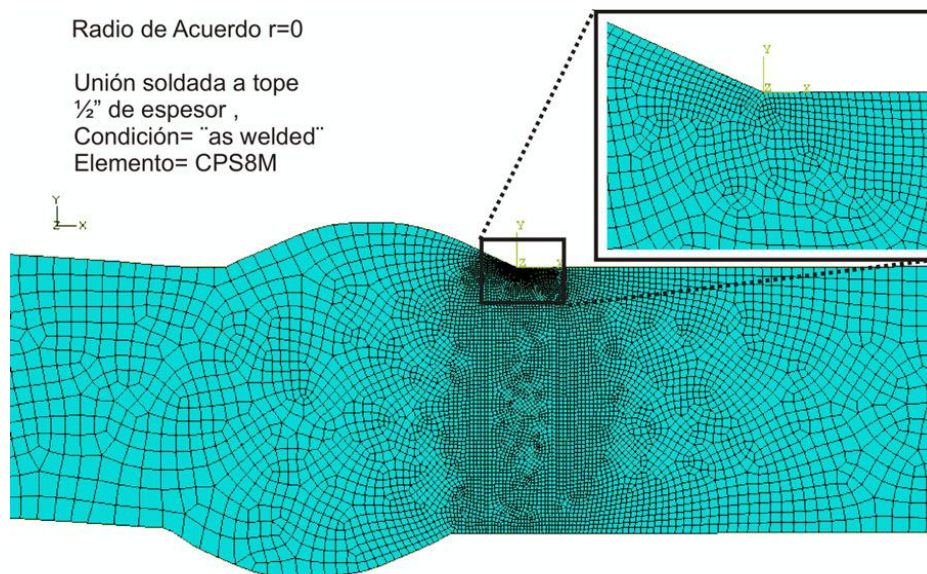


Figura F.11: Disposición de la malla en el modelo

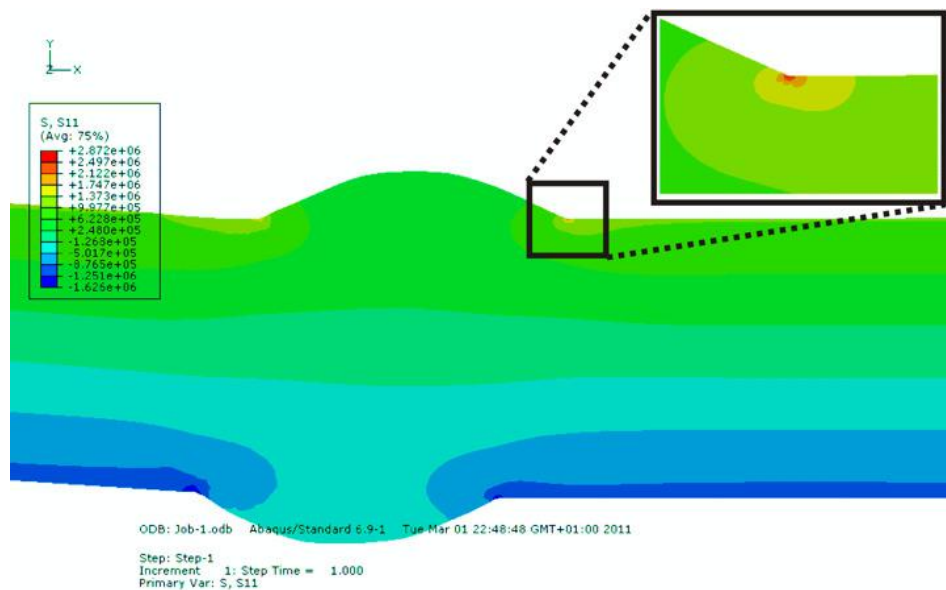


Figura F.12: Estado tensional estimado, correspondiente a la dirección X (S11)

F.7.3. TIPO DE JUNTA: Unión soldada a tope

Material: Acero A36

Espesor: 1"

Condición de Carga: Flexión pura

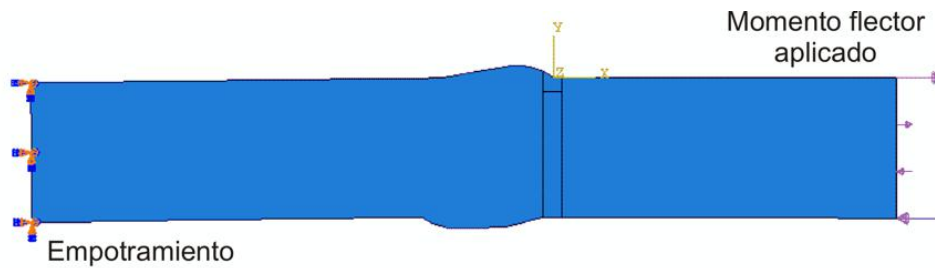


Figura F.13: Condición de empotramiento y carga para la unión a tope en 1"

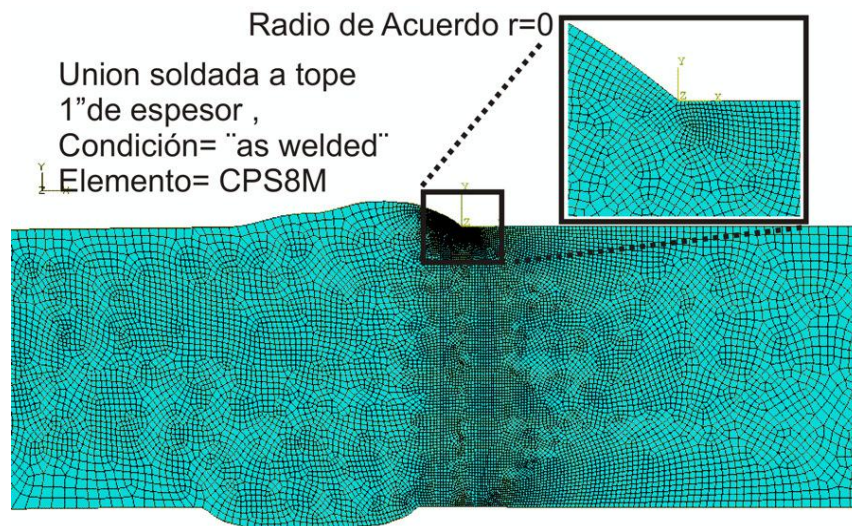


Figura F.14: Disposición de la malla en el modelo

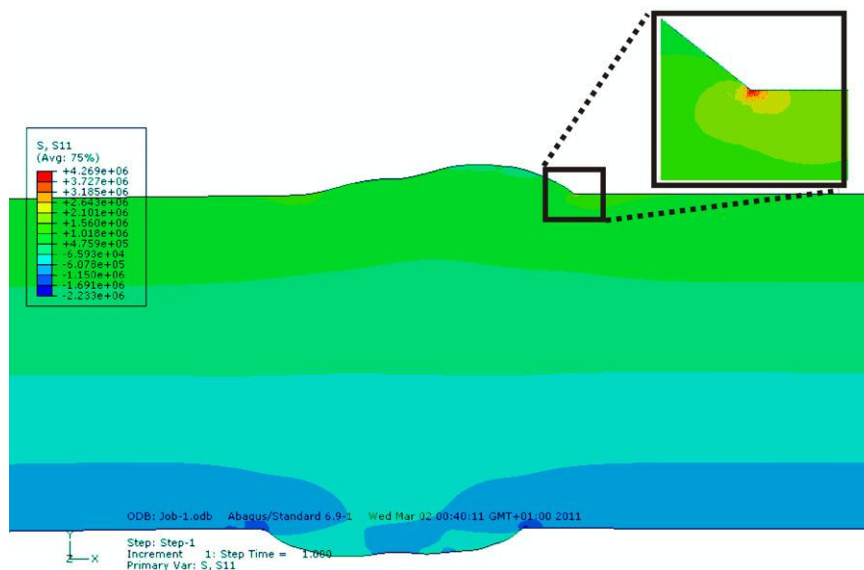


Figura F.15: Estado tensional estimado, correspondiente a la dirección X (S11).

A partir de los modelos previamente desarrollados se obtuvieron los campos de tensión presentes a lo largo de un camino de propagación estimado y que para las tres uniones a tope comienza en el acuerdo existente entre la sobremonta y el material base avanzando en forma perpendicular al espesor de la muestra. En la figura F.16 se observan los campos de tensión estimados para las uniones a tope en espesores de $\frac{1}{4}$ ", $\frac{1}{2}$ " y 1".

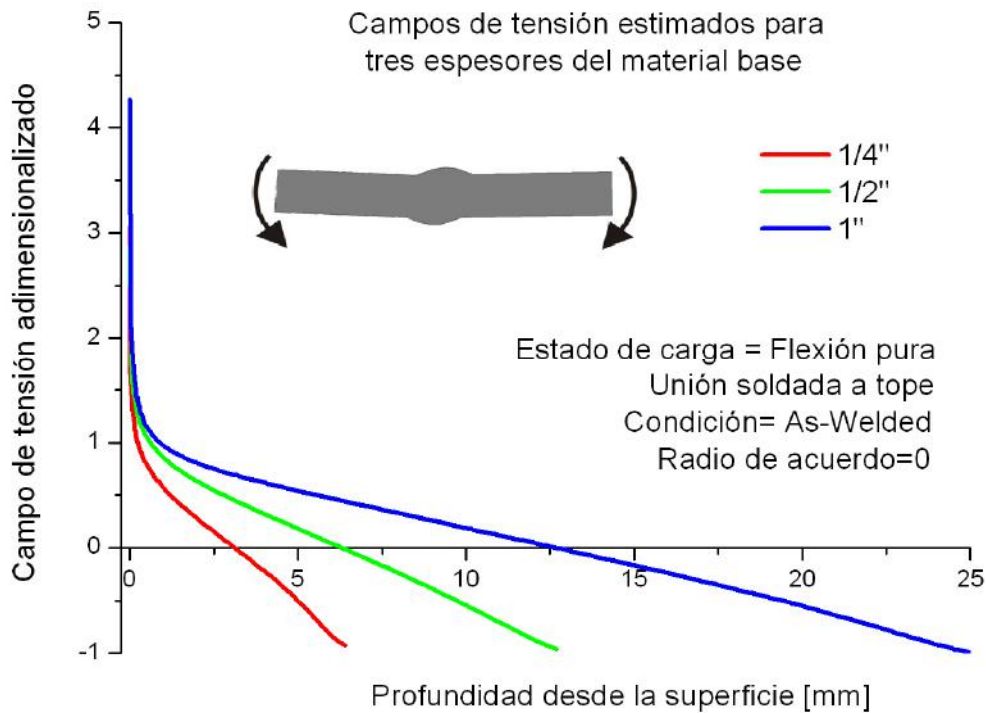


Figura F.16: Campos de tensión estimados por medio del método de los elementos finitos para uniones a tope en $\frac{1}{4}$ ", $\frac{1}{2}$ " y 1" de espesor sometidas a flexión pura.

F.7.4. TIPO DE JUNTA: Junta cruciforme no cargada transversalmente, As. Welded, (Yan-Hui Zang, S.J.Maddox)

Material: Acero EN 10025 S355JR

Espesor: 1/2"

Condición de Carga: Tracción pura.

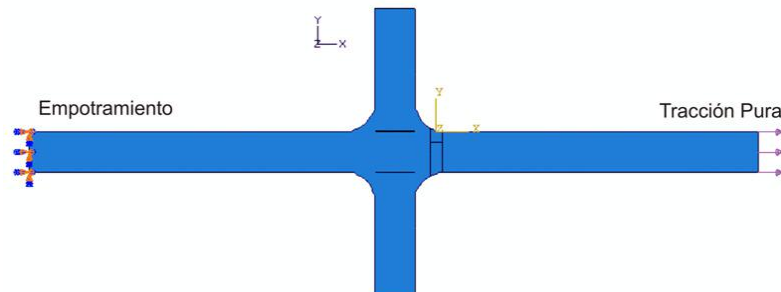


Figura F.17: Condición de empotramiento y carga

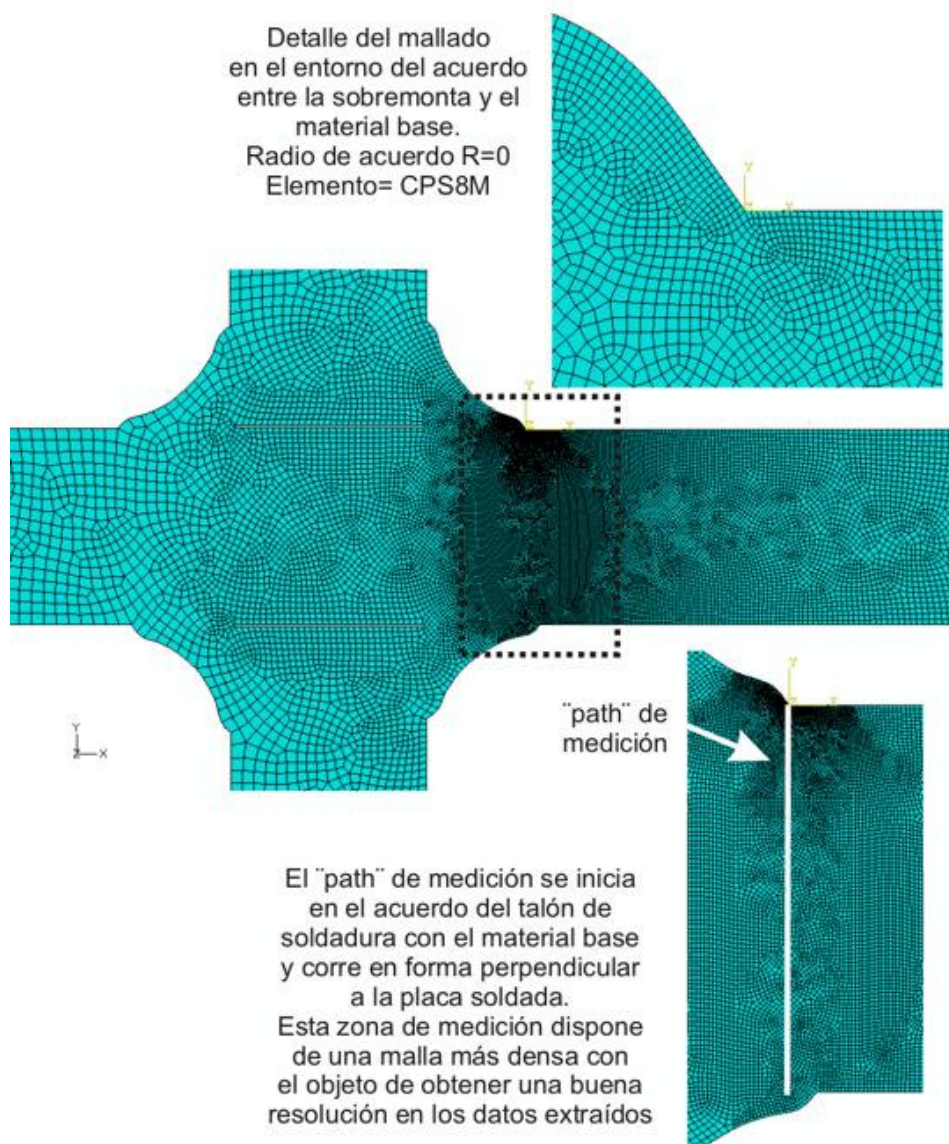


Figura F.18: Disposición de la malla en el modelo

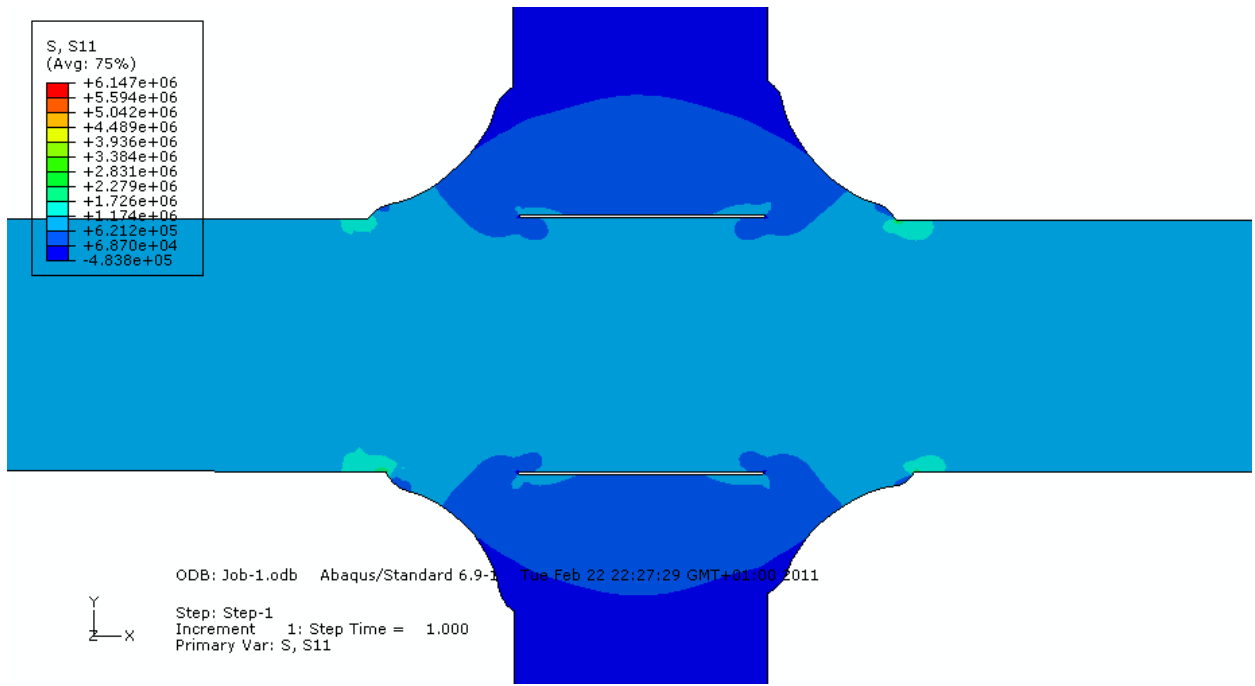


Figura F.19: Estado tensional estimado correspondiente a la dirección X (S11) para la junta cruciforme en condición as-welded.

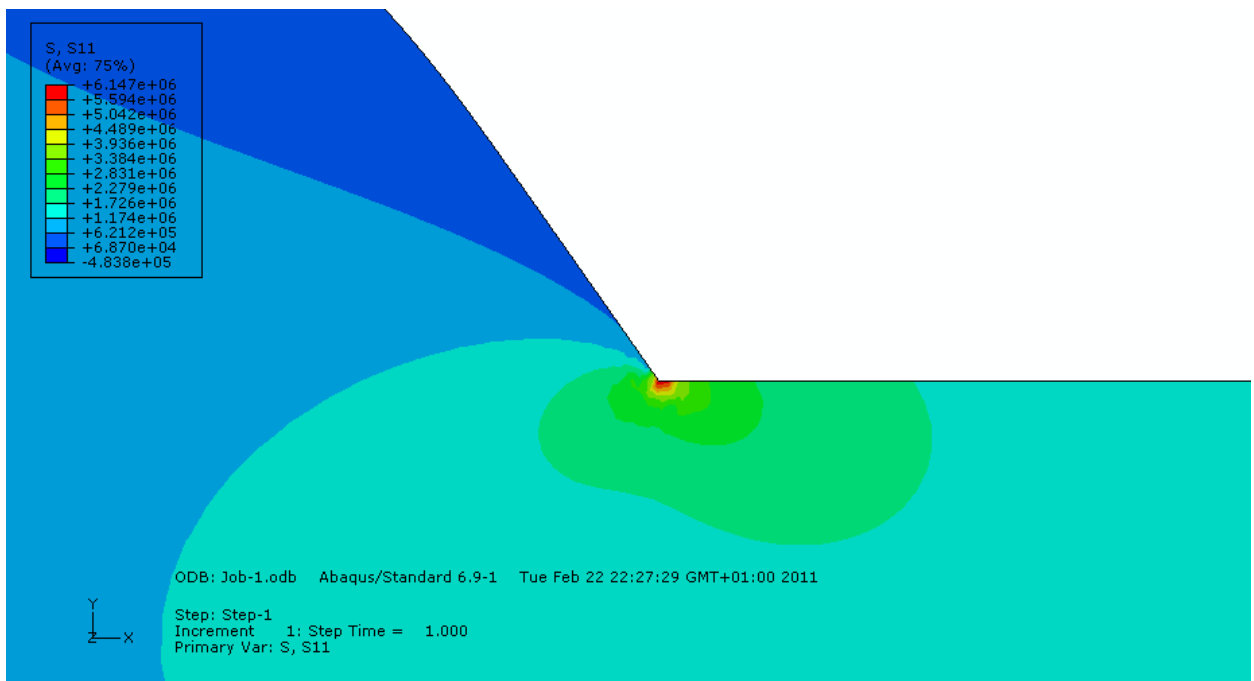


Figura F.20: Estado tensional estimado en la zona cercana al acuerdo del talón de soldadura con el material base, dirección X (S11)

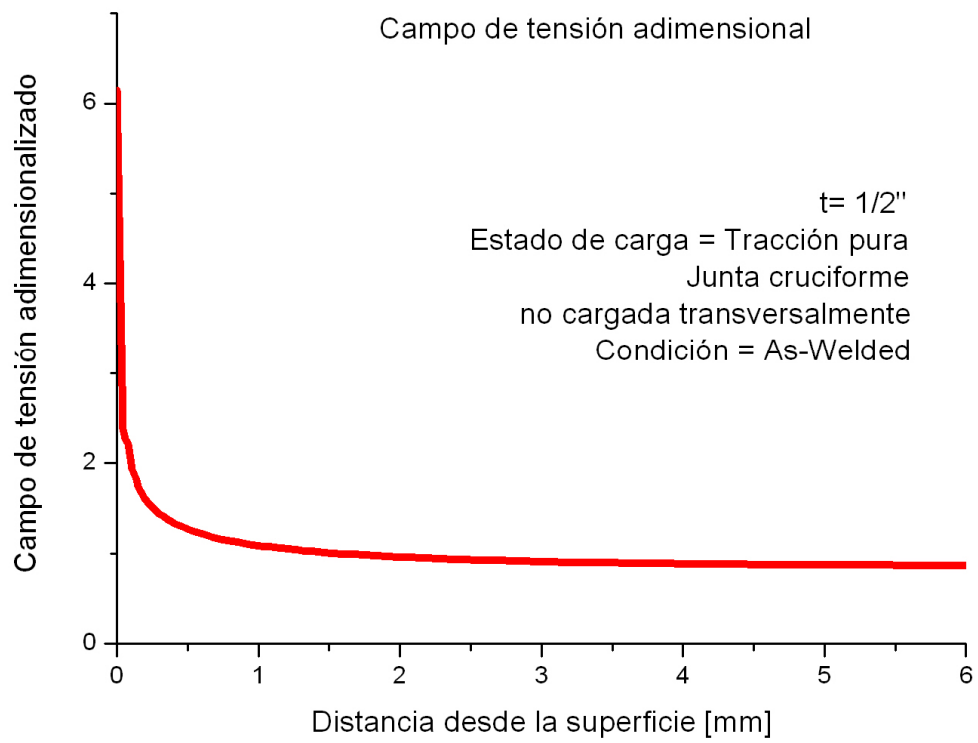


Figura F.21: *Campo de tensión adimensionalizado estimado a partir del modelo numérico.*

F.7.5. TIPO DE JUNTA: Junta cruciforme no cargada transversalmente, con amolado de talón (Yan-Hui Zang, S.J.Maddox)

Material: Acero EN 10025 S355JR

Espesor: 1/2"

Condición de Carga: Tracción pura.

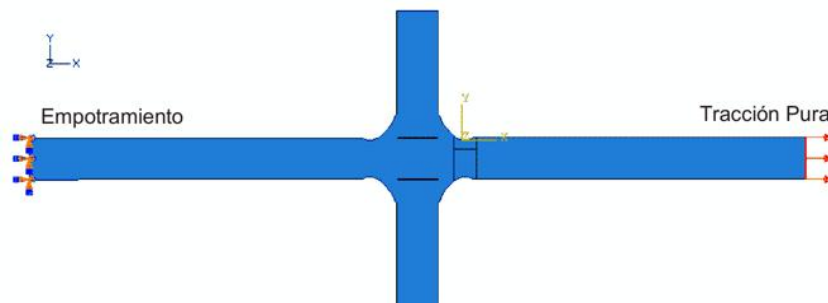
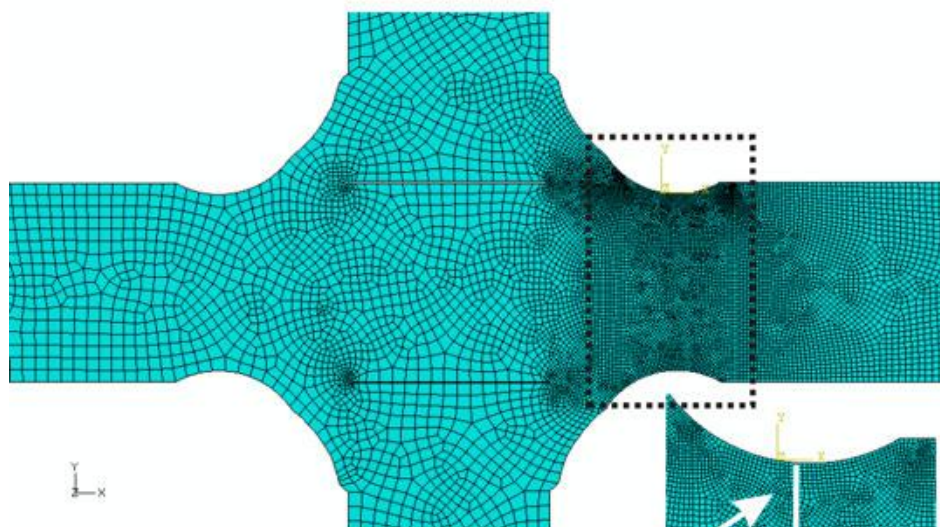


Figura F.22: Condición de empotramiento y carga

Detalle del mallado en la zona amolada
En la zona de medición los elementos tienen un tamaño aprox de 30 uM.
Elemento= CPS8M



"path" de medición

El "path" de medición se inicia en el punto de mayor tensión dentro de la zona amolada.
Esta zona de medición dispone de una malla más densa con el objeto de obtener una buena resolución en los datos extraídos

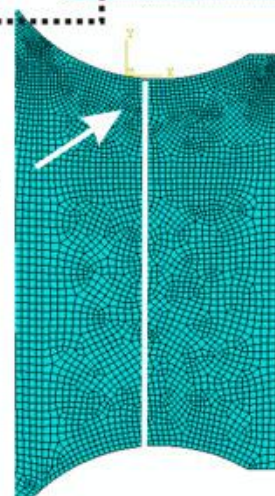


Figura F.23: Disposición de la malla en el modelo.

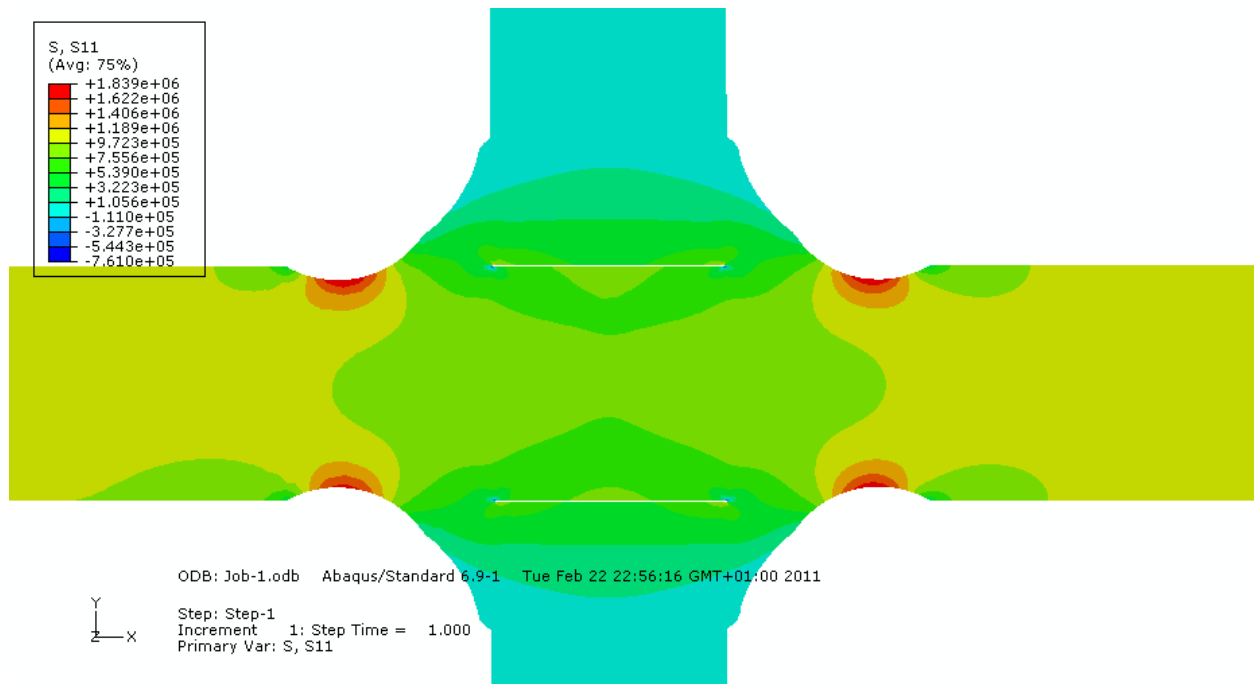


Figura F.24: Estado tensional estimado, correspondiente a la dirección X (S11) para la junta cruciforme con talón amolado.

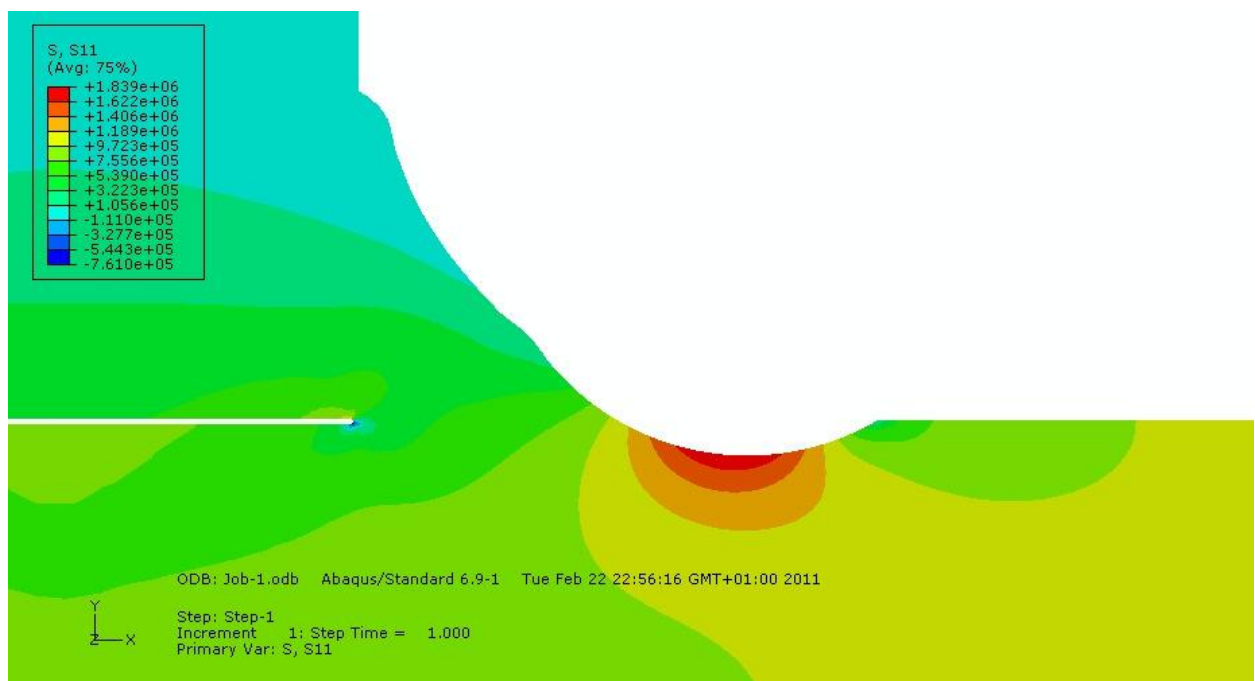


Figura F.25: Estado tensional estimado en la zona cercana al acuerdo del talón de soldadura con el material base, dirección X (S11)

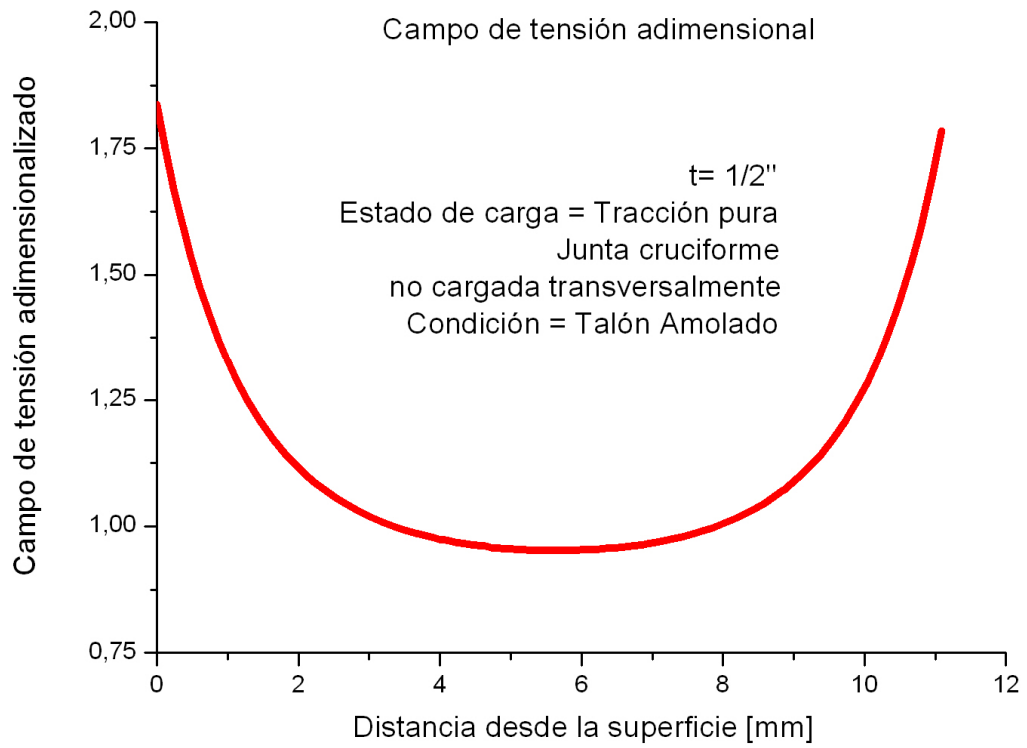


Figura F.26: *Campo de tensión adimensionalizado estimado a partir del modelo numérico.*

ANEXO G

Medición de tensiones residuales en uniones soldadas a tope

G.1. Introducción

Las tensiones residuales son consecuencia del hecho de que durante el ciclo de calentamiento y enfriamiento resultantes del proceso de soldadura el material presenta una expansión y contracción debido al calor aportado. Esta expansión y contracción es inhibida por el material adyacente, (material base) que se encuentra a menor temperatura.

En una unión soldada en condición as-welded, en la que las tensiones residuales no fueron disminuidas con ningún tipo de tratamiento, las tensiones resultantes dependen de factores como el tipo y tamaño de la unión, el procedimiento de soldadura utilizado y la forma en que el metal de soldadura fue depositado.

Las tensiones residuales resultantes se presentan en forma longitudinal y transversal al cordón soldado y toman una distribución tal que buscan equilibrarse en la zona del mismo. En la figura G.1 se observa un esquema con las distribuciones de tensiones residuales típicas en una unión a tope.

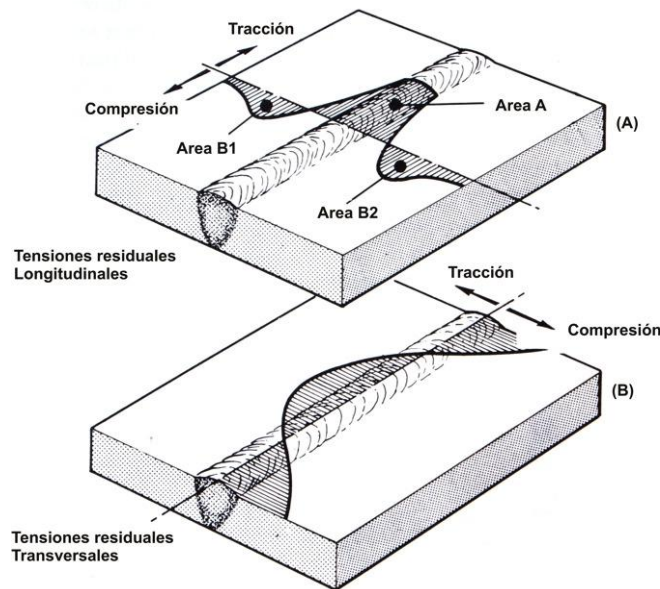


Figura G.1: Distribuciones de tensiones residuales típicas en una unión soldada [1]

Para el caso de las tensiones residuales longitudinales estas son de tracción en la zona del cordón soldado (área A) y se hacen de compresión a medida que nos alejamos del mismo (áreas B1 y B2). Estas tensiones son autocompensadas, por lo que las áreas A y B1-B2 deberían ser

equivalentes. Las tensiones transversales se hacen positivas en la parte central del cordón y negativas hacia los bordes de la muestra.

Entre los factores que afectan la resistencia a fatiga de una unión soldada se encuentran el concentrador de tensiones generado por la presencia del cordón soldado, las propiedades mecánicas del material aportado y la micro y macro estructura finales presentes en la unión junto con la presencia de tensiones residuales. Estas últimas poseen una gran importancia sobre la vida a fatiga de altos ciclos dado que generan una modificación en la relación de carga "R" aplicada a la unión.

Bajo un determinado rango de tensiones nominal aplicado $\Delta\sigma$, la presencia de las tensiones residuales que normalmente son de tracción provoca un corrimiento en el valor de las tensiones aplicadas, como se observa en la figura G.2 resultando en un rango de tensión efectiva aplicada.

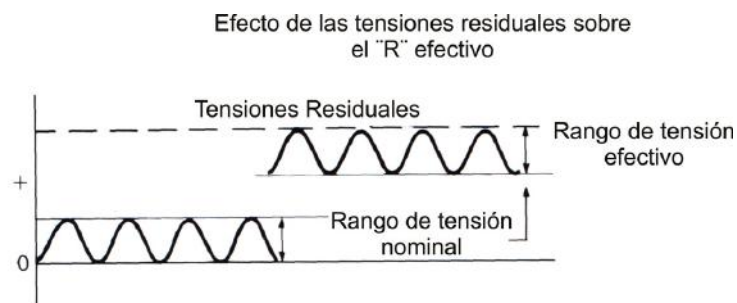


Figura G.2: *Influencia de las tensiones residuales sobre las tensiones aplicadas a la unión soldada, [1]*

El modelo de predicción utilizado en este trabajo tiene en consideración el parámetro R debido a lo que durante la realización de los ensayos de fatiga realizados en laboratorio sobre las uniones a tope se registró de forma continua el rango de tensiones aplicado. Con el objeto de mejorar la aproximación realizada se llevaron a cabo mediciones de tensiones residuales en muestras representativas de cada lote de probetas, (uniones a tope en $\frac{1}{4}$ " , $\frac{1}{2}$ " y 1" de espesor). A continuación se detalla la metodología experimental realizada y se presentan los resultados obtenidos en cada caso.

G.2. Implementación experimental

Para la medición de las tensiones residuales se tomó una muestra representativa para cada espesor de material base de las uniones soldadas a tope. La relajación de tensiones se logró por medio del corte en el espesor de cada muestra registrándose las deformaciones resultantes a

través de dos strain gauges colocados uno en dirección longitudinal y el otro perpendicular al cordón soldado, figura G.3.

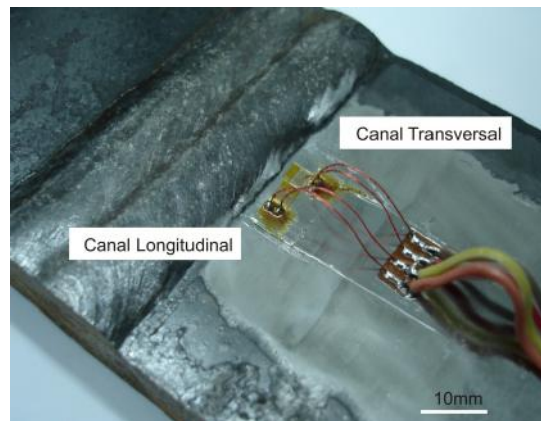


Figura G.3: Disposición de los strain gauges para la medición de tensiones residuales.

Una vez instrumentada la muestra y calibrados los canales de deformación se procedió al corte de la misma (figura G.4). A lo largo de todo el proceso de corte los canales de deformación fueron monitoreados en forma continua por medio de un programa realizado a tal fin (figura G.5).

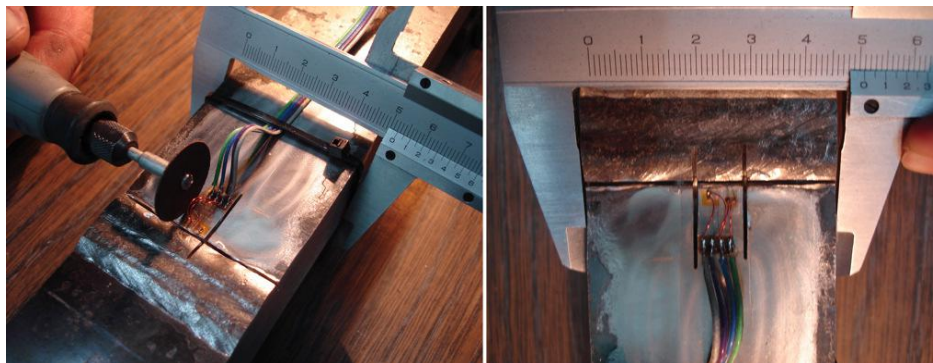


Figura G.4: Proceso de corte de la muestra, a la derecha se observan los cortes resultantes una vez finalizado el ensayo.



Figura G.5: Programa de medición realizado para la prueba. Las mediciones fueron realizadas en $\mu\epsilon$ y luego convertidas a tensión en MPa.

G.3. Cálculo

El proceso de relajación de tensiones realizado comprendió tres cortes resultando en la relajación total de las tensiones presentes en la zona de medición. Las deformaciones registradas por los strain gauges contemplaron la relajación longitudinal y transversal las cuales están relacionadas por la ley de Hooke generalizada, ec. G.1.

$$\varepsilon_{XX} = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_{XX} - \nu \cdot (\sigma_{YY} + \sigma_{ZZ})) \quad (\text{G.1a})$$

$$\varepsilon_{YY} = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_{YY} - \nu \cdot (\sigma_{XX} + \sigma_{ZZ})) \quad (\text{G.1b})$$

$$\varepsilon_{ZZ} = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_{ZZ} - \nu \cdot (\sigma_{XX} + \sigma_{YY})) \quad (\text{G.1c})$$

Dado que no se consideran las deformaciones en la dirección Z la ec. 1 queda reducida en la siguiente forma:

$$\varepsilon_{XX} = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_{XX} - \nu \cdot \sigma_{YY}) \quad (\text{G.2a})$$

$$\varepsilon_{YY} = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_{YY} - \nu \cdot \sigma_{XX}) \quad (\text{G.2b})$$

Operando a partir de las ecuaciones 2a y 2b se pueden estimar las tensiones residuales presentes en la unión antes de su relajación por medio de las siguientes ecuaciones:

$$\sigma_{XX} = \frac{(\varepsilon_{XX} + \nu \cdot \varepsilon_{YY})}{(1 - \nu^2)} \quad (\text{G.3a})$$

$$\sigma_{YY} = E \cdot \varepsilon_{YY} + \nu \cdot \sigma_{XX} \quad (\text{G.3b})$$

En donde σ_{XX} comprende las tensiones longitudinales al cordón soldado y σ_{YY} las transversales al mismo, siendo estas últimas las requeridas para la corrección de la relación de carga R aplicada a la muestra.

G.4. Resultados

Como resultado del ensayo se obtuvieron registros de deformación en la dirección longitudinal y transversal al cordón de soldadura. En las figuras G.6,A,B,C se observan los registros completos para cada espesor de unión y en la tabla G.1 se listan los valores finales para cada caso.

Los cortes se realizaron hasta la mayor profundidad posible, considerándose como finalizado el ensayo al momento en que el sistema de adquisición no indicó variación en el parámetro registrado. Las tensiones residuales finales fueron estimadas a partir del valor medio de los resultados obtenidos al final de cada ensayo.

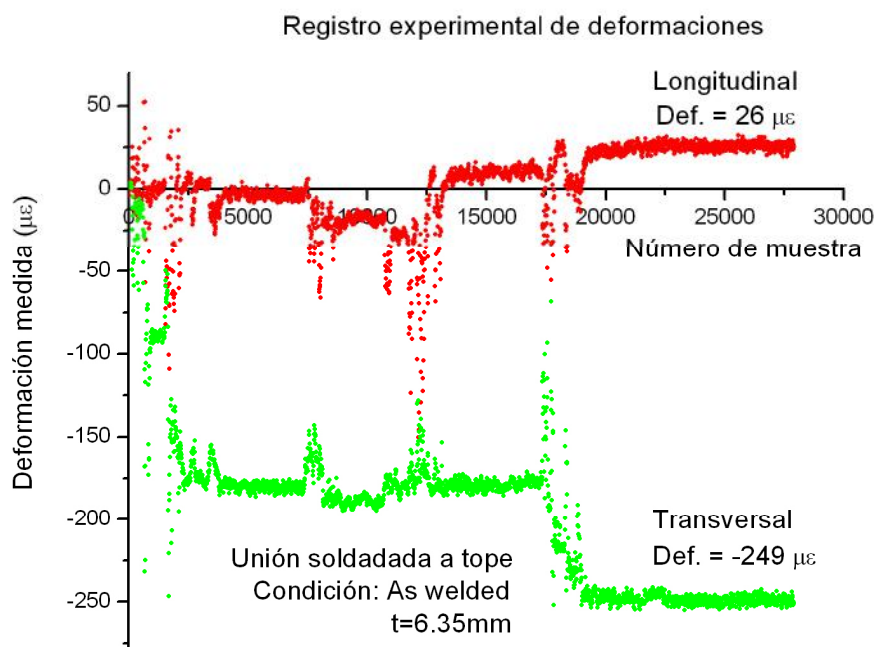


Figura G.6A: Registro experimental de relajación de tensiones residuales obtenido para una unión soldada a tope de $\frac{1}{4}$ " de espesor.

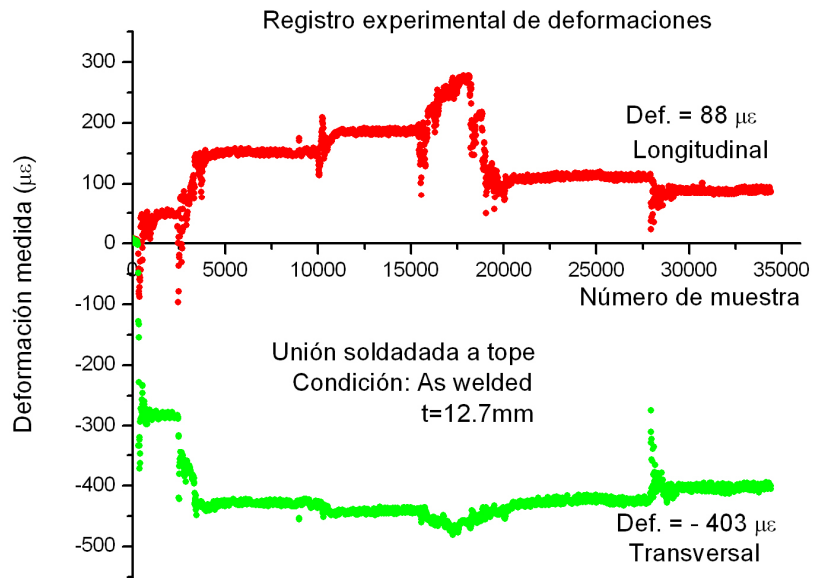


Figura G.6B: Registro experimental de relajación de tensiones residuales obtenido para una unión soldada a tope de $\frac{1}{2}$ " de espesor.

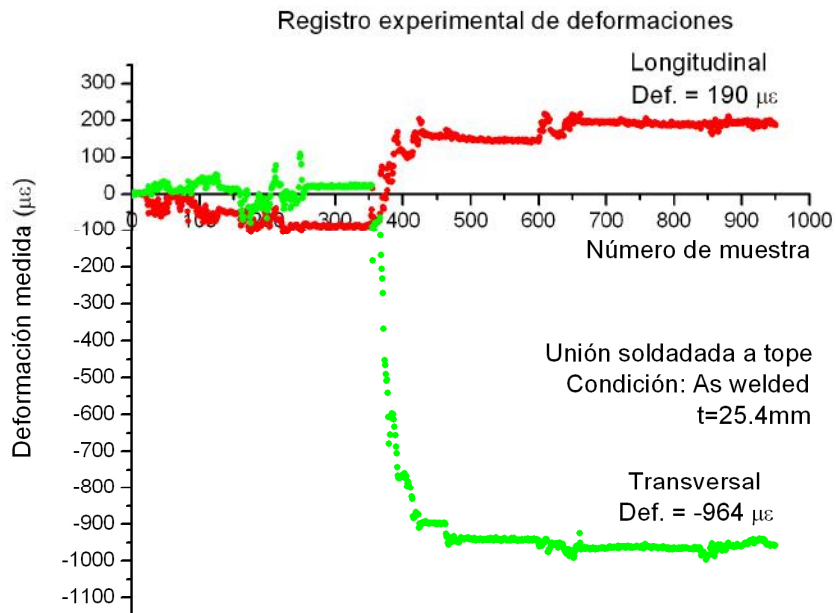


Figura Gg.6C: Registro experimental de relajación de tensiones residuales obtenido para una unión soldada a tope de 1" de espesor.

Medición de tensiones residuales:	
Muestras: Uniones a tope	
Condición: As-Welded	
Espesor	Tensión
	Tranversal
	(Mpa)
1/4"	45
1/2"	84
1"	196

Tabla G.1: *Tensiones residuales registradas para las muestras ensayadas.*

G.5. Conclusiones

Se obtuvo el registro de las tensiones residuales presentes en muestras representativas de los tres espesores de las uniones soldadas a tope. Los registros correspondientes a las tensiones transversales serán utilizados para la estimación de la relación de carga R efectiva aplicada a las uniones ensayadas.

G.6. Referencias del anexo

[1] S.J. Maddox, Fatigue Strength of Welded Structures. Abington Publishing, ISBN 1855730138,

ANEXO H

Metodología de relevamiento de perfiles del cordón soldado

H.1. Introducción

Como parte de los trabajos realizados para la validación de la metodología implementada en esta tesis se efectuaron en forma simultánea ensayos experimentales y estimaciones teóricas de vida a fatiga sobre un conjunto de uniones soldadas a tope y que se desarrollan en el capítulo IV.

Uno de los parámetros requeridos para la estimación teórica es el ΔK aplicado en función del tamaño de la fisura. Para su cálculo se utiliza una función de peso que requiere del conocimiento del campo de tensiones presente en el material a lo largo del camino supuesto de propagación de la fisura, estimándose este último a partir de modelos numéricos.

Con el objeto de mejorar la información disponible para estas estimaciones se presentó la necesidad de disponer de la geometría real de cada una de las uniones ensayadas en laboratorio pero con el inconveniente de que su preparación para los ensayos involucra la modificación parcial de la geometría del cordón soldado tal como se muestra en el **ANEXO D**.

H.2. Utilización de negativos

Para resolver este problema se desarrolló una técnica basada en la utilización de materiales plásticos y que permite obtener un negativo muy preciso del cordón soldado. El polímero utilizado presentó facilidad para su mecanizado con una contracción inferior al 2% una vez finalizada su polimerización haciéndolo óptimo para la aplicación.

En la figura H.1 se listan los pasos necesarios para la obtención de los negativos a partir de las uniones soldadas. Los negativos plásticos, figura H.2, fueron mecanizados y escaneados, figura H.3 para obtener una imagen digitalizada del perfil del cordón en distintas posiciones en el ancho de la muestra y a partir de la cual se obtuvo un conjunto de coordenadas que permiten replicar la geometría de la unión. Posteriormente, estas geometrías son utilizadas para la realización de modelos numéricos que se encuentran desarrollados en el **ANEXO F** y a través de los cuales se estimó el campo de tensión requerido para cálculo. En la figura H.4 se observa un sketch implementado en ABAQUS para una unión soldada a tope en 1" de espesor.

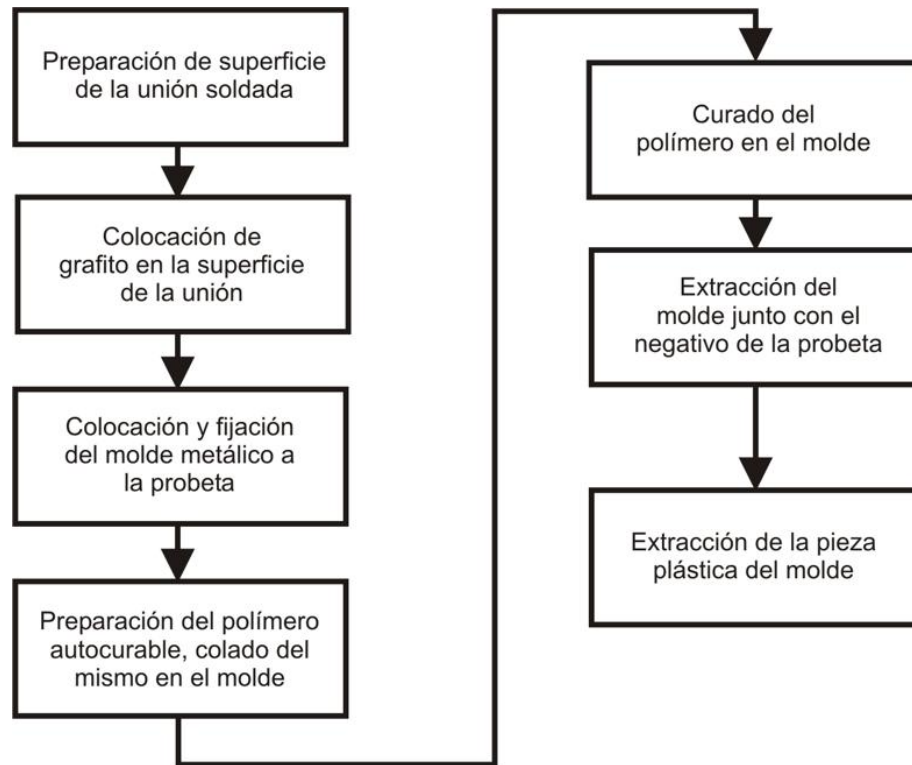
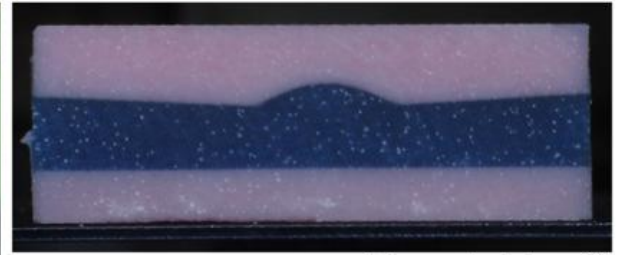


Figura H.1: Procedimiento para la obtención por colado de un negativo plástico del cordón de soldadura.



Figura H.2: Negativos de material plástico obtenidos por colado de un polímero autocurable sobre la unión soldada que se desea relevar.

(A) Mecanizado de negativos plásticos



Sobremonta de la unión

(B) Imágenes escaneadas a partir de los negativos, unión a tope en 1/4" de espesor

Raíz del cordón

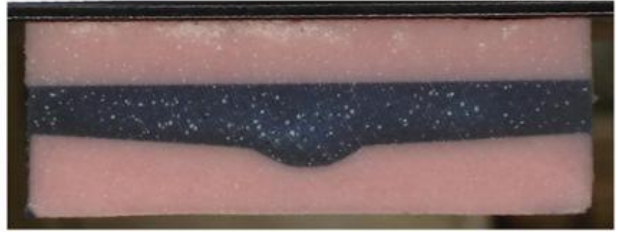


Figura H.3: *A, Proceso de mecanizado que permite obtener el perfil del cordón en distintas posiciones en el ancho de la muestra, B, perfiles escaneados a partir de los negativos plásticos.*

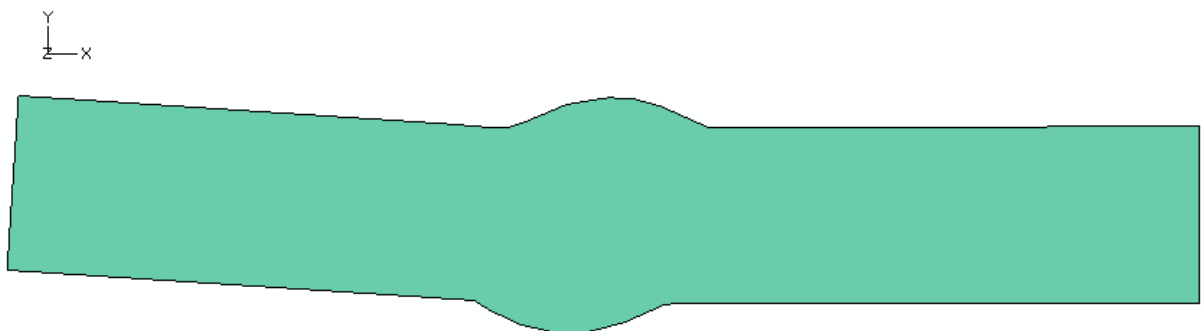


Figura H.4: *Sketch en ABAQUS obtenido a partir de la geometría real de una unión a tope en 1/2" de espesor.*

ANEXO I

Procedimientos para la estimación de propiedades a fatiga

I.1. Introducción

Para la realización de las predicciones de vida a fatiga desarrolladas en esta tesis, entre otras variables es necesario conocer el umbral de propagación de fisuras largas ΔK_{thR} , del material bajo estudio en función de la relación de carga R aplicada.

Si no se dispone del ΔK_{thR} del material utilizado o del umbral correspondiente a un material de características similares, la realización de buenas estimaciones resulta dificultosa por lo que se hace necesario disponer de una expresión o un procedimiento teórico o empírico que permita estimar este parámetro como función de la relación de carga R aplicada y de las propiedades de material utilizado.

I.2. Cálculo del ΔK_{thR} para R variable

Se dispone de dos formas para obtener una curva que relacione el ΔK_{thR} con el R : una es experimentalmente a través de la realización de curvas de Paris del material para distintos R , y la otra a través de una aproximación basada en la propuesta de [1].

I.2.1. Curva simplificada para ΔK_{thR}

Döker [1] presentó un trabajo en el que se desarrolla una metodología para la obtención de una curva exacta del umbral de propagación en función de la relación de carga R y para la cual no es necesaria la realización de una gran cantidad de ensayos experimentales.

En general, para aceros y aluminios se obtienen curvas similares a las observadas en la figura I.5, pero pueden darse casos en los que los resultados obtenidos difieran de este comportamiento.

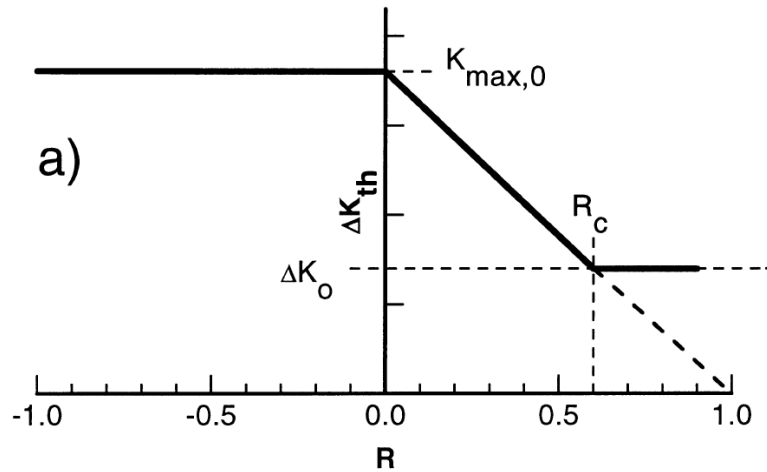


Figura I.5: Comportamiento observado generalmente para aceros y aluminios, [1]

En la figura I.6 se observan los resultados experimentales obtenidos por otros autores, (Schmidt y Paris) [2] en conjunto con una curva resultante del método propuesto por Döker.

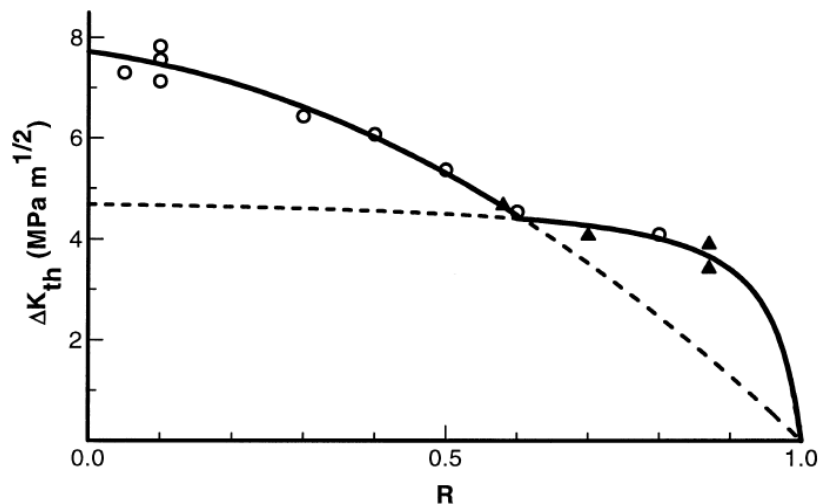


Figura I.6: Comparación entre las estimaciones realizadas con la propuesta de Döker y resultados experimentales obtenidos previamente [2]. Obsérvese que la curva resultante presenta grandes diferencias con la presentada en la figura I.5.

En forma adicional Döker propone una metodología para la obtención de una curva aproximada que relacione el ΔK_{thR} con la relación de carga para distintos R . En la figura I.7 se observa esquemáticamente la disposición de la curva estimada por esta técnica. Para el cálculo de la misma es necesario conocer el valor del ΔK_{thR} para un R determinado, por ejemplo $R=0,1$, $\Delta K_{th0.1}$ y el valor del ΔK_{thEff} , (denominado ΔK_0 por el autor).

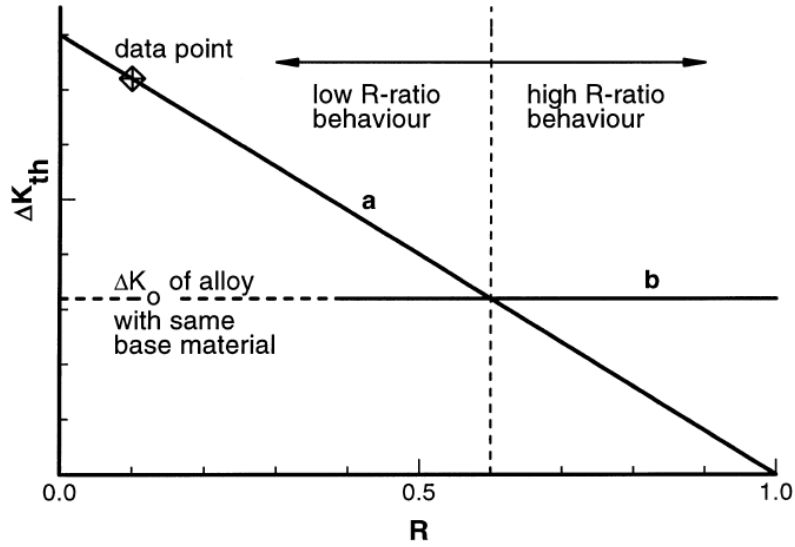


Figura I.7: Curva aproximada que permite obtener una relación entre el ΔK_{thR} y el R . [1]

En la figura I.8 se observan resultados publicados por Akiniwa y Tanaka [3] que presentan un comportamiento similar al de la curva aproximada por Döker, en la figura I.9 se observan resultados publicados por [2] para una aleación de aluminio 2124-T3 presentando un comportamiento similar.

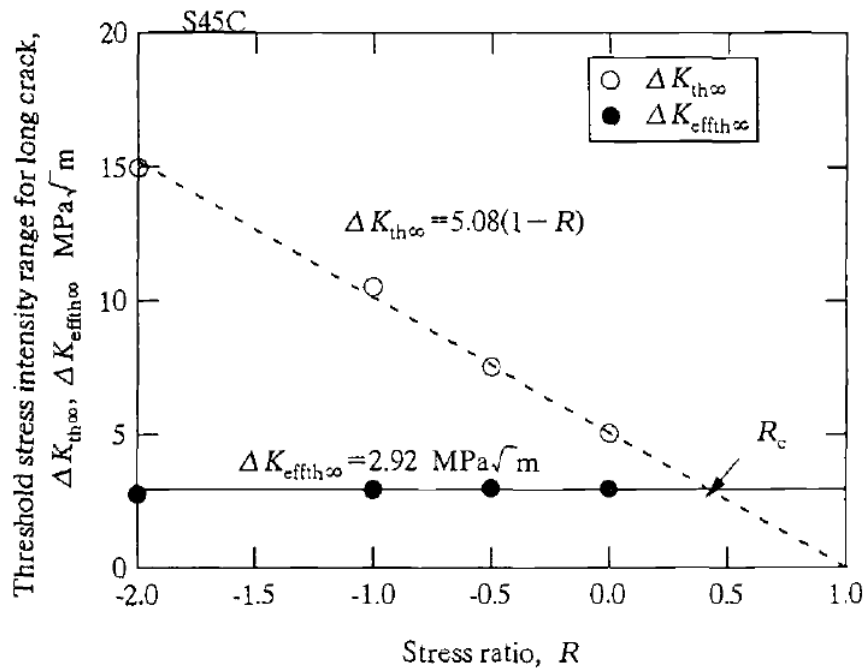


Figura I.8: Relación entre ΔK_{thR} y el R presentada por Akiniwa et al. [3]

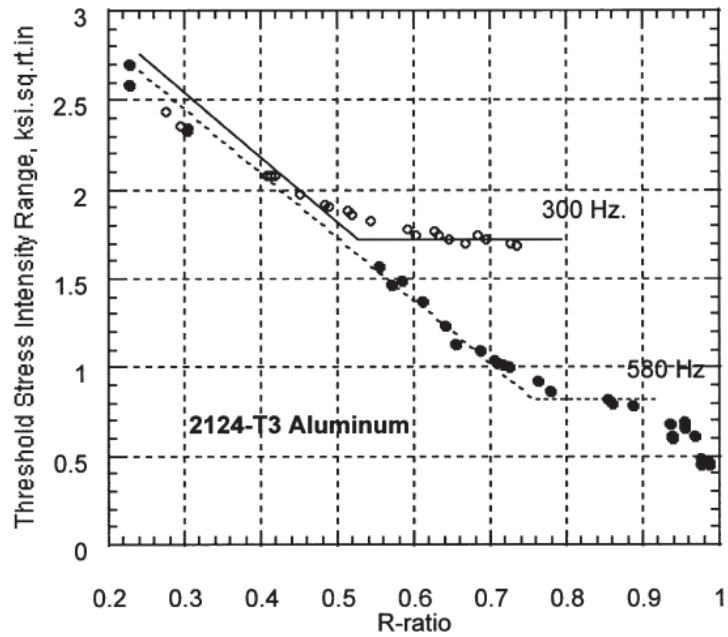


Figura I.9: Resultados experimentales para el ΔK_{thR} en función del R para un aluminio.[2]

Por otro lado Wasén y Heier [4] encontraron que existe una relación entre el módulo elástico del material y su ΔK_{thEff} para lo cual propusieron una expresión empírica basada en la aproximación de valores experimentales del ΔK_{thEff} y del módulo elástico obtenidos para distintos materiales, figura I.10.

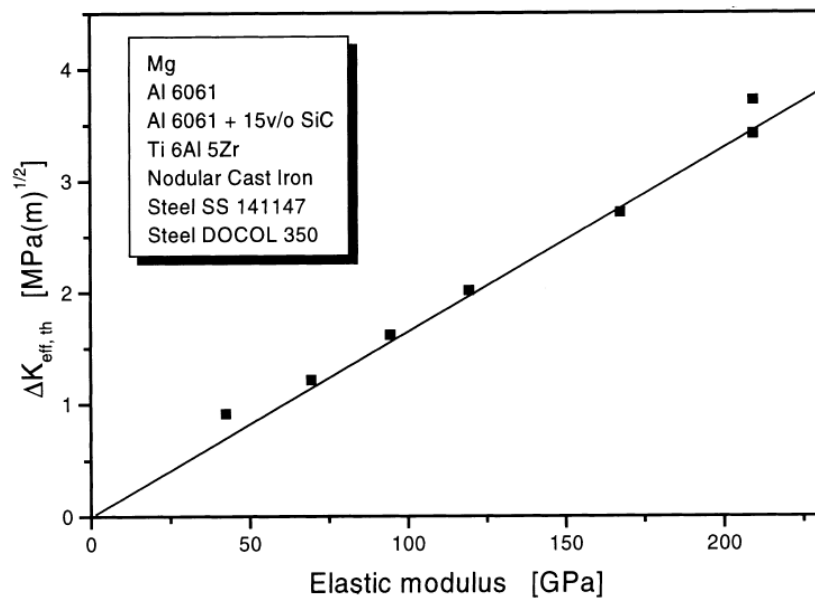


Figura I.10: Relación experimental observada por Wasén et.al. para el ΔK_{thEff} y el módulo elástico de distintos materiales. [4]

Valores experimentales que fueron aproximados por la siguiente regresión:

$$\Delta K_{thEff} = 1,64 \cdot 10^{-2} \cdot E \quad (5.2)$$

Chapetti [5] ha propuesto recientemente una expresión que permite estimar el $\Delta K_{th0.1}$ en función de la tensión de rotura del material, σ_u , y que se presenta en la ec. 5.3:

$$\Delta K_{th0.1} = -0,0021\sigma_u + 8,4 \quad (5.3)$$

A partir de lo desarrollado previamente se propone una metodología práctica para la obtención de una curva aproximada que relacione el ΔK_{thR} y el R , detallando sus pasos a continuación:

- Estimar el $\Delta K_{th0.1}$ por medio de la ec. 5.3,
- Estimar el ΔK_{thEff} en función del módulo elástico del material a través del a ec. 5.2.
- Aplicar el procedimiento propuesto por Döker por construir la curva aproximada,
- Obtener una expresión que relacione el ΔK_{thR} y el R para un rango de R comprendido entre $R=0$ y $R \leq R_c$, en donde R_c es la relación crítica de carga, por encima de la cual se tiene que $\Delta K_{thR} = \Delta K_{thEff}$.

I.3. Aplicación práctica de la metodología

De lo expuesto hasta aquí, se propone un procedimiento que permite estimar en forma aproximada la relación entre el umbral de propagación de fisuras largas ΔK_{thR} y la relación de carga R aplicada a partir de las propiedades del material utilizado. A continuación se lleva a cabo la aplicación de esta metodología a un trabajo previo presentado por Balasubramanian y Guha [6]. Estos autores publicaron resultados del análisis de la influencia del tamaño del cordón soldado sobre la vida a fatiga de una unión soldada cargada transversalmente y con presencia de falta de penetración, (LOP, Lack Of Penetration), en la raíz del cordón de soldadura, realizando ensayos experimentales sobre uniones soldadas de tipo cruciforme, cargadas transversalmente, realizadas a partir de placas de acero ASTM 517F y utilizando como material de aporte el consumible AWSE100T5-K5, encontrando en todo los casos que la propagación de las fisuras fue exclusivamente en el material de aporte.

Considerando para este caso una tensión de rotura $\sigma_u = 870MPa$ y un modulo $E = 205GPa$ correspondientes al material AWSE100T5-K5, se tiene que:
 Estimación del umbral de propagación de fisuras largas, para $R = 0.1$:

$$\Delta K_{th0.1} = -0,0021 \cdot (870MPa) + 8,4 \quad (5.4)$$

$$\Delta K_{th0.1} = 6,657MPa \cdot (m)^{1/2} \quad (5.5)$$

Estimación del ΔK_{ThEff} por medio de la expresión propuesta por Wasén y Heier [4]

$$\Delta K_{thEff} = 1,64 \cdot 10^{-2} \cdot (205GPa) \quad (5.6)$$

$$\Delta K_{thEff} = 3,362MPa \cdot (m)^{1/2} \quad (5.7)$$

En la figura I.11 se observa la curva resultante de la aproximación propuesta por Döker y que permite estimar el ΔK_{thR} en función del R para el caso en estudio.

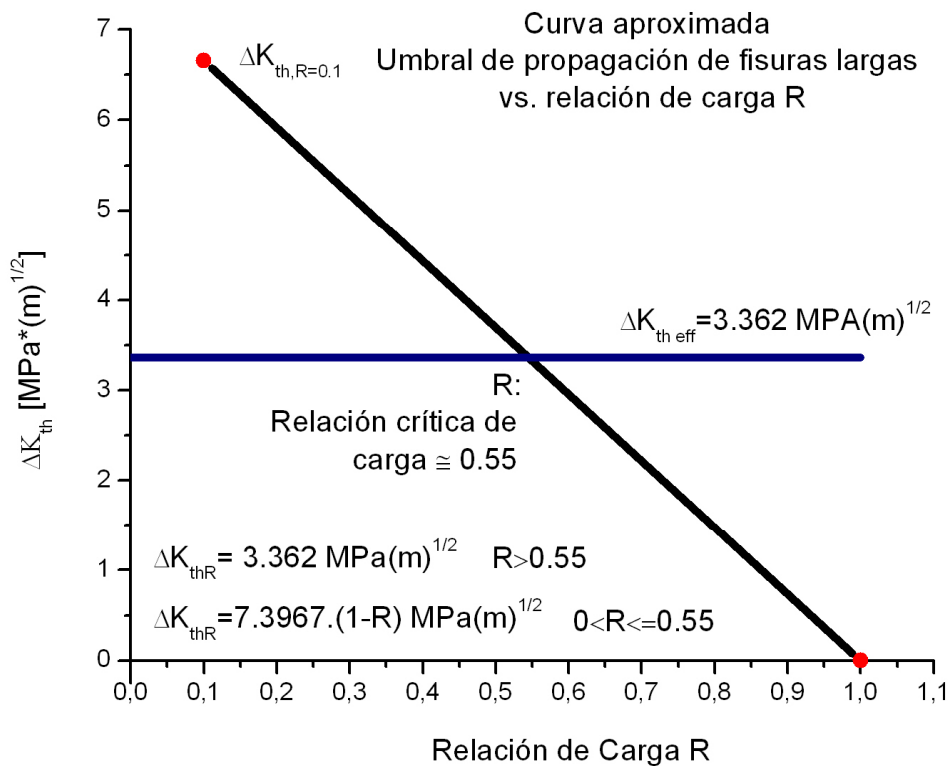


Figura I.11: Curva aproximada que relaciona el parámetro ΔK_{thR} con el R aplicado para el material bajo estudio.

I.4. Referencias del anexo

- [1] H. Döker, Fatigue crack growth threshold: implications, determination and data evaluation, *International Journal Of Fatigue*, 1997, Vol. 19, pp. S145-S149.
- [2] R.A.Schmidt, P.C.Paris, Progress in flaw growth and fracture toughness testing, ASTM STP 536, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1973, pp. 79-94.
- [3] Y.Akiniwa, K.Tanaka, Prediction of fatigue limits of engineering components containing small defects, ASTM STP 1372, American Society of Testing and Materials, 2000, pp. 304-318.
- [4] J.Wasén, E.Heier, Fatigue crack growth threshold, the influence of Young's modulus and fractura surface roughness. *International Journal Of Fatigue*, 1998, Vol 20, 10, pp 737 – 742,
- [5] M.D.Chapetti, A simple model to the very high cycle fatigue resistance of steels, *International Journal Of Fatigue*, 2011, In Press.
- [6] V.Balasubramanian, B.Guha, Influence of Weld size on fatigue crack growth characteristics of flux cored arc welded cruciform joints. *Material Science and Engineering*, 1999, A265, pp. 7-17.