

TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO A LA FATIGA EN
JUNTAS SOLDADAS DE UN ACERO ESTRUCTURAL
UTILIZADO PARA LA FABRICACIÓN DE
RECIPIENTES A PRESIÓN**

Presentado ante la ilustre
Universidad Central de Venezuela
Por el Br. Collevocchio S., Michele I.
Para optar al título de
Ingeniero Mecánico.

Caracas, 2004

TRABAJO ESPECIAL DE GRADO

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO A LA FATIGA EN
JUNTAS SOLDADAS DE UN ACERO ESTRUCTURAL
UTILIZADO PARA LA FABRICACIÓN DE
RECIPIENTES A PRESIÓN**

Tutor Académico: Prof. Eli S. Puchi C.

Presentado ante la ilustre
Universidad Central de Venezuela
Por el Br. Collevocchio S., Michele I.
Para optar al título de
Ingeniero Mecánico.

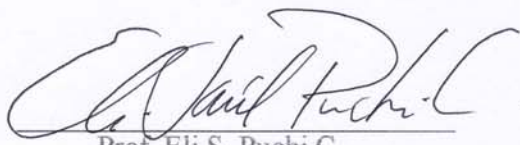
Caracas, 2004

Caracas, noviembre de 2004

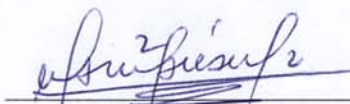
Los abajo firmantes, miembros del jurado designado por el Consejo de la Escuela de Ingeniería Mecánica, para evaluar el Trabajo Especial de Grado presentado por el bachiller Michele I. Collevocchio S., titulado:

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO A LA FATIGA EN JUNTAS
SOLDADAS DE UN ACERO ESTRUCTURAL UTILIZADO EN LA
FABRICACIÓN DE RECIPIENTES A PRESIÓN**

Consideran que el mismo cumple con los requisitos exigidos por el plan de estudios conducente al título de Ingeniero Mecánico, y sin que ello signifique que se hacen solidarios expuestas por el autor.



Prof. Eli S. Puchi C.
Jurado Coordinador


Prof. Manuel Martínez
Jurado
Prof. Alberto Pertuz
Jurado

A la memoria de mi padre

AGRADECIMIENTOS

A mi mamá por todo. A mi hermana.

A la familia Simón por brindarme su apoyo.

A mi profesor y amigo Crisanto Villalobos por orientarme.

A mi tutor Eli S. Puchi C. por compartir sus conocimientos conmigo.

A Nanda y todos mis amigos por apoyarme.

A la Universidad Central de Venezuela por darme la oportunidad de formarme como ingeniero.

A todo el personal del laboratorio de Ensayos Mecánicos y Citala, de la Escuela de Ingeniería Metalúrgica por ayudarme en la parte experimental de este trabajo.

A los profesores de la Escuela de Mecánica y al Fonacit.

A todos, GRACIAS!!

	PP
ÍNDICE DE TABLAS.....	viii
ÍNDICE DE FIGURAS.....	ix
RESUMEN.....	xiv
INTRODUCCIÓN.....	1
CAPÍTULO	
I MARCO TEÓRICO	
I.1.- Fatiga en Metales	
I.1.1.- Introducción.....	3
I.1.2.- Definición de Fatiga en Metales.....	4
I.1.3.- Curvas de Whöler.....	5
I.1.4.- Aspectos relacionados con las características estructurales de la fatiga en metales.....	6
I.1.4.1.- Superficie de fractura.....	7
I.1.4.2.- Nucleación y Propagación de Grietas de Fatiga en Metales.....	8
I.1.5.- Factores que afectan la vida a la fatiga en metales....	14
I.1.6.- Concentración de esfuerzo y sensibilidad a la entalla.	15
I.2.- Fatiga en Juntas Soldadas	
I.2.1.- Introducción.....	17
I.2.2.- Nomenclatura de las juntas soldadas y discontinuidades.....	18
I.2.3.- Comportamiento a la fatiga de amplitud constante de juntas soldadas	
I.2.3.1 Comportamiento Esfuerzo-Vida	

(Curvas S-N).....	25
I.2.3.2.- Comportamiento Deformación-Vida (ϵ -N).....	27
I.2.3.3.- Comportamiento del crecimiento de grietas ($da/dN-\Delta K$).....	28
I.2.3.4.- Soldadura por Punto.....	31
I.2.4.- El efecto de los esfuerzos residuales en el comportamiento a fatiga.....	32
I.2.5.- Importancia de las irregularidades en el talón para la resistencia a la fatiga de juntas por soldadura.....	40
I.2.6.- Reconsideración del factor de fatiga con entalla para juntas soldadas.....	42
I.2.7.- Estimación de la vida a la fatiga de elementos soldados.....	44
I.2.8.- Mejoramiento de la resistencia a la fatiga del elemento soldado.....	47
 II METOLOGÍA EXPERIMENTAL	
II.1.- Esquema Experimental.....	50
II.2.- Material base.....	51
II.3.- Aplicación del cordón de soldadura en las probetas.....	52
II.4.- Maquinado y preparación de las probetas.....	56
II.5.- Caracterización del material base a través de Microscopía Óptica.....	58
II.6.- Evaluación del cordón de soldadura por Radiografía Industrial.....	61
II.7.- Microindentación estática.....	63
II.8.- Ensayos de tracción.....	65

II.8.1.- Corrección por deformación elástica de elementos de máquina.....	66
II.9.- Ensayos de fatiga.....	67
II.10.- Estudio fractográfico (MEB).....	69
 III RESULTADOS Y ANÁLISIS	
III.1.- Evaluación microestructural a través de la técnica de Microscopia Óptica	
III.1.1.- Caracterización del Material Base.....	72
III.1.2.- Caracterización de la Junta Soldada.....	73
III.2.- Evaluación del Cordón de Soldadura por Radiografía Industrial.....	80
III.3.- Evaluación del electrodo B-22 mediante Microscopía Electrónica de Barrido.....	82
III.4.- Ensayo de Microindentación Estática	
III.4.1.- Evaluación del Material Base.....	83
III.4.2.- Evaluación de las Juntas Soldadas.....	85
III.5.- Ensayo de tracción uniaxial.....	87
III.6.- Resultados de los ensayos de fatiga.....	88
III.6.1.- Obtención de los parámetros de la Ecuación de Basquin.....	92
III.7.- Evaluación Fractográfica.....	93
 IV CONCLUSIONES.....	99
 RECOMENDACIONES.....	100
 BIBLIOGRAFÍA.....	101
 ANEXOS.....	103

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla II	pp
1. Composición química del acero AISI 1045.....	51

Tabla III	
1. Dureza Vickers	
(a) Acero AISI 1045.....	83
(b) Regiones de la Junta Soldada.....	84
2. Resultados del Ensayo de Tracción Uniaxial para el Acero AISI 1045 en condición de entrega.....	86
3. Resultados de los Ensayos de Fatiga Axial de Juntas Soldadas.....	89
4. Parámetros de la Ecuación de Basquin obtenidos experimentalmente.....	91

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura I	pp
1. Texturas características de la zona de fractura por fatiga.....	7
2. Tipos de fractura y de avance de grieta más comunes en fatiga...	10
3. Estriaciones de fatiga.....	11
4. Gráfica de Crecimiento de Grieta vs. Intervalo de factor de intensidad de esfuerzo.....	12
5. Tipos de juntas y resistencias a la fatiga para aceros estructurales.....	20
6. Sección longitudinal de una junta soldada cruciforme, pulida y atacada.....	21
7. Nomenclatura de juntas soldadas y nucleación y/o propagación de grietas (a) Penetración completa (b) penetración parcial.....	23
8. Influencia de la geometría del refuerzo sobre la resistencia a la fatiga en Juntas a tope transversal.....	26
9. Diagrama de vida constante para soldaduras de aceros al carbono.....	27
10. Comportamiento a la fatiga de deformación controlada de un acero A36.....	28
11. Datos de propagación de grieta para un acero estructural soldado C-Mn, ZAC, y material base.....	29
12. Comportamiento de la propagación de grietas de fatiga al aire de cuatro recipientes a presión de acero ferrítico a 24 °C.....	30
13. Comportamiento de la propagación de grietas de fatiga al aire de juntas soldadas para recipientes a presión a 24 °C.....	31
14. Influencia de los esfuerzos residuales sobre el R	

efectivo en soldadura	
(a) Ciclo de carga aplicado externamente	
(b) ciclo de carga cercano a la soldadura.....	33
15. Resultados de los ensayos de propagación de grietas	
en términos de intervalo de factor de intensidad de esfuerzo	
(a) acero A	
(b) acero B.....	35
16. Resultados en términos de tensión	
(a) acero A	
(b) acero B.....	35
17. Especímenes utilizados para los ensayos	
de propagación de grietas.....	37
18. Distribución de los esfuerzos residuales en un espécimen de	
propagación de grietas Grado 55.....	37
19. Resultados de los ensayos de propagación de grietas para	
un acero Grado 55 banda de esparcimiento, • R=-2, ○ R=0.....	39
20. Etapas de coalescencia de grietas.....	41
21. Gráfico de Factor de reducción vs. Relación de longitud	
de grieta sobre relación de radio.....	45

Figura II

1. Pletinas de Acero AISI 1045.....	52
2. Configuración Previa a la aplicación del Cordón.....	53
3. Configuración de las Juntas Soldadas.....	54
4. Probetas para los ensayos de Tracción Uniaxial y Fatiga Axial	
(a) Probeta de Tracción, Material Base	
Norma ASTM A – 370.....	55
(b) Probeta de Fatiga, Junta Soldada	

Norma ASTM E – 466-76.....	55
5. Probeta rectangular para ensayo de Dureza.....	57
6. Equipo de montaje Marca Buehler, modelo Simplimet II.....	58
7. Equipo para desbaste Marca Buehler, modelo Ecomet 4.....	58
8. Microscopio Óptico, Marca Olympus.....	59
9. Lupa Estereoscópica Marca Nikon, modelo SMZ-U.....	60
10. Equipo Rayos X Marca Andrex, modelo 1652.....	61
11. Diagrama de exposición para Aceros y Rayos X	
Dens: 2. Pb: 27 m. FF: 70 cm.....	62
12. Microdurómetro Marca Leco, modelo M400H.....	63
13. Pletina motorizada del equipo de	
Microindentación Estática.....	63
14. Plantilla diseñada para la aplicación	
de microindentaciones.....	64
15. Máquina Universal de Ensayos Mecánicos Servohidráulica	
Marca Instron, modelo 8502.....	65
16. Microscopio Electrónico de Barrido Marca Philips,	
modelo XL30.....	70
17. Máquina Cortadora de disco abrasivo	
Marca Buehler, modelo Abrasimet II.....	72

Figura III

1. Sección Longitudinal del Acero 1045	
(a) Cerca del borde	
(b) En el centro.....	73
2. Cordón de Soldadura	
(a) Vista General del cordón de Soldadura	
(b) Detalle.....	74
3. Macrografía del Cordón de Soldadura, Corte Transversal	

(a) Vista General de un corte transversal	
(b) Material Base	
(c) Zona Afectada por el Calor	
(d) Intercara de Metal Base / Material de Aporte.....	75
4. Macrografía de la Intercara Metal Base / Material de Aporte	
(a) Vista General	
(b) Detalle.....	76
5. Microestructura de la sección transversal de la Junta Soldada, tomada mediante MO	
(a) Región de la Intercara Cordón / Zona Afectada por el Calor	
(b) Zona Afectada por el Calor	
(c) Zona Afectada por el Calor cercana al Metal Base	
(d) Metal Base.....	78
6. Radiografía Industrial de la Junta Soldada.....	79
7. Defectos Típicos de una Junta Soldada observados en una Radiografía Industrial	
(a) Desalineamiento	
(b) Desalineamiento y falta de penetración.....	80
8. Sección Transversal del Electrodo B – 22, obtenida mediante MO	
(a) Análisis Composicional del Alma del Electrodo B – 22	
(b) Análisis Composicional Aglomerante	
(c), (d) y (e) Análisis Composicional de los Elementos Aleantes.....	81
9. Gráfico de Dureza Vickers vs. Contenido de Carbono para varias Microestructura de Aceros.....	83
10. Curva de Dureza (GPa) vs. Inverso Diagonal Promedio.....	84
11. Curva de Dureza Vickers (Hv) vs. Carga (g).....	84
12. Perfil de Dureza del conjunto Material Base – Cordón de Soldadura.....	86

13. Gráfico de Esfuerzo Real vs. Deformación Real para el Acero AISI 1045 en condición de entrega.....	88
14. Daño causado por las mordazas, en la superficie de fractura:	
(a) Vista General	
(b) Vista Transversal	
(c) Vista a 45° de inclinación.....	89
15. Curvas de Whöler.....	91
16. Superficie de fractura a fatiga para un esfuerzo de 318 MPa	
(a) Vista General	
(b) Detalle de la zona de nucleación y propagación de la grieta	
(c) Detalle de la zona de fractura.....	94
17. Superficie de fractura a fatiga para un esfuerzo de 378 MPa	
(a) Vista General	
(b) Detalle del chaflán en la zona de nucleación de la grieta.....	95
18. Superficie de fractura a fatiga para un esfuerzo de 318 MPa	
(a) Detalle de la coincidencia de los rizos del Cordón con el Material Base	
(b) Detalle del escalón de clivaje.....	97
19. Macrografía de la zona donde falló la probeta como se muestra en la Fig.III.18.....	97

Collevecchio S., Michele I.

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO A LA FATIGA DE JUNTAS
SOLDADAS DE UN ACERO ESTRUCTURAL UTILIZADO PARA LA
FABRICACIÓN DE RECIPIENTES A PRESIÓN**

Tutor Académico: Prof. Eli S. Puchi C.

Tesis. Caracas. U.C.V. Facultad de Ingeniería.

Escuela de Ingeniería Mecánica. 2004. 102 pp.

Descriptor: Fatiga en Juntas Soldadas, Soldadura, Recipientes a Presión.

Esta investigación muestra el comportamiento a fatiga de juntas soldadas para un acero AISI 1045, utilizado para la fabricación de recipientes a presión. Para ello se realizaron ensayos de fatiga a juntas soldadas. Todas fueron soldadas a tope con un ángulo de 30° con un electrodo E-8018-B2. Los esfuerzos a los cuales se realizaron los ensayos representaron una fracción del esfuerzo de fluencia del material base, obtenidos de manera experimental a partir de ensayos de tracción realizados (80, 85, 90 y 95% de S_y). Los resultados de resistencia a la fatiga fueron analizados en términos de la obtención de la ecuación de Basquin. Estos resultados revelaron el poco efecto del cordón sobre el material base, ya que las variaciones observadas para cada curva se encuentran dentro de la desviación estándar respectiva. Un estudio de microindentación realizado al material base y a las juntas soldadas, arrojó un aumento en la dureza del primero en las zonas adyacentes al cordón, como resultado de la posible ocurrencia de un fenómeno de recristalización. Por medio de la evaluación realizada a las juntas por medio de fotomicrografías y fotomacrografías, se evidenció la disminución en el tamaño de grano austenítico, resultado de un proceso de recristalización generando un refinamiento en la microestructura, que sustenta los resultados de la microindentación. El estudio fractográfico en Microscopía Electrónica de Barrido para las juntas soldadas, reveló que en general existió para cada probeta un único punto de nucleación de grietas de fatiga en la zona de fractura para todos los esfuerzos estudiados. Estas grietas se iniciaron en una de las esquinas de la sección transversal del material base, propagándose por ésta hasta presentarse la falla final. No se encontraron grietas en otras secciones paralelas a ésta.

INTRODUCCIÓN

Dentro de la amplia variedad de elementos y estructuras que se encuentran en los diversos campos de aplicación de la ingeniería, se encuentran los recipientes a presión. Estos, debido a las características de trabajo a las cuales operan (presiones mayores a la presión atmosférica), tienen una geometría de diseño que necesita de la unión hermética de partes. Si se analizan las condiciones de servicio de estos recipientes, se encuentra que es posible apreciar solicitudes de cargas de tipo dinámicas que generan esfuerzos cíclicos o fluctuantes sobre ellos, los cuales podrían sugerir la necesidad de realizar estudios tendientes a evaluar su desempeño a la fatiga. Dichos esfuerzos fluctuantes, generalmente menores al esfuerzo de fluencia, producen un daño sin deformación aparente, que progresivamente conduce a la falla de la pieza, la cual se conoce como falla por fatiga.

Las fallas por fatiga comúnmente se originan en la superficie libre de los componentes, tal como defectos y discontinuidades en la superficie ya sean poros, entallas, cambios de sección, etc. Esta grieta avanza en la medida en que se producen las fluctuaciones de carga, hasta que el área remanente no puede soportar el esfuerzo aplicado y la pieza fractura por sobrecarga.

Las fallas por fatiga ocurren más frecuentemente en elementos soldados que en estructuras sin soldar. El principal motivo es debido a que la soldadura concentra esfuerzos y defectos en la superficie. Así mismo, los defectos en el perfil del cordón tales como una marcada superficie convexa que implica cambios bruscos en la sección, así como, las socavaciones en el talón, convirtiéndose ambos en concentradores de esfuerzos. En este mismo orden de ideas, existen métodos que contrarrestan estos efectos, e incluso sirven para mejorar la resistencia a la fatiga, ya sea optimizando las variables que intervienen en el procedimiento de soldadura y/o alterando la microestructura del material, reduciendo las discontinuidades geométricas, induciendo esfuerzos residuales a compresión en la superficie entre otros.

Por todo esto, el objetivo principal de esta investigación es el de estudiar el comportamiento a la fatiga uniaxial de juntas soldadas a tope de un acero AISI 1045, comúnmente utilizado en la fabricación de recipientes a presión.

Además se estudiarán las superficies de fractura para así poder observar, en detalle, el mecanismo de falla de las juntas soldadas y establecer cualquier tipo de cambio de producto de la aplicación del cordón en comparación con el material base.

CAPÍTULO I

MARCO TEÓRICO

I.1.- Fatiga en Metales

I.1.1.- Introducción

La fatiga en metales es un fenómeno que generalmente se presenta en todos los elementos mecánicos que, de alguna u otra forma, se encuentran sometidos a condiciones que generan esfuerzos que varían entre ciertos niveles. Por ejemplo, una fibra particular del eje de un motor que está siendo afectado por cargas flexionantes, experimenta tensión y compresión por cada revolución del eje. Ahora bien, si este eje gira a 1500 r.p.m. la fibra se somete a un esfuerzo de tensión y compresión 1500 veces por minuto. Este tipo de ciclos de carga producidos se denominan esfuerzos variables, repetidos, alternantes o fluctuantes.

Con frecuencia, se puede determinar que ciertos elementos de máquinas han fallado bajo la acción de estos esfuerzos fluctuantes; sin embargo, cuando se realiza un análisis más cuidadoso, se revela que los esfuerzos máximos efectivos a los que fue sometido el elemento, estuvieron por debajo de la resistencia a la tracción y a menudo incluso, por debajo del límite de fluencia de dicho material; por lo tanto, la característica más relevante y mediante la cual se puede establecer un criterio para determinar el por qué de la falla, es sin duda que los esfuerzos se repitieron un gran número de veces. A este tipo de falla se le llama *falla por fatiga* y es posible entonces, establecer al menos tres condiciones básicas para que ocurra este fenómeno, a saber:

1. La acción simultánea de esfuerzos cíclicos que originan la grieta.
2. La acción de esfuerzos a tracción que adelantan y propagan el crecimiento de la grieta.
3. La presencia de deformación plástica.

Además de estos tres aspectos, existen también otras variables que tienden a alterar las condiciones para la fatiga, entre las cuales se pueden mencionar los concentradores de esfuerzos, corrosión, temperatura, estructura metalúrgica, esfuerzos residuales y naturaleza de los ciclos de carga, entre otros. Todos estos factores afectan de distintas maneras el comportamiento a fatiga en metales.

I.1.2.- Definición de Fatiga en Metales

Según la ASTM:

“Proceso de cambio estructural progresivo, localizado y permanente, que ocurre en un material sometido a condiciones que producen esfuerzos y deformaciones fluctuantes en algún punto o puntos, y el cual puede culminar en grietas o fractura completa después de un número suficiente de fluctuaciones”⁽¹⁾.

Una falla por fatiga se genera a partir de una pequeña grieta, la cual no se puede detectar a simple vista e inclusive es difícil de ver durante una inspección con rayos X. Las grietas de fatiga se originan en puntos de discontinuidad en el material, como por ejemplo un poro, una inclusión o en un cambio en la sección transversal.

Una vez iniciada la grieta, la concentración de esfuerzos se hace mayor y ésta avanza rápidamente. Con este avance, el área sometida a esfuerzo se hace menor, lo cual produce que la magnitud del esfuerzo se incremente hasta que al fin el área restante falle de manera repentina.

Como un preámbulo para la explicación de las curvas de Whöler, existen algunos conceptos de interés, entre los cuales se deben mencionar:

1. Vida a la fatiga: es el número total de ciclos de esfuerzos que soporta un componente determinado antes de producirse la falla en él. La vida de un componente sometido a fatiga está determinada por el número de ciclos requeridos para iniciar la

grieta y por el número de ciclos necesarios para hacer crecer la grieta desde sus dimensiones iniciales hasta el valor crítico.

2. Resistencia a la fatiga: es el valor teórico de esfuerzo al cual ocurre la falla para un cierto número de ciclos.

3. Límite de fatiga: es el valor límite de la resistencia a la fatiga promedio cuando la vida a la fatiga (N) se hace muy grande. Para valores inferiores a este límite, encontraremos que la probeta resistirá una cantidad infinitamente grande de ciclos sin que se produzca la fractura.

Es importante destacar que los metales ferrosos presentan este límite de fatiga, pero la mayoría de los metales no ferrosos no lo muestran, debido a que la línea de resistencia a la fatiga tiende a prolongarse para un número muy alto de ciclos y esfuerzos muy bajos, sin llegar a hacerse horizontal.

I.1.3.- Curvas de Whöler

Las curvas de Whöler o curvas S – N (Esfuerzo – Vida a la fatiga) son de mucha utilidad, ya que permiten representar ordenadamente los datos obtenidos de los ensayos y pruebas de fatiga y al mismo tiempo, tener una rápida visualización de los resultados y principales propiedades del material, en relación a este fenómeno.

Para obtener el comportamiento a fatiga de un material, es usual ensayar un número determinado por norma, de probetas a varios niveles de esfuerzo (resistencia o límite de fatiga) y medir la vida de cada probeta, lo que sería el número de ciclos requeridos para causar la falla (vida a la fatiga).

Esta curva también puede ser representada en escala doble logarítmica para mayor comodidad, colocando el logaritmo decimal de los esfuerzos alternantes ($\log S$) en el eje de las abscisas, contra el logaritmo decimal del número de ciclos a falla ($\log N$), para de esta manera, tener los valores representados en una línea recta en

lugar de una curva. Esta recta es expresada mediante la ecuación de Basquin, mostrada a continuación:

$$S_a = S'_f (2N)^b \quad (Ec.I.1)$$

Donde S_a es la amplitud de esfuerzo real al que está sometida la probeta; S'_f representa el coeficiente de resistencia a la fatiga; $2N$ el número de reversos a falla (sin el 2, N sería el número de ciclos) y b es el exponente de fatiga.

Los parámetros S'_f y b son propiedades de fatiga del metal, además S'_f es aproximadamente S_f (esfuerzo de fractura real) para muchos metales; mientras b , varía aproximadamente entre -0.05 y -0.12 ⁽²⁾.

I.1.4.- Aspectos relacionados con las características estructurales de la fatiga

Para hablar de las características estructurales de fatiga de un metal, es necesario aclarar que la mayoría de los materiales ingenieriles (por no decir todos) presentan defectos y concentradores de esfuerzo a nivel macroscópico, tales como poros, entallas, inclusiones y otros, así como también, al no ser materiales perfectamente cristalinos, existirán algunos defectos de carácter estructural, como por ejemplo, las dislocaciones. Debido a esto, dichos materiales se verían condicionados en algunas zonas como puntos potenciales para la nucleación y el crecimiento de grietas por fatiga. Lo anteriormente expuesto, aunado a las solicitudes externas generan algunos rasgos de carácter estructural típicos de la falla por fatiga.

Si el componente es sometido a condiciones que generen esfuerzos de suficiente magnitud, se formará eventualmente una grieta o grietas de fatiga en alguna región de tensiones altas, generalmente en la superficie; posteriormente la grieta o grietas se propagarán gradualmente a través del material hasta producir la fractura total; también es posible que la grieta se inicie en el interior del espécimen.

I.1.4.1.- Superficie de fractura

Una vez descrito de manera general este proceso, mediante el cual se produce una falla por fatiga, es comprensible (o se puede esperar) que se generen zonas de diferente aspecto morfológico que caracterizan la superficie de fractura; es así como en principio podríamos identificar tres zonas:

Zona 1: en los alrededores de la región de origen de la grieta, la superficie tiene a menudo un aspecto liso mostrando señales concoidales; ésta es la zona en la cual la grieta de fatiga ha avanzado con relativa lentitud y corresponde a la etapa I de la Fig.I.1.

Zona 2: en algunos casos se puede distinguir una segunda zona menos lisa en la que la grieta ha avanzado más rápidamente, quizás en varios lugares a la vez, de modo que la superficie de fractura es irregular.

Zona 3: es el área de esta superficie donde se produce la fractura final y repentina, esto es cuando se redujo la sección y el metal no resiste la aplicación de la carga. Esta zona puede tener un aspecto cristalino indicando que la fractura final fue frágil o un aspecto fibroso indicando que la fractura final fue dúctil ⁽³⁾.

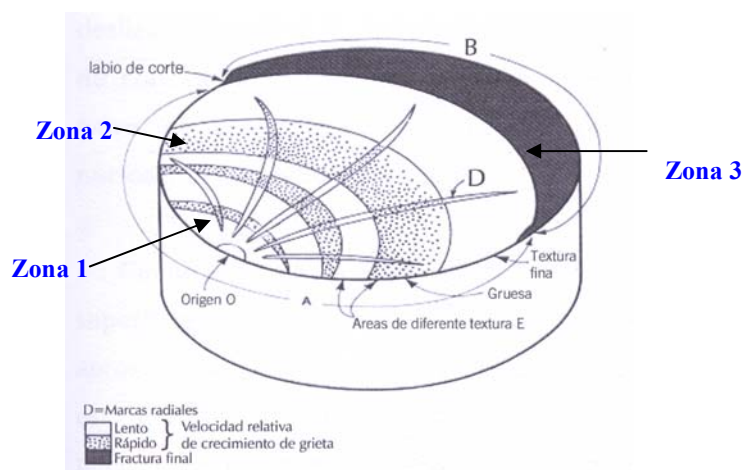


Fig.I.1. Texturas características de la zona de fractura por fatiga

En el caso en el que un componente haya estado sometido a cargas de compresión, es posible que se pierda detalle de la superficie de fractura, debido a un repetido martilleo de la superficie agrietada antes que se fracture, acción que produce un aspecto pulido.

Otros aspectos importantes en la superficie de fractura de una falla por fatiga son las diferencias generadas como resultado de cambios en la velocidad de avance o propagación de la grieta y la coloración, como consecuencia de la exposición al medio, generando ciertos grados de oxidación de alguna parte de la superficie fracturada que haya estado expuesta por más o menos tiempo que otra.

I.1.4.2.- Nucleación y Propagación de Grietas de Fatiga en Metales

Bajo la acción de cargas cíclicas, una zona plástica (o zona de deformación) se desarrolla desde la punta de la grieta. Esta zona de alta deformación se transforma en un sitio ideal para la nucleación y propagación de una grieta de fatiga. La grieta se propaga bajo los esfuerzos aplicados a través del material hasta la fractura total. A nivel microscópico, la característica más importante del proceso de fatiga, es la nucleación de una o más grietas bajo la influencia de los esfuerzos que exceden localmente el límite de fluencia en sitios conocidos como extrusiones o intrusiones de bandas de deslizamiento.

Por el contrario, en materiales de alta resistencia o metales frágiles el mecanismo de fatiga no involucra la formación de bandas de deslizamiento y las grietas se forman directamente a partir de las discontinuidades como inclusiones y poros, y se propagan a lo largo de planos de máximo esfuerzo de tensión.

El proceso de fatiga se divide generalmente en tres etapas:

- **Etapas I** (Nucleación): se produce en los metales cuando el nivel de esfuerzos es levemente superior al límite de fluencia estático inicial, entonces se produce una deformación localizada que endurece el metal hasta que no resiste el esfuerzo aplicado.

- **Etapas II**: se extiende desde el momento de endurecimiento por deformación hasta la formación de una grieta visible de fatiga; es en esta etapa que se inicia la grieta de fatiga.

- **Etapas III** (Propagación): se produce el avance, crecimiento o propagación de la grieta, hasta alcanzar un tamaño lo suficientemente grande para producir la fractura total.

Cada una de estas etapas genera una textura diferente en la superficie de la grieta como se explica en la sección I.1.4.1.

En muchas ocasiones la falla por fatiga se inicia en regiones de concentración de esfuerzo tales como en entallas agudas e inclusiones entre otros, ya que estos conforman sitios preferenciales para la nucleación y propagación de grietas, debido a la acumulación de deformación local.

Cuando existe la nucleación de una grieta por lo general en la superficie, ésta empieza a crecer primariamente a través de algunos granos, aproximadamente a 45° con respecto a la dirección de la carga aplicada y es controlada por esfuerzos cortantes; esta etapa es conocida como nucleación de grietas (Etapas I y II). Estas grietas continúan creciendo bajo cargas cíclicas y van cambiando su dirección de crecimiento desde 45° hasta 90° con respecto al eje de esfuerzos aplicados al sistema; cuando ocurre esto se considera que comienza la etapa de propagación de la grieta (Etapas III). Esta etapa es considerada la más importante de este proceso, por dos

razones fundamentales: 1º) la mayor parte de los materiales tecnológicos y estructurales contienen defectos inherentes, lo que ocasiona que la etapa de inicio de la grieta se presente relativamente temprano en la vida de servicio del material; 2º) la velocidad de crecimiento de las grietas de fatiga es una función de ciertas propiedades del material, de la longitud de la grieta y del nivel de esfuerzos aplicados.

En la Fig.I.1 se muestran tres zonas bien diferenciadas: **zonas 1 y 2**, área de fatiga, la cual es relativamente lisa; **zona 3**, área de fractura final, que posee una textura más rugosa e irregular. Esta área de fractura es evidencia de la deformación plástica que ocurre antes de la separación final. El área de fatiga, **1 y 2**, contiene el origen o los orígenes O y otras características que indican la velocidad y dirección de crecimiento de grieta en cualquier etapa de su propagación. Las marcas radiales D y las marcas concoidales E, son marcas residuales dejadas por el avance de la grieta y ambas pueden ser utilizadas para ubicar el origen de la misma.

Si encontramos varios sitios de origen y fractura final, la grieta se puede propagar de diferentes maneras, tal y como lo indica la Fig.I.2, que dependerán de factores tales como el nivel de esfuerzo aplicado, tipo de ensayo utilizado, condición superficial de la probeta, entre otros.

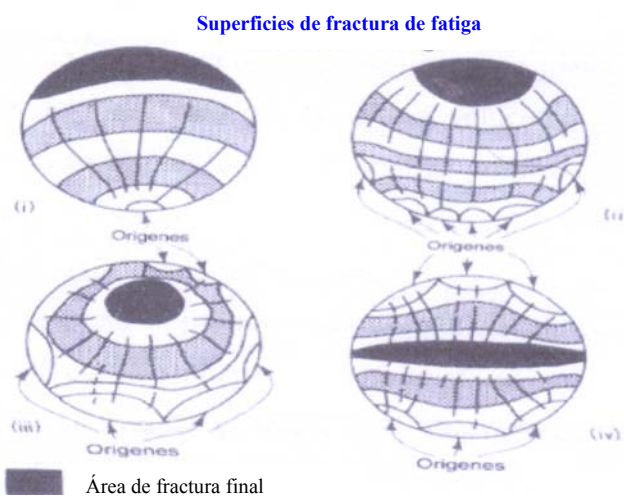


Fig.I.2. Tipos de fractura y de avance de grieta más comunes en fatiga

Realizando un análisis un poco más detallado de la superficie de fractura, tal vez con una técnica de mayor resolución, la grieta al propagarse una cierta distancia con cada ciclo de esfuerzo, se observan unas marcas pareadas en la superficie de la grieta, conocidas como estriaciones de fatiga (Fig.I.3). Éstas son marcas características de un crecimiento progresivo de la grieta, lo cual dependerá de la resistencia mecánica y ductilidad del material y por lo general, sólo pueden observarse a aumentos muy elevados. También se forman muchas mesetas paralelas separadas por canales longitudinales; estas mesetas son generalmente perpendiculares a la dirección de los máximos esfuerzos principales actuantes y están conformadas por un grupo de estriaciones que tienen direcciones semejantes. Otra característica de la propagación de la grieta de fatiga es que, una vez que ha sido nucleada, su velocidad de crecimiento y dirección están controladas totalmente por los esfuerzos localizados en el extremo (punta de la grieta).

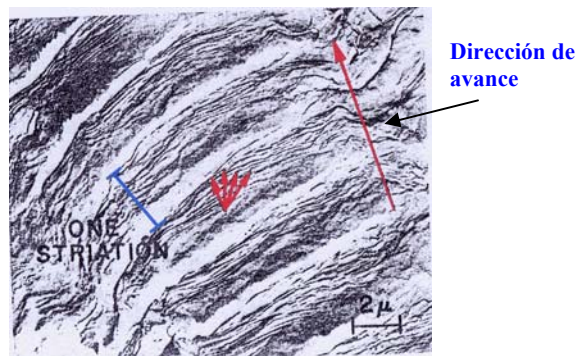


Fig.I.3. Estriaciones de fatiga

El método general para medir la propagación de las grietas de fatiga usando técnicas de mecánica de fractura, está resumido en la Fig.I.4.

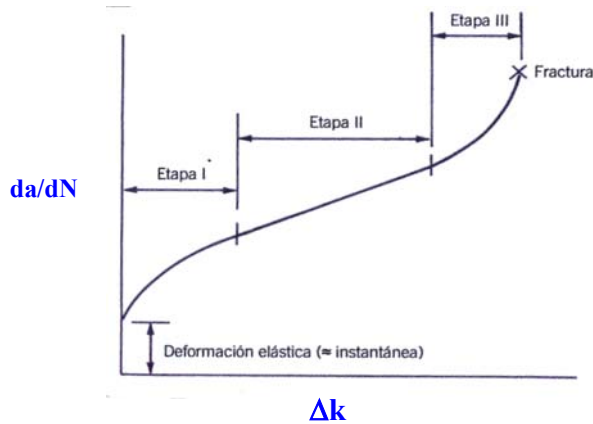


Fig.I.4. Gráfica de crecimiento de grieta vs. Intervalo de factor de intensidad de esfuerzo

Aquí se muestra una gráfica logarítmica de crecimiento de grieta por número de ciclos da/dN , contra el intervalo de factor de intensidad de esfuerzo Δk , correspondiente al ciclo de carga aplicado sobre la probeta. Para casi todos los componentes metálicos se pueden distinguir tres etapas: la región I, presenta un umbral Δk_{th} , que corresponde con el intervalo del factor de intensidad de esfuerzos en el cual la grieta no se propaga.

Para valores intermedios de Δk (región II), se obtiene un comportamiento lineal empleando una gráfica log-log de Δk vs. da/dN , la cual es descrita por la relación o ecuación de Paris-Edrogon:

$$da/dN = C (\Delta k)^m \quad (\text{Ec.I.2})$$

Donde C y m son constantes características del material.

Para altos valores de Δk (región III), ocurre un comportamiento inestable que resulta en un incremento evidente en la velocidad de propagación de la grieta justo antes de la fractura final de la probeta. Existen dos posibles causas para este comportamiento: 1º) el incremento de la longitud de la grieta durante el ensayo a carga constante, que ocasiona un “pico” de intensidad de esfuerzos que alcanza la tenacidad de fractura, K_{IC} del material; 2º) la propagación de la grieta produce una disminución del área remanente de la probeta, haciéndola insuficiente para soportar el

pico de esfuerzo. La primera posibilidad, es operativa para metales de alta resistencia y baja tenacidad, en los que las probetas utilizadas normalmente en ensayos de velocidad de crecimiento de grieta, presentan un comportamiento lineal-elástico para niveles de K iguales a K_{IC} . La segunda posibilidad, es común para metales dúctiles, particularmente si K_{IC} es alta.

Hasta ahora, han sido desarrolladas una gran cantidad de ecuaciones para relaciones de velocidad de propagación de la grieta y los datos de intensidad de esfuerzos. La más comúnmente aceptada es la nombrada anteriormente, que es la ecuación propuesta por Paris-Edrogon y generalmente proporciona una buena aproximación para la región II de la etapa de propagación de grieta.

Otra relación basada en la ecuación de Paris-Edrogon, es la ecuación de Forman, la cual es utilizada para representar la variación de da/dN con otra variable incluida, a saber, la relación de esfuerzos R , donde $R=S_{min}/S_{max}$, así como también el valor crítico de K , K_{IC} , para el cual ocurre la fractura violenta de la probeta (región III). Dicha ecuación es:

$$da/dN = [C (\Delta k)^n] / [(1-R) (K_C - \Delta K)] \quad (Ec.I.3)$$

Donde C y n son constante características del material del mismo tipo que las de la ecuación de Paris- Edrogon, pero con valores diferentes. Una ventaja de la ecuación de Forman, es que ésta describe el comportamiento acelerado de da/dN observado para altos valores de ΔK , el cual no es descrito por la ecuación de Paris-Edrogon. Además, la ecuación de Forman describe el incremento de da/dN asociado con el incremento de R , desde 0 hasta 1. Por lo que se puede decir que, cuando es necesario describir el efecto de K cercano a K_C , o el efecto de R en da/dN , la ecuación de Forman puede ser utilizada para representar el comportamiento de da/dN . Cuando sólo esté involucrada ΔK en la región II, puede ser utilizada de ecuación de Paris- Edrogon.

I.1.5.- Factores que afectan la vida a la fatiga en metales

Entre los aspectos que pueden modificar las condiciones de fatiga en metales, se pueden mencionar brevemente los siguientes factores y su incidencia:

- **Tamaño de grano:** generalmente un material de grano fino exhibe mejores propiedades de fatiga que uno con grano grueso, debido principalmente a la mayor cantidad de límites de grano que presentan los primeros y que actúan como obstáculos al avance de la grieta.
- **Tratamientos térmicos:** la resistencia a la fatiga puede ser significativamente afectada por los tratamientos térmicos aplicados; por lo general las propiedades de fatiga aumentan con cualquier tratamiento que mejore las propiedades de tracción.
- **Discontinuidades geométricas:** la presencia de cualquier discontinuidad geométrica afecta en gran medida la resistencia a la fatiga de un material, debido a que ésta actúa como un concentrador de esfuerzo. La influencia que la discontinuidad pueda tener en la resistencia a la fatiga dependerá de las dimensiones relativas, tipo de carga y sensibilidad a la entalla que presente el material.
- **Temperatura:** en general la resistencia a la fatiga es incrementada a temperaturas por debajo de la temperatura ambiente y disminuida a temperaturas por encima de ésta, aunque pueden existir algunas excepciones.
- **Frecuencia de aplicación de la carga:** entre 2000 y 7000 ciclos/min. se ha observado poco o ningún efecto sobre la resistencia a la fatiga, asumiendo que la temperatura permanece constante mientras se lleva a cabo el ensayo. Hay alguna evidencia de que por debajo de 2000 ciclos/min. ocurre una pequeña disminución de la resistencia a la fatiga de algunos materiales. En el intervalo comprendido entre 7000 y 60000 – 90000 ciclos/min., existe un incremento en la resistencia a la fatiga

de la mayoría de los materiales, pero por encima de estas velocidades se presenta una marcada disminución de la resistencia. También se ha determinado que los períodos de descanso entre los ciclos o entre los bloques de ciclos no tienen un efecto mensurable sobre la resistencia a la fatiga.

- **Tamaño del componente:** los elementos de menor tamaño presentan una mayor resistencia a la fatiga que los de gran tamaño, posiblemente debido a la menor área superficial y menor volumen donde existe menor probabilidad de que existan defectos.
- **Condiciones superficiales:** generalmente, las propiedades de fatiga son afectadas significativamente por las condiciones superficiales, debido a que la mayoría de las grietas de fatiga se inician en la superficie. La rugosidad superficial y los cambios en las propiedades superficiales son dos aspectos que varían la resistencia a la fatiga.
- **Esfuerzos residuales superficiales:** la resistencia a la fatiga se puede ver afectada por operaciones tales como nitruración, pulido y maquinado debido al endurecimiento y al incremento de esfuerzos residuales en la superficie que estos provocan. Si los esfuerzos residuales son de tensión, se disminuye la resistencia a la fatiga, mientras que si son esfuerzos de compresión se incrementa dicha resistencia. Este tópico será desarrollado con mayor profundidad en una sección posterior en el presente capítulo.

I.1.6.- Concentración de esfuerzo y sensibilidad a la entalla

Como ya sabemos, la existencia de irregularidades o discontinuidades, tales como agujeros, ranuras o entallas, en una pieza incrementan en gran medida los esfuerzos teóricos en los alrededores cercanos a la discontinuidad.

K_t es el *factor geométrico de concentración de esfuerzos* y se usa para relacionar el esfuerzo efectivo real (debido a la irregularidad o defecto) en la discontinuidad con el esfuerzo nominal.

La resistencia a la fatiga de un material disminuye de manera muy importante por la introducción de un concentrador de esfuerzos, tal como una entalla o un agujero. Como las piezas reales presentan accidentes que concentran esfuerzos tales como filetes, chaveteros, roscas y agujeros, no es de extrañar que las grietas de fatiga se inicien generalmente en esas irregularidades geométricas. La presencia de una entalla en una probeta sometida a carga uniaxial produce tres efectos importantes:

- Un incremento de esfuerzo en el fondo de la entalla.
- Un gradiente de esfuerzos desde el fondo de la entalla hasta el centro de la probeta.
- Un estado triaxial de esfuerzos en la base de la entalla.

Una medida de la severidad de un concentrador de esfuerzo viene dado por el factor de concentración de esfuerzo K_t , que se define como la relación del esfuerzo local máximo en la región de la discontinuidad al esfuerzo local nominal, evaluado por la teoría simple. El esfuerzo nominal puede basarse bien sea en la sección transversal neta a través de la discontinuidad o en la sección transversal bruta de la pieza ignorando la discontinuidad. Al presentar los efectos de la concentración de esfuerzo, el esfuerzo nominal se basa usualmente en la sección neta y se adopta este procedimiento a menos que se establezca otro. No siempre es posible expresar esto simplemente, así que algunas veces es más conveniente usar el esfuerzo nominal basado en la sección bruta. El máximo esfuerzo local en la discontinuidad puede determinarse matemáticamente por elemento finito, por fotoelasticidad o por medida directa de la deformación; se supone que el material utilizado es isotrópico y obedece a la ley de Hooke.

A pesar que la resistencia a la fatiga se reduce considerablemente por los concentradores de esfuerzo geométricos, la reducción es a menudo menor que el factor de concentración de esfuerzo geométrico, por lo que se ha introducido un factor de reducción de la resistencia a la fatiga K_f , que se define como la relación entre la resistencia a la fatiga de una probeta sin concentrador de esfuerzo; se ha encontrado que este factor varía con la severidad y el tipo de entalla, el material, el tipo de carga y el nivel de esfuerzo.

Para obtener un grado de concordancia entre K_t y K_f se introduce un factor llamado factor de sensibilidad de entalla q , que se calcula de la siguiente manera:

$$q = (K_t - 1) / (K_t - 1) \quad (\text{Ec.I.4})$$

El valor de q está comprendido entre 0 y 1. Cuando $K_f = K_t$, $q = 1$, se dice que el material es completamente sensible a la entalla. Si la presencia de una entalla no afecta a la resistencia a la fatiga entonces $K_f = 1$ y $q = 0$, por lo que el material no es sensible a la entalla, sin embargo se ha encontrado que el valor de q depende no solo del material, sino también de las condiciones del esfuerzo, del tamaño de la probeta y de la resistencia a la fatiga de éste, así que q , no puede considerarse como una constante del material ⁽⁴⁾.

I.2.- Fatiga en Juntas Soldadas

I.2.1.- Introducción

Dentro de los procesos de manufactura, muchas partes y estructuras metálicas son a menudo unidas mediante algún tipo o método de soldadura, usualmente dependiendo de los costos y la efectividad. Los aceros y luego las aleaciones de aluminio, son los metales más frecuentemente unidos por soldadura, mientras que otros metales no pueden ser soldados con la misma facilidad, o las técnicas son a menudo más complejas.

En general, las juntas soldadas presentan problemas en su desempeño como conjunto, entre otras cosas a causa de: 1º) **macro y micro discontinuidades**, 2º) **esfuerzos residuales** y 3º) **posibles desalineamientos**.

Es común observar que las juntas soldadas son frecuentemente las primeras en fallar por fatiga. La soldadura por si misma, es un procedimiento complejo que puede dar como resultado elementos con un amplio intervalo de resistencia a la fatiga. La calidad en el diseño y la experiencia en el proceso de soldadura, juegan un papel fundamental en la resistencia a la fatiga de las juntas soldadas, de aquí que, un cuidadoso diseño y proceso de soldadura pueden desarrollar la misma resistencia a la fatiga como una parte forjada y maquinada de una pieza y a mucho menos costo.

A continuación se considerarán diferentes juntas soldadas desde un punto de vista de diseño a fatiga y el efecto que las diferentes macro y micro discontinuidades pueden generar en su desempeño, así como también se abordará el comportamiento típico a fatiga y los métodos para mejorar la resistencia a fatiga de la junta soldada y finalmente entonces discutiremos brevemente los cuatro procedimientos de diseño a fatiga ($S-N$, $\varepsilon-N$, $da/dN-\Delta K$, y el método de dos etapas).

I.2.2.- Nomenclatura de las juntas soldadas y discontinuidades

En la Fig.I.5 se muestran los tipos más frecuentes de juntas soldadas, acompañadas por su correspondiente resistencia a la fatiga para aceros estructurales a 2×10^6 ciclos, con $R = 0$ ⁽⁵⁾. Éstas son más bien juntas soldadas simplificadas, pero representan muchas piezas y estructuras reales. En general son topes, filetes y muchas formas y configuraciones diferentes de soldadura. El límite de resistencia a la fatiga dado para los distintos tipos de juntas aquí representados, se encuentran en un intervalo alrededor de 25 a 90 por ciento de la resistencia a la fatiga del material base de

soldadura laminado sin entalla. El amplio intervalo representado indica una variación significativa en la resistencia a la fatiga de los elementos soldados.

Por otra parte, a causa de gradientes no uniformes de temperatura, expansión y contracción térmica que producen deformaciones elasto-plásticas locales durante la soldadura y el proceso de enfriamiento, se generan esfuerzos residuales biaxiales y triaxiales en todas las uniones. Los perfiles de esfuerzo residual y sus magnitudes son difíciles de cuantificar. En la fila 2 de esta figura se muestra una distribución de esfuerzos residuales longitudinales típica en una sección transversal; aquí los esfuerzos residuales son a tensión en la región soldada y estos pueden ser balanceados por esfuerzos residuales a compresión lejos de la soldadura. Los esfuerzos residuales a tensión pueden alcanzar valores iguales al esfuerzo de fluencia y pueden contribuir a la disminución de la resistencia a la fatiga de algunos elementos soldados; dichos esfuerzos residuales en elementos soldados serán considerados con más detalle en la sección I.2.4.

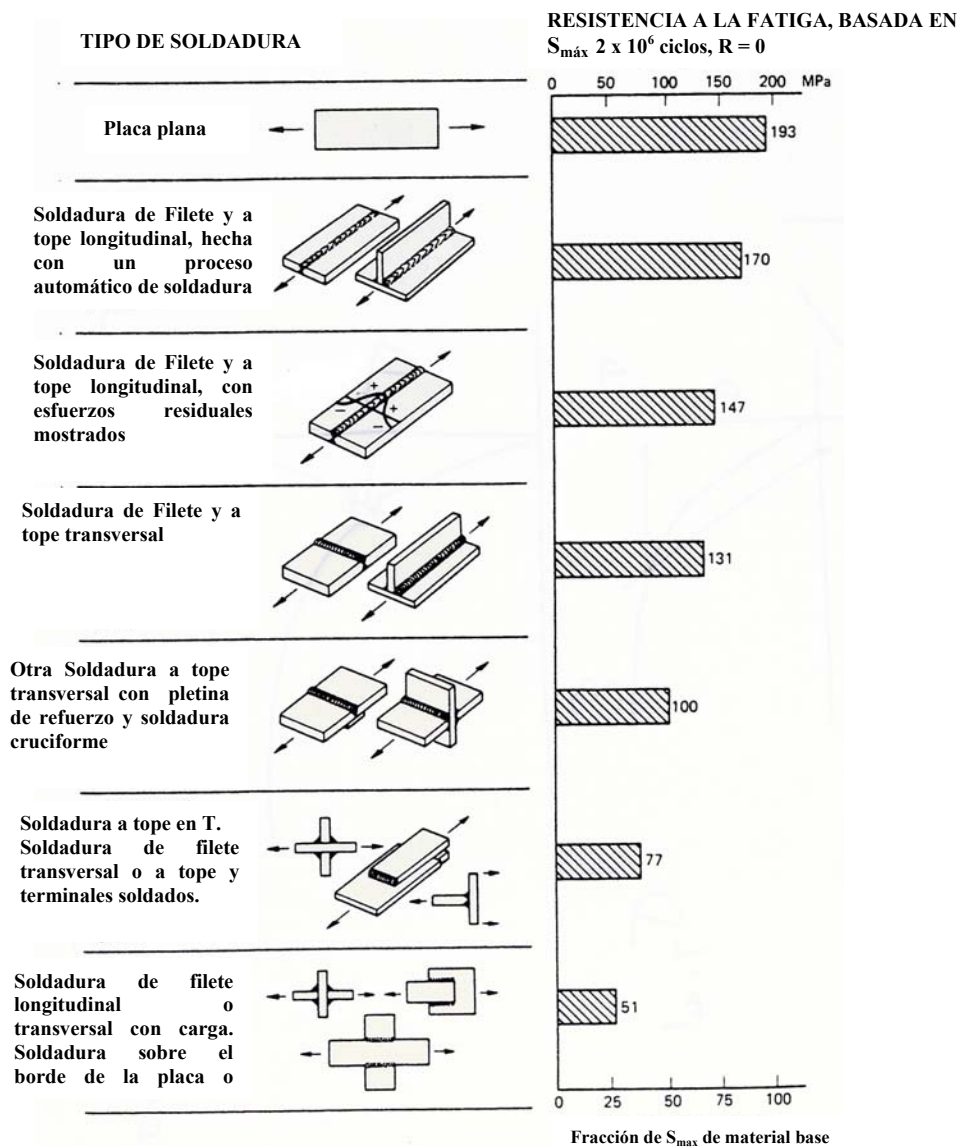


Fig.I.5. Tipos de juntas y resistencias a la fatiga para aceros estructurales

En la fotografía que se presenta en la Fig.I.6, se muestra una sección longitudinal pulida y atacada de un filete cuadrangular de un elemento soldado obtenido por Albretch ⁽⁶⁾; en la misma se pueden observar distintas zonas del cordón de

acuerdo a los aspectos morfológicos asociados a las distintas microestructuras desarrolladas durante el proceso o aplicación de la soldadura, así como también, lugares neurálgicos dentro de lo que sería la configuración típica de este tipo de juntas; de esta manera también se indican la raíz y el talón de la junta soldada a lo largo de las tres regiones básicas de los elementos soldados, nombradas a continuación:

1. *Metal Base* (MB).
2. *Metal de Aporte* (MA).
3. *Zona Afectada por el Calor* (ZAC).

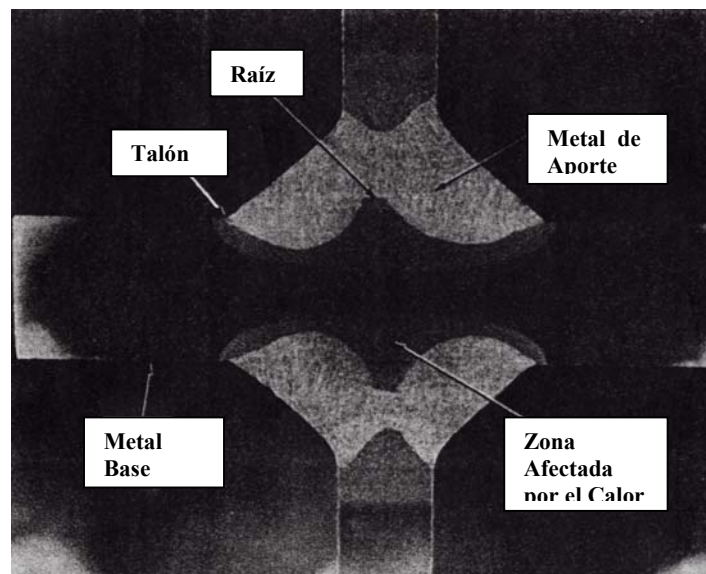


Fig.I.6. Sección longitudinal de una junta soldada cruciforme, pulida y atacada

Adicionalmente, existe una cuarta región: la *Zona de Fusión* (ZF) existente entre el MA de la soldadura y la ZAC. Estas cuatro regiones pueden tener diferentes microestructuras, esfuerzos residuales y discontinuidades y por lo tanto diferentes propiedades mecánicas en general ⁽⁷⁾.

Lo que se conoce como ZAC, es el metal base que está sujeto a altos gradientes de temperatura durante la soldadura. La alta temperatura adyacente a la línea de fusión causa recristalización, mientras otras regiones de la ZAC pueden no

recristalizar completamente. Así, las propiedades mecánicas y las estructuras metalúrgicas pueden variar a lo largo de la amplitud de la zona afectada por el calor y pueden ser similares o diferentes al material base. Entre muchos ejemplos que se podrían comentar, para aleaciones soldadas de aluminio, la zona afectada por el calor se ablanda por efecto térmico a una condición similar a un revenido del material base.

Por otra parte, en la Fig.I.7 se muestran otro tipo de discontinuidades macroscópicas que afectan el desempeño del conjunto y que son defectos comunes. Aquí se observan secciones transversales con penetración completa y parcial para topes y filetes de elementos soldados, señalando los lugares comunes para la nucleación de grietas de fatiga y su posible dirección de propagación. La raíz de los topes y los filetes soldados son comúnmente concentradores de esfuerzos, lo que da lugar a que estos representen puntos potenciales de nucleación de grietas por fatiga. El talón es donde los esfuerzos de flexión son los más grandes; K_t en el talón depende de la geometría de la soldadura, tal como se define la Fig.I.7(b) y es usualmente más grande en filetes que en topes soldados. Los valores de K_t tienen un intervalo desde 1 para extremos soldados con refuerzo removido, hasta 3–5 para cambios geométricos bruscos en filetes soldados. La palabra “refuerzo” se entiende en principio como un aspecto positivo, en este caso actúa como un concentrador de esfuerzo, y es perjudicial en fatiga; también podría ser llamado “sobrellenado” o quizás “exceso” de metal soldado. Las grietas de fatiga también crecen en la raíz de la soldadura, como se muestra en la Fig.I.7 para filetes y topes soldados con penetración parcial ⁽⁷⁾.

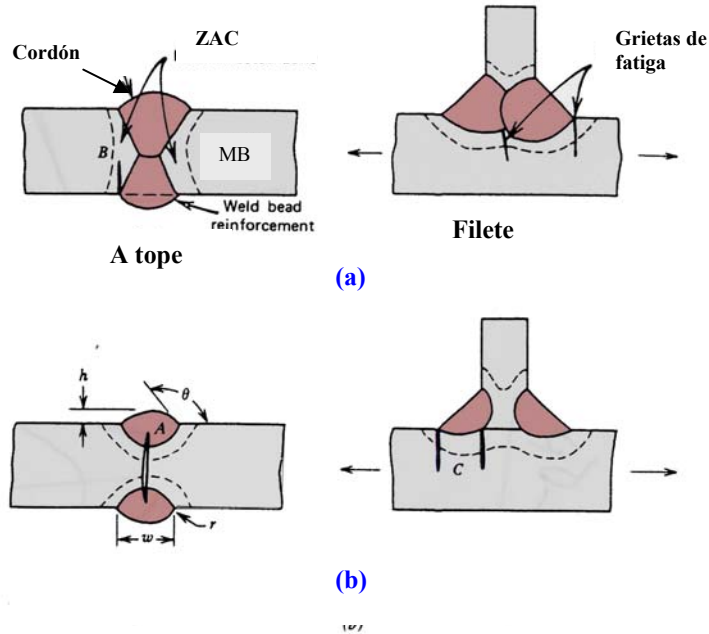


Fig.I.7. Nomenclatura de juntas soldadas y nucleación y/o propagación de grietas
(a) Penetración completa (b) penetración parcial

En este orden de ideas, existen siempre macro y/o micro discontinuidades en elementos soldados que proveen lugares ideales para la nucleación de grietas. Algunas de estas discontinuidades pueden ser planas, como en el caso de grietas y por tanto la componente de vida a la fatiga asociada con la etapa de nucleación podría ser cero, o en todo caso muy pequeña. De allí que, la vida por fatiga en elementos soldados es entonces considerada de acuerdo al aporte de los ciclos de falla relacionados al crecimiento de estas grietas ^(8,9). Cuando las grietas como discontinuidades no existen, la vida a fatiga del elemento soldado puede ser considerada como la sumatoria de los ciclos asociados a la nucleación de grietas por fatiga y los ciclos correspondientes al crecimiento de estas grietas por efecto de la carga aplicada. Dichas discontinuidades de los elementos soldados pueden ser clasificadas como planas, volumétricas o geométricas de acuerdo al siguiente criterio ⁽⁷⁾:

1. Planas: grietas de solidificación, grietas por contracción, grietas inducidas por hidrógeno, falta de fusión, penetración parcial, o inclusiones de óxido en forma de láminas delgadas.
2. Volumétricas: porosidad o inclusiones de escoria.
3. Geométricas: lugares parada/comienzo/terminación/intermitentes, superficie con rizos, refuerzos, radio de curvatura del talón, raíz, metal de aporte derramado, cambios de sección, desalineamientos o salpicaduras.

Un poco para abordar algunas de las distintas discontinuidades anteriormente clasificadas, podríamos decir por ejemplo que las grietas de solidificación pueden ocurrir en los depósitos de metal soldado y son causadas por excesiva contracción sobre el material adyacente durante el enfriamiento del metal, desde el estado líquido hasta el sólido. Así mismo, las grietas por contracción son generadas en principio por la presencia de gradientes de temperatura durante el enfriamiento y pueden ocurrir en el metal que no está siendo fundido.

Por otra parte, el hidrógeno puede ser introducido durante la soldadura desde la superficie por humedad, aceite, grasa o pintura y fundente de soldadura y puede causar agrietamiento en regiones de alto contenido de carbono durante el enfriamiento violento.

También las estructuras lamelares pueden desarrollarse durante la soldadura, en principio a lo largo de inclusiones formadas durante los procesos de laminado. La porosidad es causada principalmente por gases atrapados durante la solidificación e inclusiones de escoria provenientes del revestimiento del electrodo. Muchas de estas discontinuidades ocurren en la superficie o se interceptan con ésta y muchas están también debajo de la misma. Las discontinuidades planas son como grietas y de este modo pueden ser consideradas grietas en sí mismas. Las formas de porosidad y las inclusiones de escoria son a menudo algo esféricas y por esto pueden no representar

grietas como tal, por lo que esta geometría es de algún modo considerada menos dañina. Es así como en general, las discontinuidades geométricas, vistas más de cerca se parecen a un concentrador de esfuerzos desde el punto de vista macroscópico.

De esta manera en la Fig.I.7, se indica que esas grietas por fatiga pueden nuclearse y/o crecer indistintamente en el metal de aporte (A) o en la zona afectada por el calor (B) o a través de la zona afectada por el calor y el metal base (C). Entonces, de este modo, se debería tener información acerca del comportamiento a la fatiga en las tres zonas de manera independiente

I.2.3.- Comportamiento a la fatiga de amplitud constante de juntas soldadas

I.2.3.1 Comportamiento Esfuerzo-Vida (Curvas S-N)

Por lo general, muchos aceros usados en elementos soldados tienen un punto de fluencia por debajo de 700 MPa (100 ksi); de igual forma con resistencias alrededor de este valor, mucha información indica que para un tope o un filete transverso de elemento soldado la resistencia a la fatiga en amplitud de carga constante a 10^6 ciclos o más, es independiente de la resistencia a la tracción del material. Esto fue demostrado por Reemsnyder ⁽¹⁰⁾ para elementos soldados a tope transversales, usando especímenes de acero en diferentes condiciones, en función de su resistencia a la tracción, la cual varía desde 400 a 1030 MPa (58 a 148 ksi). La severidad de la geometría de la entalla del elemento soldado, los esfuerzos residuales que pueden o no relajarse, otras discontinuidades, pérdida del tratamiento térmico y ablandamiento o endurecimiento cíclico, son las causas de este comportamiento. Como veremos más tarde, de cualquier modo, existen métodos para mejorar la resistencia a la fatiga en elementos soldados.

Así mismo, otro aspecto es el de carácter geométrico, que tiene una influencia significativa sobre la distribución o concentración de esfuerzos; a su vez, esto tendrá una marcada incidencia sobre la resistencia del elemento soldado. La influencia del

ángulo de refuerzo para la soldadura a tope transversal se muestra en la Fig.I.8 ⁽⁷⁾. Aquí vemos que existe un factor casi igual a 2 para la resistencia a la fatiga a 2×10^6 ciclos a medida que el ángulo de refuerzo varía desde 100° hasta 150° . Reemsnyder ⁽¹⁰⁾ mostró que una disminución en la altura h del tope transversal reforzado, mejora la resistencia a la fatiga. Los factores de fatiga con entalla, k_f a 2×10^6 ciclos serán entonces de 4,5, 2,5, 1,5, y 1,0 en la medida que la altura disminuye desde 3,8 mm para completar la remoción del refuerzo. Así, S_f para el extremo transversal con refuerzo removido es muy similar al del metal base, sin embargo, se debe tener cuidado durante el esmerilado del refuerzo, para no introducir entallas durante esta operación que pudieran ser más perjudiciales que el refuerzo en si mismo. Sanders y Lawrence ⁽¹¹⁾ también mostraron mejoras significativas en la resistencia a la fatiga de la soldadura a tope transversal en aleaciones de aluminio cuando el refuerzo era removido. De este modo, se debiera tener claro que reducir las concentraciones de esfuerzos en los elementos soldados, es un factor importante en la mejora de la resistencia a la fatiga.

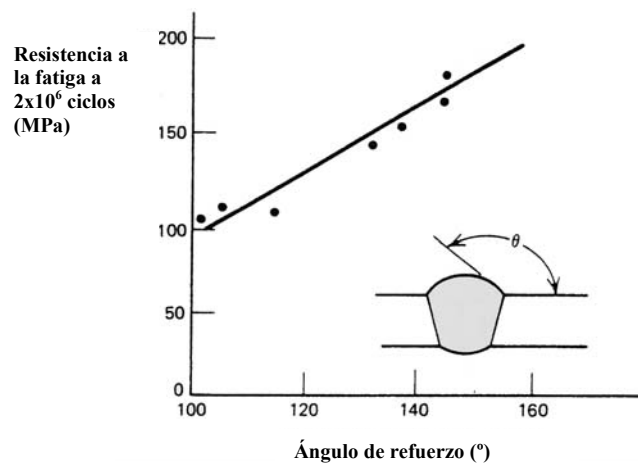


Fig.I.8. Influencia de la geometría del refuerzo sobre la resistencia a la fatiga en Juntas a tope transversal

La influencia del esfuerzo medio sobre la resistencia a la fatiga de elementos soldados es similar a la que éste tiene sobre componentes severamente entallados. Los esfuerzos medios a tensión en elementos soldados no tienen mayor efecto sobre los

esfuerzos alternantes admisibles y por lo tanto es una práctica común ignorar la tensión S_m en los códigos de diseño a fatiga en elementos soldados. Por otra parte los esfuerzos medios a compresión mejoran la resistencia a la fatiga, como se muestra en la Fig.I.9. Sin embargo, ellos tampoco son comúnmente considerados en la mayoría de los códigos de diseño a fatiga de elementos soldados.

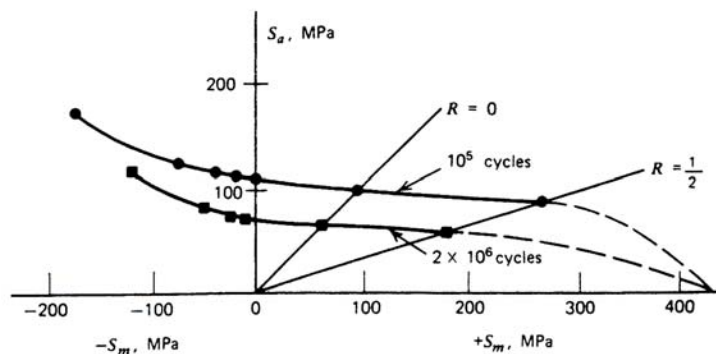


Fig.I.9. Diagrama de vida constante para soldaduras de aceros al carbono ⁽⁷⁾

I.2.3.2.- Comportamiento Deformación-Vida (ϵ -N)

Los datos esfuerzo-deformación cíclicos y datos de fatiga representados por una curva deformación – vida (ϵ -N) para las tres regiones de los elementos soldados, han sido determinados por Higashida et al ⁽¹²⁾ para un acero A36, un acero A514 y una aleación de aluminio 5083. El ablandamiento cíclico fue predominante en la zona de MA y ZAC en el acero A36. Siempre el mayor ablandamiento cíclico ocurrió en el acero A514 en la zona de MA, BM y ZAC. Por el contrario para la aleación de aluminio, ocurre un endurecimiento cíclico fundamentalmente en la zona MA y MB. Las curvas de deformación-vida (ϵ -N) para elementos soldados del acero A36 se muestran en la Fig.I.10. La tendencia general encontrada en las curvas de ϵ -N para las tres regiones de los elementos soldados, es que los materiales con menor resistencia mecánica tienen mejor resistencia a la fatiga para vidas cortas, mientras que los materiales de mayor resistencia mecánica tienen mejor resistencia a la fatiga para vidas largas.

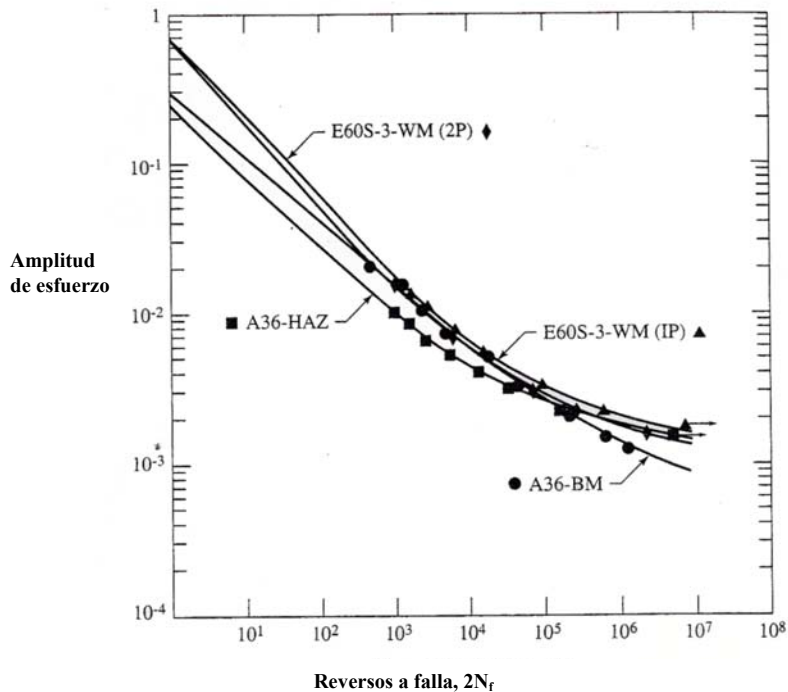


Fig.I.10. Comportamiento a la fatiga de deformación controlada de un acero A36

I.2.3.3 Comportamiento del crecimiento de grietas ($da/dN-\Delta K$)

Maddox ⁽¹³⁾ obtuvo datos para la región II del crecimiento de las grietas por fatiga para metales soldados, con un intervalo de S_y desde 386 MPa (56 ksi) hasta 636 MPa (92 ksi), una ZAC simulada y un MB de C - Mn como se muestra en la Fig.I.11. La banda diseminada o esparcida para todos los factores de intensidades de esfuerzos variaron de 2 a 1 y de 3 a 1, para la tasa de crecimiento de las grietas entre 10^{-8} y 3×10^{-6} m/ciclos (4×10^{-7} y 1.2×10^{-4} pulg/ciclos), respectivamente. Esta pequeña banda de esparcimiento implica que el comportamiento de la región II de crecimiento de grietas por fatiga para juntas soldadas es similar al comportamiento que presenta el MB correspondiente. James ⁽¹⁴⁾ también indicó que este comportamiento similar ocurre en elementos soldados de aceros para recipientes a presión.

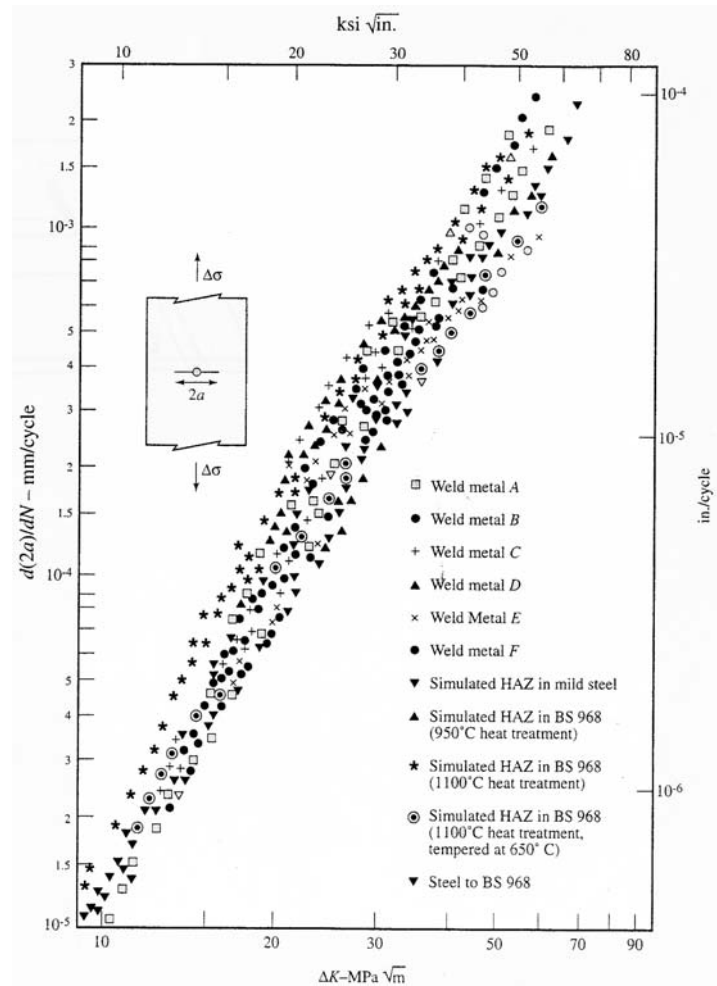


Fig.I.11. Datos de propagación de grieta para un acero estructural soldado C-Mn, ZAC, y material base

Dicho autor, propone en su trabajo dos aspectos interesantes en cuanto al desempeño o estudio de fatiga en elementos soldados. El primer aspecto está relacionado con la propagación de las grietas (ver Fig.I.12); éste determinó las expresiones de Paris-Edrogon para varios tipos de juntas a distintas temperaturas y las comparó con el MB, encontrando que no existen variaciones significativas en la velocidad de crecimiento de la grieta.

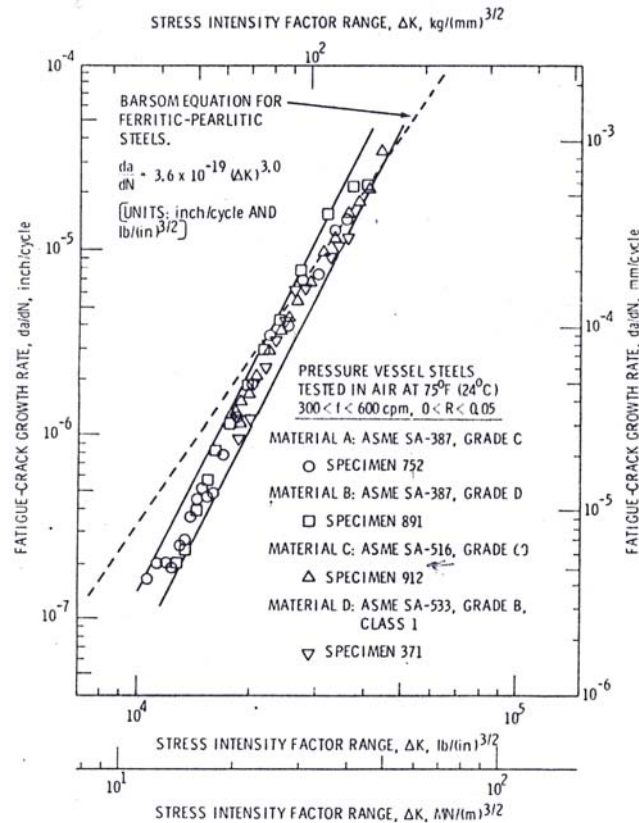


Fig.I.12. Comportamiento de la propagación de grietas de fatiga al aire de cuatro recipientes a presión de acero ferrítico a 24 °C

Es conveniente destacar que, en el estudio descrito, el autor pudo determinar de manera precisa la velocidad de propagación de la grieta a través del cordón de soldadura, a través de la ZAC y finalmente a través del MB, utilizando para ello especímenes estandarizados pre-agrietados en cada una de estas porciones, tal como se ilustra en la Fig.I.13. El segundo aspecto desarrollado por James ⁽¹⁴⁾, está asociado con lo que él llama, *variables metalúrgicas*, encontrando que éstas tienen un aporte poco significativo en comparación con las macro-discontinuidades que se presentan en este tipo de uniones. Dichas variables metalúrgicas son, entre otras, el tamaño de grano, presencia de precipitados, texturas de laminación, etc.

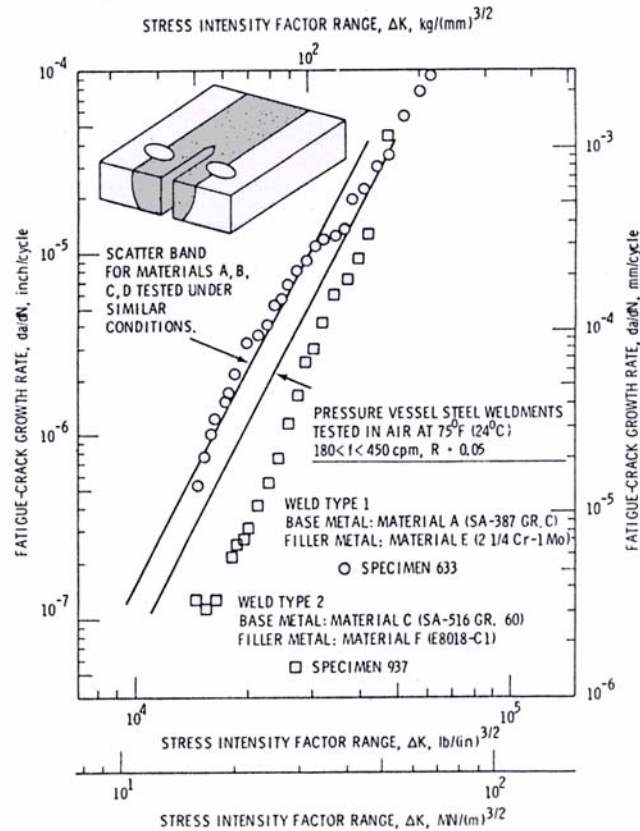


Fig.I.13. Comportamiento de la propagación de grietas de fatiga al aire de juntas soldadas para recipientes a presión a 24 °C

I.2.3.4.- Soldadura por Punto

En general, se ha observado que las uniones soldadas por puntos usualmente fallan en fatiga a través de la lámina para vidas largas y a través de los puntos para vidas cortas o en cargas monotónicas. Las fallas a través del punto ocurren en principio por corte del punto o desprendimiento del mismo desde la ZAC. Las fallas por fatiga a través de la lámina, involucran un agrietamiento inicial en la unión propiamente entre el punto y la lámina en la ZAC, con grietas entonces creciendo a través del MB. La resistencia a la fatiga puede ser substancialmente menor que aquellos del metal base solo y esto puede ser atribuido a las altas concentraciones de esfuerzos multiaxiales. La resistencia a la fatiga típica en uniones realizadas a través de la técnica de soldadura

por punto está alrededor de un 15 a un 30 por ciento de la resistencia a la fatiga del material base. El número de puntos por hileras soldadas y el alineamiento de estos, pueden alterar la resistencia a la fatiga. La resistencia a la tracción del MB, como con otros elementos soldados, no tiene mayor influencia sobre la fatiga de la soldadura por puntos.

I.2.4.- El efecto de los esfuerzos residuales en el comportamiento a fatiga

Los efectos de los esfuerzos residuales sobre el comportamiento a la fatiga dependen en gran parte de la relación de esfuerzos $R = \sigma_{min} / \sigma_{max}$, por esto es importante tener claro su significado para la comprensión de este tópico. Es bien sabido que los esfuerzos residuales en tensión son dañinos y los esfuerzos residuales en compresión pueden ser considerados favorables para el comportamiento a la fatiga de estructuras soldadas.

En general, grandes estructuras de este tipo ciertamente presentan esfuerzos residuales asociados con el fenómeno del punto de fluencia en tensión en la dirección paralela a la soldadura. De igual forma, esfuerzos residuales similares también estarán presentes transversalmente en la soldadura. En cualquier caso, frecuentemente están presentes, por lo que es seguro asumir que todos los puntos críticos de fatiga tienen asociados a ellos esfuerzos residuales a tensión de magnitud similar al punto de fluencia. En la Fig.I.14, el intervalo de esfuerzo aplicado es indicado como $K_t \sigma$ y es el intervalo de esfuerzo local en la soldadura, el cual en este caso es aumentado por el factor de concentración de esfuerzo K_t . Podría verse que, para las tres relaciones de esfuerzo mostradas $R=0$, $R=-1$ y $R=0$ (C), todas éstas conducen a la misma relación de esfuerzos locales en la soldadura, la cual es efectivamente una fluctuación hacia abajo desde el esfuerzo de fluencia del material base. Debido a esto, se esperaría que los tres ciclos mostrados tengan la misma resistencia. Ésta es una manera más simple de ver, ya que una vez que una grieta de fatiga avanza, su sistema de esfuerzos desarrollado será modificado. No obstante, esto puede ser cierto si la falla estuviese

definida como la extensión de la grieta de fatiga combinada con el esfuerzo residual a tensión. La evidencia que soporta lo anteriormente expuesto, en principio puede ser observada a partir de datos de propagación de grietas.

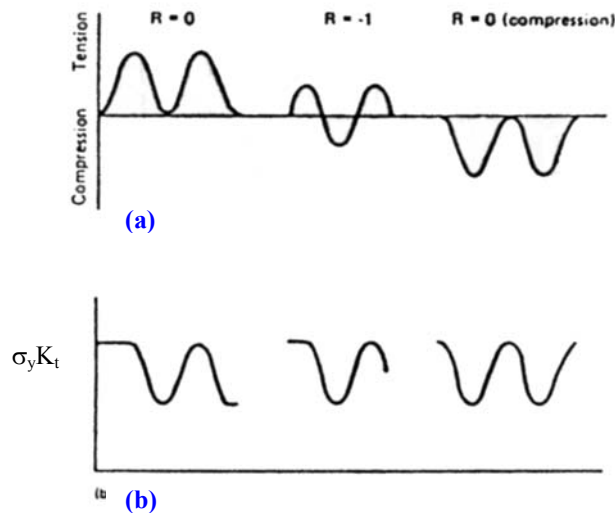


Fig.I.14. Influencia de los esfuerzos residuales sobre el R efectivo en soldadura.
(a) Ciclo de carga aplicado externamente, (b) ciclo de carga cercano a la soldadura

Ahora bien, es ampliamente conocido que la vida a la fatiga de una estructura soldada, está asociada enteramente a la propagación de la grieta, a partir de un pequeño defecto observado, por ejemplo, en el talón de la soldadura; por esta razón, la Mecánica de Fractura Lineal Elástica ha probado ser una herramienta poderosa para el análisis del comportamiento a fatiga de semejantes estructuras. La base del análisis de la Mecánica de Fractura es la ecuación de Paris-Edrogon.

Entonces, ya que a partir de la Fig.I.14, el efecto de los esfuerzos residuales podría parecer una forma de alteración del R efectivo, es útil entonces, examinar el efecto de R sobre los valores de C y m (ecuación de Forman).

En relación a esto y considerando de manera más formal, el estudio de crecimiento de grietas, Maddox et al ⁽¹³⁾, reportó un extenso estudio del efecto de R

sobre el promedio de la velocidad de crecimiento de grietas en aceros estructurales. Los resultados de este trabajo para dos aceros estudiados, están graficados en las Fig.I.15. El valor de ΔK usado está dado en términos de la siguiente expresión:

$$\Delta K = Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a} \quad (\text{Ec.I.4})$$

Donde $\Delta\sigma$ es el intervalo total de esfuerzo (incluyendo los esfuerzos compresivos para aquellos que tienen compresión en su ciclo). Para ambos aceros se podrá observar que los valores positivos de R conducen ligeramente a un aumento en la tasa de crecimiento de la grieta en comparación con el caso de $R=0$ a partir de un mismo valor de ΔK . Por el contrario, si R se hace cada vez más negativo, la tasa de crecimiento disminuye. La razón por la cual ocurre esto es clara, sólo esfuerzos que abran la grieta son capaces de propagar éstas. Como primera aproximación se considera que solamente la porción en tensión del ciclo podrá ser efectiva. La Fig.I.16 muestra los resultados de la Fig.I.15, pero graficando todos los parámetros en términos de tensión, donde $\Delta K_{tens} = Y\Delta\sigma_{tens}\sqrt{\pi a}$ y $\Delta\sigma_{tens}$ es el intervalo de esfuerzo total para $R>0$ y sólo la componente en tensión para $R<0$. Puede verse que los resultados se correlacionan razonablemente cuando se grafican en estos términos. De esta manera se sugiere que cualquier componente compresiva en un ciclo de esfuerzo será inefectiva para la propagación de la grieta ya que estos causan el cerramiento de la misma.

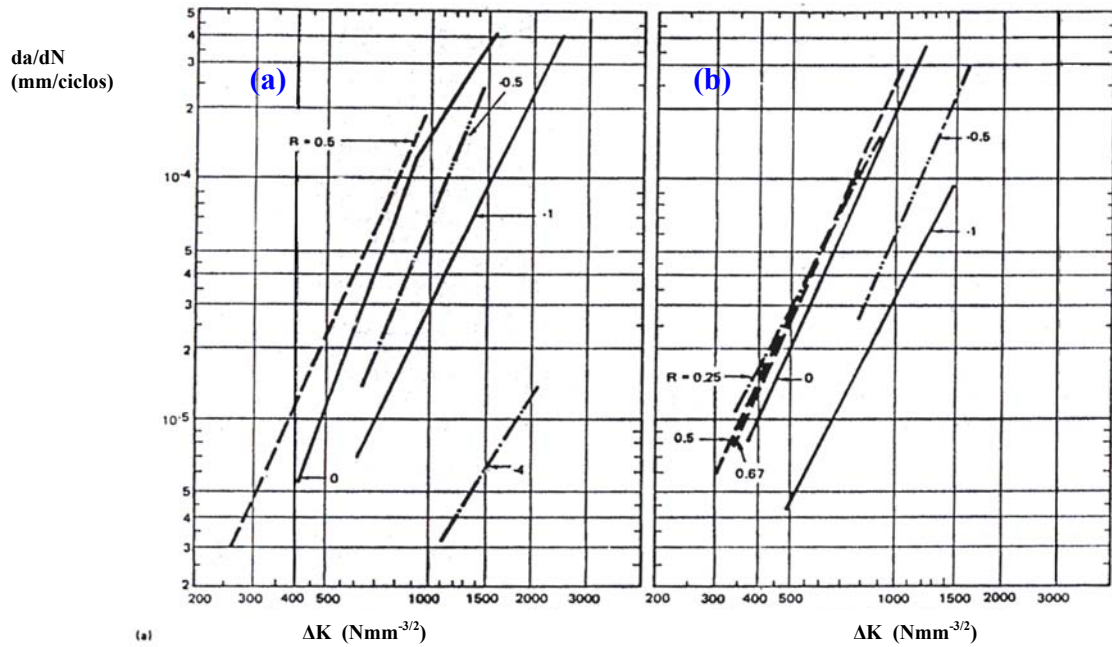


Fig.I.15. Resultados de los ensayos de propagación de grietas en términos de intervalo de factor de intensidad de esfuerzo; (a) acero A, (b) acero B

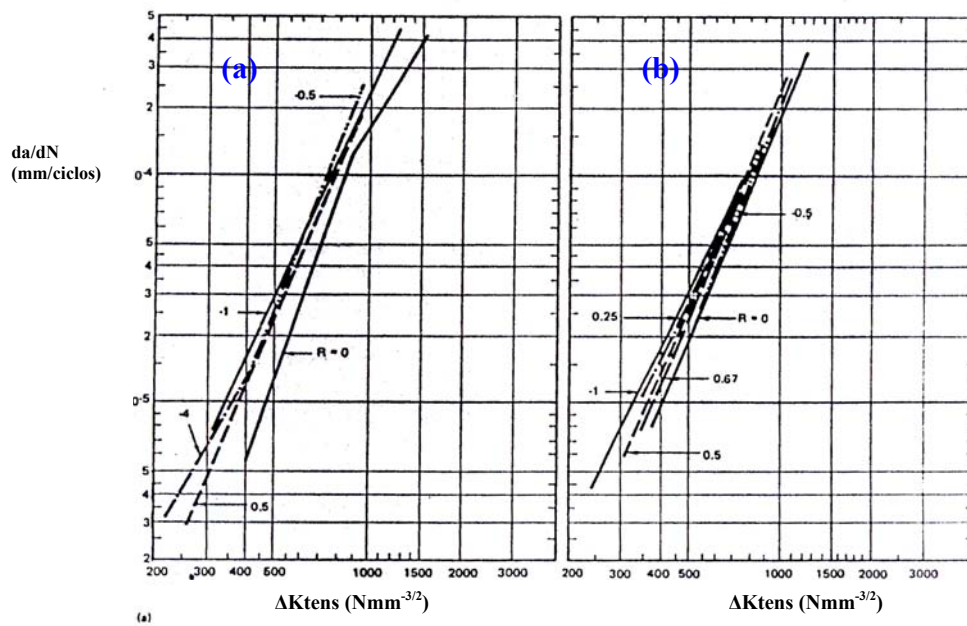


Fig.I.16. Resultados en términos de tensión; (a) acero A, (b) acero B

De hecho estos autores, estudiaron el cerramiento de la grieta a partir de los resultados de extensómetros fijados junto con la trayectoria de la misma. Dichos investigadores encontraron que no era totalmente correcto suponer que el cierre de la grieta ocurría en un esfuerzo cero. Para los aceros estudiados, encontraron que el cierre ocurría siempre hacia el final de la parte en tensión del ciclo mientras el esfuerzo aplicado fuese en tensión. Mediante el estudio del esfuerzo de cierre, pudieron proponer un intervalo de ΔK efectivo, denominado ΔK_{eff} , el cual era parte del intervalo de ΔK que mantiene abierta la punta de la grieta.

En relación con los efectos residuales, estos datos sugieren que si el esfuerzo residual asociado al punto de fluencia es en tensión, presentarán un pequeño efecto sobre la relación de esfuerzo aplicada externamente, de allí que, la R local puede ser positiva. Sin embargo, note que si el esfuerzo local es grande, por ejemplo tan grande como el esfuerzo de fluencia, la R local puede ser negativa para juntas soldadas.

Los resultados también dicen que el alivio de tensiones tendrá un pequeño efecto sobre la R positiva aplicada externamente. Si posterior a este alivio, se aplica externamente una carga compresiva, este proceso será beneficioso. Sin embargo, esto podría ser sólo si el tratamiento de alivio de tensiones resulta en muy bajos esfuerzos en la soldadura. Si los esfuerzos residuales remanentes fueran todavía significativos, comparados con el intervalo de esfuerzos en fatiga, la soldadura podría presentar un alto intervalo de esfuerzos en tensión aunque sea una R negativa aplicada externamente. Finalmente está claro que, siempre se obtendrán grandes beneficios si el alivio de esfuerzos residuales en tensión es completo, ya que estos pueden ser reemplazados por esfuerzos residuales en compresión, aspecto en el cual, se basan las técnicas descritas en la literatura especializada para el incremento de la resistencia a la fatiga.

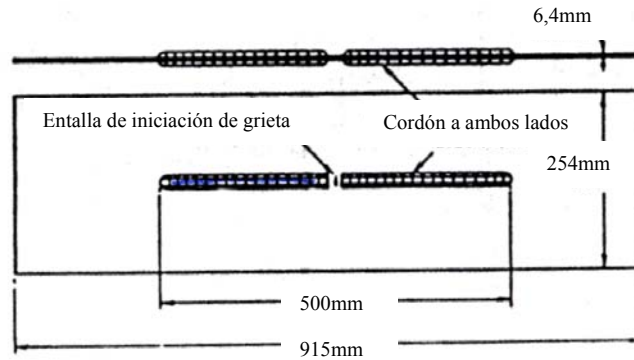


Fig.I.17. Especímenes utilizados para los ensayos de propagación de grietas

Harrison ⁽¹⁵⁾ reportó un interesante estudio de propagación de grietas en el cual los especímenes son mostrados en la Fig.I.17. Los ensayos fueron realizados en acero con dos niveles de resistencia: BS4360 grado 43 y grado 55. Los esfuerzos residuales son incorporados dentro de un espécimen de propagación de grieta estándar con entalla, por deposición longitudinal de un cordón de soldadura a ambos lados de la entalla. Para la aplicación de los cordones en el acero grado 55 se utilizaron dos condiciones de soldadura y los correspondientes patrones de esfuerzos residuales resultantes son mostrados en la Fig.I.18. Para la soldadura del acero de grado 43, se utilizó una sola condición de aporte de calor de 1,2 KJ/mm.

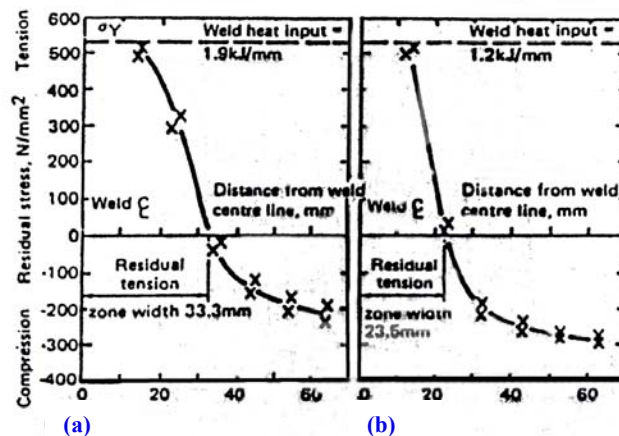


Fig.I.18. Distribución de los esfuerzos residuales en un espécimen de propagación de grietas; (a) grado 55, (b) grado 43

En la Fig.I.18 se indica el efecto del incremento de calor aportado como un simple ensanchamiento en la zona de esfuerzos en tensión. Los ensayos fueron llevados a cabo en dos relaciones de esfuerzo $R=0$ (compresión) y $R=-2$, los resultados son mostrados en la Fig.I.19 en donde adicionalmente son comparados con una banda obtenida de un ensayo a $R=0$ (tensión), en especímenes sin cordón de soldadura, de donde se puede observar que:

- a) A bajos valores de ΔK , lo cual sería también equivalente a pequeñas longitudes de grieta, la velocidad de propagación para $R=0$ (C) o $R=-2$ son similares a las velocidades para $R=0$ (T) en especímenes sin cordón de soldadura.
- b) A altos valores de ΔK , cuando la grieta ha crecido fuera del campo del esfuerzo residual en tensión, da/dN es bajo para intervalos de esfuerzos los cuales son completa o parcialmente compresivos.
- c) De cualquier modo: igual para intervalos de esfuerzos compresivos completos o parciales la grieta nunca se detiene y el espécimen se fractura.

Este último punto es desconcertante, de allí que originalmente se ha asumido que las grietas podrían propagarse sólo hasta el límite de la zona de esfuerzos de tensión, y podría en este caso crecer (por lo menos bajo cargas puramente compresivas). Gurney explica el mecanismo observado suponiendo que bajo la acción de fuerzas de tensión creadas por esfuerzos residuales la grieta es forzada a abrir. Bajo cada ciclo compresivo aplicado la grieta es cerrada, pero cuando la carga se libera, ésta es reabierto de manera que la punta de la grieta es deformada en cada ciclo y la propagación continúa. Este resultado es muy importante ya que en principio sugiere que la grieta puede no solamente iniciarse sino que también puede propagarse, hasta la ruptura total, en estructuras soldadas sometidas a cargas netamente compresivas.

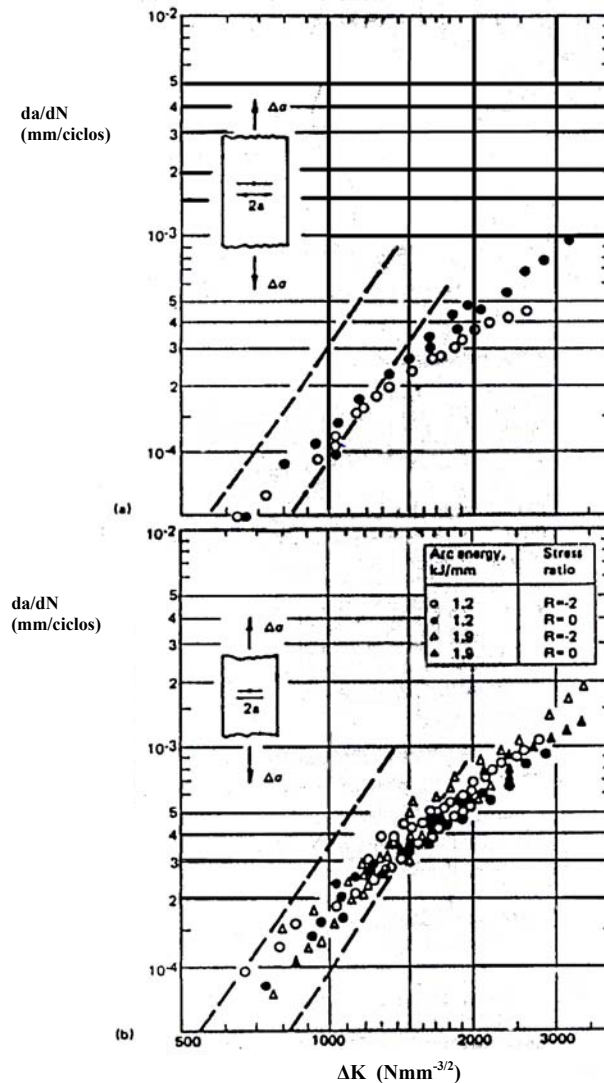


Fig.I.19. Resultados de los ensayos de propagación de grietas para un acero Grado 55.
Banda de esparcimiento, ● $R=-2$, ○ $R=0$

Por último, en esta sección consideremos el Umbral de Crecimiento de Grieta. La ecuación de Paris-Edrogon solamente se aplica sobre la porción lineal central de la curva sigmoideal de crecimiento de grietas. A muy bajos valores de ΔK de la gráfica $\log da/dN$ vs. $\log \Delta K$, está muy cerca del valor del umbral ΔK_{th} ; por debajo de este valor la grieta no se propaga. Harrison ⁽¹⁵⁾ ha investigado en la literatura sobre el

efecto del valor de R sobre el umbral, y ha encontrado un buen ajuste de los datos para la siguiente expresión ΔK_{th} :

$$\Delta K_{th} = (190 - 144R) Nmm^{-3/2} \quad (\text{Ec.I.5})$$

Para valores de R altos, lo cual podría aplicarse para bajos intervalos de esfuerzo para estructuras soldadas, se puede demostrar que ΔK_0 es igual a $105 \text{ N/mm}^{3/2}$.

I.2.5.- Importancia de las irregularidades en el talón en relación con la resistencia a la fatiga de juntas por soldadura

Los códigos de diseño de fatiga para juntas soldadas, así como la AWS Structural Welding Code, están basados sobre curvas S-N producidas experimentalmente, y además clasifican las soldaduras según los distintos intervalos de severidad. Este método de análisis está basado sobre la determinación de la vida total a falla de un componente, y no considera las diferentes fases durante dicho proceso. La fatiga de materiales puede ser clasificada como un fenómeno todavía no comprendido completamente y se pueden establecer distintas etapas: 1) daño cíclico inicial en la zona de endurecimiento o ablandamiento cíclico; 2) creación de imperfecciones iniciales (microgrietas); 3) coalescencia para que estas microgrietas formen una grieta propiamente; 4) propagación macroscópica de esta grieta; 5) fractura final o inestabilidad, lo cual ya ha sido discutido con suficiente profundidad.

En términos de ingeniería, las primeras tres etapas son consideradas como la iniciación o nucleación de la macrogrieta, implicando la formación de una grieta detectable ⁽¹⁶⁾. En los componentes soldados, los pequeños defectos en el talón de la soldadura como inclusiones o socavaciones pueden actuar como grietas iniciales, como consecuencia, la etapa asociada a la nucleación es mucho más corta.

Comúnmente se considera que los procesos de soldadura automatizada son más favorables que los manuales por innumerables razones. Sin embargo, Otegui ⁽¹⁷⁾ encontró que la soldadura manual tiene mayor vida a la fatiga que la automática. Este efecto fue relacionado parcialmente al retraso de la iniciación, pero principalmente al incremento de la vida asociada a la propagación. Velocidades de crecimiento o propagación de las grietas de fatiga menores para soldadura manual, son el resultado del mayor grado de irregularidades sobre la trayectoria de las grietas, las cuales a su vez están relacionadas a las irregularidades de las ondulaciones del talón de la soldadura. El mayor número de ondulaciones en el talón inducen grandes desarreglos entre los planos que contienen las pequeñas grietas en la superficie, produciendo retraso en la coalescencia.

La coalescencia de las grietas de fatiga de la superficie sobre las juntas soldadas, puede ser dividida en tres fases ^(18,19). Las microgrietas existen o son formadas por fatiga a lo largo del talón de la soldadura en las microdiscontinuidades geométricas e inclusiones. Algunas de estas microgrietas coalescen para formar muy pequeñas semielipses con relaciones de aspecto tendientes a incrementarse. Cuando estas grietas tienen alrededor de 0,1 y 0,3 mm de profundidad, las relaciones de aspecto pueden ser tan altas como $a/c=0,5$. Después que este valor máximo es alcanzado las relaciones de aspecto tienden a decrecer de forma continua, principalmente debido a la coalescencia.

La evolución de las relaciones de aspecto y la coalescencia de grietas puede ser asociada a los gradientes de esfuerzo. En muchos casos, la superficie de crecimiento de grietas de fatiga cercanas se detiene cuando las puntas de dos de estas grietas vecinas, están muy cerca una de la otra. Desde un punto de vista de mecánica de sólidos, la interrupción en el crecimiento de grietas de superficie es el resultado de la caída del ΔK local aplicado para un valor por debajo del nivel del umbral. Desde un punto de vista microestructural uno puede pensar que algunos tipos de barreras

detienen la grieta, como por ejemplo los desarreglos entre planos de dos grietas convergentes, introducidas por las irregularidades u “ondulaciones” del talón de la soldadura.

I.2.6.- Reconsideración del factor de fatiga con entalla para juntas soldadas

La resistencia a la fatiga de juntas soldadas en intervalos de alto ciclaje, puede ser calculada sobre la base de los esfuerzos en las proximidades de las entallas. Dentro de este método, las entallas agudas en el talón y la raíz de la soldadura, son consideradas redondeadas (radio de entalla $\rho_f = 1 \text{ mm}$ para aceros de baja resistencia). La reducción de la resistencia a la fatiga, por causa de la presencia de entallas, es sobrestimada cuando las grietas son relativamente cortas ($a \approx \rho_f$).

Para el caso de las juntas soldadas, se debe considerar un factor de reducción, el cual se ha planteado en términos tanto empíricos ($\bar{k}$) como de carácter formal con base teórica (k).

En todo caso, ambos definen un factor de fatiga con entalla reducido K_{fred} de acuerdo a las siguientes expresiones:

$$\text{Empírico } K_{fred} = \bar{k} K_f \quad (\text{Ec.I.6})$$

$$\text{Teórico } K_{fred} = k K_f \quad (\text{Ec.I.7})$$

El primero, no siempre es aplicable, y sólo tendrá validez para el caso en donde se cumpla $a / \rho_f \approx 1$. Este modelo empírico, define el factor de reducción como:

$$\bar{k} = 1 / \sqrt{1 + a / \rho_f} \quad (\text{Ec.I.8})$$

Por otra parte, el modelo teórico expresa el factor de reducción (k) como el producto de dos cantidades k_1 y k_2 , de manera que el factor de reducción queda expresado como:

$$k = k_1 k_2 \quad (\text{Ec.I.9})$$

Encontrándose que k_1 es definido como la relación que existe entre el factor de intensidad de esfuerzo y el máximo esfuerzo en la entalla de acuerdo a la siguiente expresión:

$$k_1 = \frac{2\sqrt{a/\rho_f}}{1 + 2\sqrt{a/\rho_f}} \quad (\text{Ec.I.10})$$

De igual forma el factor k_2 se define a partir de la evaluación del incremento del esfuerzo medio en la punta de la grieta. Por lo general este incremento es relativamente mayor para grietas cortas que para grietas de mayor longitud, por un factor $\sqrt{1 + 2a/\rho^*} / \sqrt{2a/\rho^*}$, donde ρ^* es una longitud definida como $\rho^* = \rho_f / 2$. Esta relación es transferida al factor de fatiga con entalla asumiendo que el esfuerzo medio en la punta de la grieta está controlado por la resistencia a la fatiga, y éste queda representado de la siguiente forma:

$$k_2 = \frac{\sqrt{1 + 4a/\rho_f}}{\sqrt{4a/\rho_f}} \quad (\text{Ec.I.11})$$

Para el factor de reducción teórico, sólo queda combinar las expresiones (9), (10) y (11), para obtener la ecuación que define k , como:

$$k = \frac{\sqrt{1 + 4a/\rho_f}}{1 + 2\sqrt{a/\rho_f}} \quad (\text{Ec.I.12})$$

Estos diferentes factores de reducción, fueron aplicados a juntas soldadas cruciformes, con reducciones internas. Sustituyendo las reducciones por hoyos circulares ficticios ($a = \rho_f$), resultó que $K_f = 2,07$ por análisis de esfuerzo con

entallas, y $K_{fred} = \bar{k}K_f = 1,464$. Evaluando el esfuerzo medio en la punta de la grieta, a partir del factor de intensidad de esfuerzo $K_f = 1,316$ y $K_{fred} = k_2K_f = 1,474$ (la corrección por k_1 en este caso no se hace porque no hay grietas redondeadas ficticias). La corrección de acuerdo a las ecuaciones (7) y (12), proporcionan el siguiente resultado $K_{fred} = kK_f = 1,542$ ⁽²⁰⁾.

En la Fig.I.20 se observa la dependencia del factor de reducción de la relación de aspecto (a/ρ_f) para radios de entalla ficticios.

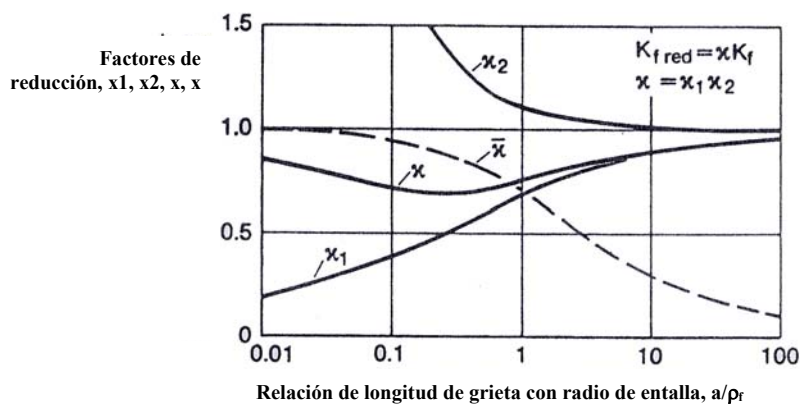


Fig.I.20. Gráfico de Factor de Reducción vs. Relación de longitud de grieta con radio de entalla

I.2.7.- Estimación de la vida a la fatiga de elementos soldados

Los métodos generales para estimar la vida a la fatiga se discutieron anteriormente. Uno de estos métodos involucra usar el comportamiento de las curvas S-N y el diagrama de Goodman modificado para esfuerzos medios. Otro método implica usar el comportamiento de las curvas ϵ -N con un modelo de análisis de deformaciones en la entalla y el modelo de Morrow o modelos SWT para esfuerzos medios. Un tercer método implica la integración de $da/dN-\Delta K$ con Forman, Walter u otros modelos para esfuerzos medios. También puede ser usado el método de las dos etapas usando ambos (ϵ -N y S-N) para incluir tanto la nucleación de grietas por fatiga,

así como el crecimiento o propagación de éstas. Las aproximaciones desarrolladas por el método S-N para ensayos de fatiga de elementos soldados es histórica y generalmente el método de diseño más común para elementos soldados. Los cuatro métodos anteriormente mencionados son aplicables para amplitudes de carga tanto constante como variable sobre elementos soldados. El último también involucra cuenta de ciclos y daño acumulativo en el cual la regla de daño lineal de Palmaren – Miner son los más comúnmente usados. Estos mismos procedimientos pueden ser, y están siendo usados en la estimación de la vida a la fatiga de elementos soldados. De cualquier modo, existen aplicaciones adicionales, incluyendo las siguientes:

1. *Determinar valores reales del factor de fatiga con entalla (K_f).*

Ésta consiste en asumir un valor de K_f . De cualquier, forma, K_f puede variar desde alrededor de 1 hasta cerca de 5 para $R = -1$ y 10^6 o 10^7 ciclos. De este modo, se puede necesitar alguna información sobre la calidad de la soldadura para cada producto. No obstante lo anteriormente expuesto, en la sección I.2.5 de este capítulo se desarrolla el punto con mayor detalle.

2. *Incorporar el estado de esfuerzo local multiaxial causado por la geometría de la entalla del elemento soldado igualmente bajo carga uniaxial.*

Usando un esfuerzo nominal equivalente, o un factor de intensidad de esfuerzo equivalente. El estado de esfuerzo multiaxiale resultantes debido a la geometría de la soldadura es considerado para una curva S-N generada tanto para una geometría como una carga específica del elemento soldado.

3. *Determinar la resistencia a la fatiga (S_f), deformación-vida, propiedades de fatiga, σ'_f , ϵ'_f , c y b , así como las propiedades da/dN - ΔK , A y m ; también expresiones equivalentes, y tenacidad de fractura para los materiales de los elementos soldados.*

Los valores de las propiedades de fatiga son a menudo similares a los valores del metal base, las cuales pueden ser usados como punto de inicio en el análisis. Si las propiedades originales del metal base del elemento soldado se conocen, por supuesto que pueden ser usadas.

4. *Incluir los esfuerzos residuales multiaxiales ocasionados por soldadura o deliberadamente, cuando la relajación de estos esfuerzos residuales pueda presentarse.*

En elementos soldados de baja resistencia es poco común; sin embargo, para los materiales de elementos soldados de alta resistencia, la relajación de esfuerzos es mucho menor. Por tanto, esfuerzos residuales a compresión en la superficie pueden ser una de las mejores maneras para optimizar la resistencia a la fatiga de materiales de elementos soldados de alta resistencia.

5. *Hacer suposiciones básicas acerca del tamaño de la discontinuidad, incluyendo grietas, las cuales pueden existir en elementos soldados a partir de la soldadura.*

Este ítem es un poco controversial, pero ya que las grietas como un tipo de discontinuidad pueden existir en elementos soldados, se han hecho cálculos basados sólo sobre el crecimiento de las grietas de fatiga a partir de una discontinuidad, tal y como lo sería una pequeña grieta. Las estimaciones de la vida a fatiga se han logrado con éxito usando los datos de S-N o ϵ -N. El método de dos etapas es también relevante para elementos soldados.

6. *Determinar factores de intensidad de esfuerzo reales para pequeñas grietas en elementos soldados.*

El principal problema para esta aplicación, es decidir qué esfuerzo usar en la vecindad de la entalla soldada que contiene un gradiente de esfuerzos. Una simple

aproximación sería usar el producto del esfuerzo nominal y K_t , mientras la punta de la grieta esté cerca de la discontinuidad de la entalla. De cualquier modo, los valores de K_t en elementos soldados son difíciles de obtener e implican variaciones significativas. La solución del Factor de Intensidad de Esfuerzo para grietas emanadas de las entallas, aunque no es extensible a estas aplicaciones o a esfuerzos residuales, son dados en manuales de factores de intensidad de esfuerzos y en los códigos de diseño de soldadura.

I.2.8.- Mejoramiento de la resistencia a la fatiga del elemento soldado

Existen esencialmente cuatro maneras básicas para mejorar la resistencia a la fatiga del elemento soldado:

1. Mejorar el procedimiento de soldadura.
2. Alterar la microestructura del material.
3. Reducir las discontinuidades geométricas.
4. Inducir esfuerzos residuales a compresión en la superficie.

Estos cuatro métodos se solapan, ya que al optimizar el procedimiento de soldadura puede mejorar la microestructura, reducir los concentradores de esfuerzo, y alterar los esfuerzos residuales. Se mencionó en principio que las diferencias substanciales en la resistencia mecánica del metal soldado no generan cambios significativos en la resistencia a la fatiga de las juntas soldadas. De este modo, en el mejoramiento de la resistencia a la fatiga del elemento soldado, el mayor énfasis se hace sobre la reducción de discontinuidades geométricas y la incorporación de esfuerzos residuales a compresión. Muchas de estas mejoras involucran tratamientos térmicos después de la soldadura que adicionan costos al producto final y, por lo tanto, quizás no son aplicados regularmente durante la manufactura. En muchas instancias, una cuidadosa consideración de la aplicación de los métodos de mejoramiento sólo para áreas críticas puede justificar significativamente el gasto.

Reducción de las discontinuidades geométricas. Remover el refuerzo del tope soldado y mejorar el perfil del talón de la soldadura, son dos de las mejoras más obvias y se logran con un esmerilado cuidadoso. En principio las grietas de fatiga a menudo crecen indistintamente a partir del talón o en la raíz interna, y ésta puede algunas veces desplazar la ubicación del punto de falla sin incrementar la resistencia a la fatiga, particularmente sólo con soldadura de penetración parcial. El acabado de la soldadura *Tungsten Inert Gas* (TIG) causa refusión local y puede mejorar el perfil soldado por redondear el talón del filete y remover inclusiones atrapadas, porosidades, grietas en la superficie y socavaciones en el talón de la soldadura. Sin embargo, los grandes cambios en la rigidez de la soldadura debieran ser evitados. De ser posible se recomienda escoger soldadura a tope en vez de uniones solapadas. Las posiciones Inicio/Parada, los finales soldados y cualquier forma de arco, son puntos comunes para la nucleación y propagación de grietas de fatiga. Un esmerilado local cuidadoso puede mejorar la resistencia a la fatiga de estos puntos. Todo lo relacionado con esmerilado y acabado debe ser hecho cuidadosamente, de lo contrario pueden generarse grandes concentradores de esfuerzo que resultan a partir de la soldadura original, disminuyendo la resistencia a la fatiga. Debieran ser evitadas las intersecciones soldadas y excesos de ondulaciones en la superficie. La penetración parcial genera principalmente discontinuidades bidimensionales, también llamadas “Cracks-Like”, las cuales debieran ser evitadas. De este modo, un buen diseño de detalle puede incrementar apreciablemente la resistencia a la fatiga. Estos detalles beneficiosos de diseño, adicionalmente, pueden ser encontrados en referencias y los códigos de diseño.

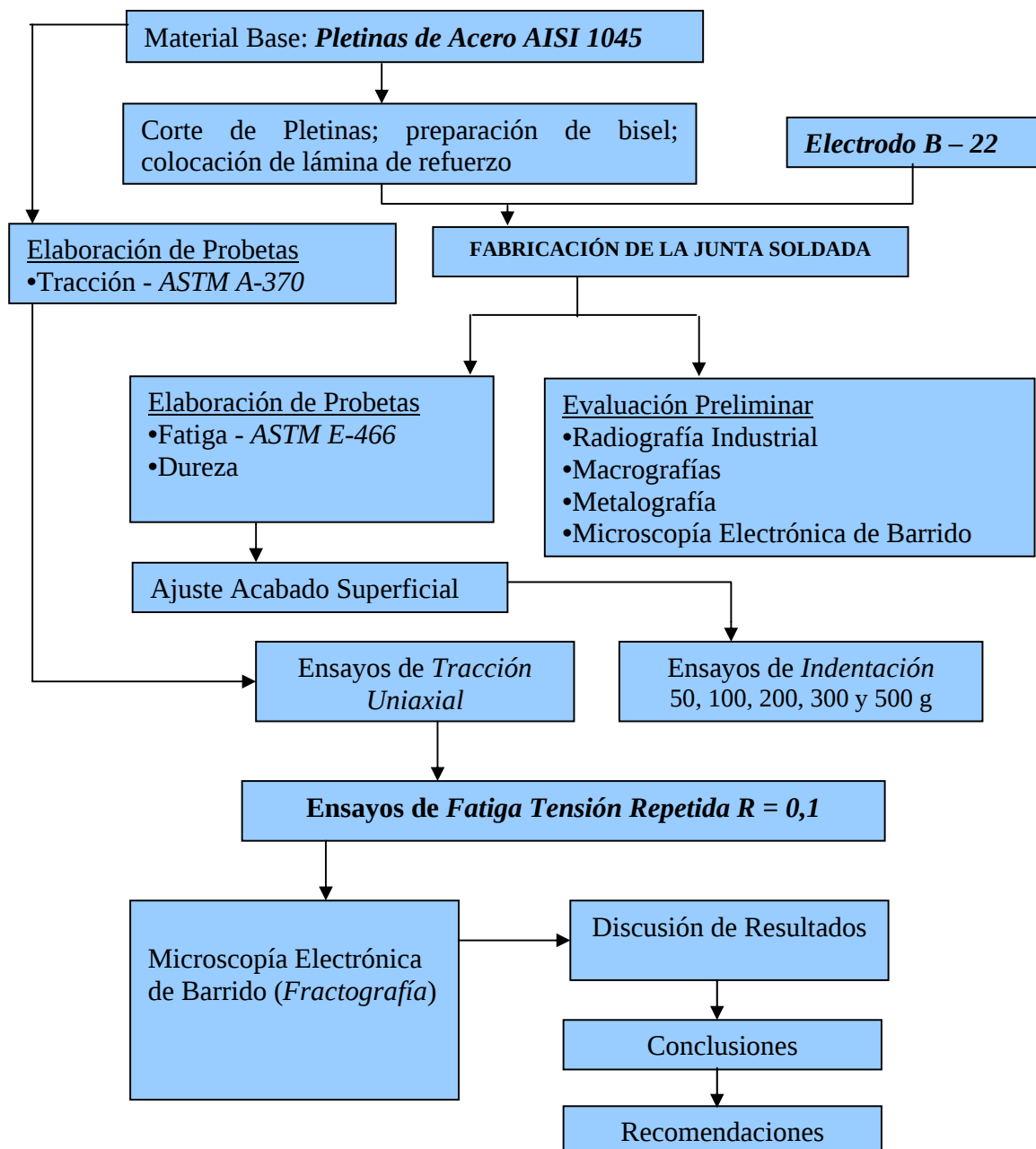
Alteración de los esfuerzos residuales. Los métodos más comunes usados para inducir los esfuerzos residuales a compresión en la superficie en soldadura incluyen: granallado de la superficie con esferas, laminación de la superficie, calentamiento puntual y pruebas de tensión o sobrecarga. Los tratamientos térmicos de alivio de tensiones son comúnmente utilizados para eliminar los esfuerzos residuales en tensión en las juntas soldadas. Cada una de estas operaciones puede proveer un

incremento substancial en la resistencia a fatiga, aunque también pueden ser ineficaces. Esta inconsistencia es debida al relajamiento de los esfuerzos residuales en materiales soldados de baja resistencia, causada por las cargas repetitivas. Por ejemplo, una carga a compresión alta simple, puede remover muchos de los esfuerzos residuales a compresión deseables. Los esfuerzos residuales pueden ser tan altos como el punto de fluencia, entonces mejores beneficios para los esfuerzos residuales a compresión pueden esperarse con juntas soldadas de alta resistencia mecánica. Esto sugiere que un uso moderado de los métodos relacionados para inducir esfuerzos residuales a compresión no implica mejoras substanciales en la resistencia a la fatiga.

CAPÍTULO II

METODOLOGÍA EXPERIMENTAL

II.1.- Esquema Experimental



II.2.- Material base

En el presente estudio, el material utilizado como metal base para la fabricación de las juntas soldadas fue un acero estructural de medio carbono, específicamente el acero AISI 1045, comúnmente utilizado en la fabricación de recipientes a presión, el cual posee una composición nominal de acuerdo a la siguiente tabla (Tabla II.1)⁽²²⁾.

Tabla II.1
Composición química del acero AISI 1045

ACERO	COMPOSICIÓN [%]							
	C	Mn	P _{máx}	S _{máx}	Si	Cr	Mo	Otros
AISI 1045	0,43-0,50	0,60-0,90	0,04	0,05	...	...	...	...

En ésta, se pueden observar los intervalos de la composición en [%] en peso de carbono (C) y manganeso (Mn), así como los límites de contenido máximos de fósforo (P) y azufre (S) de este acero. Como se puede observar, la composición de los demás elementos no es significativa.

Este acero fue recibido en forma de pletinas (seis) de mil milímetros (1000 mm) de largo, por setenta y cinco milímetros (75 mm) de ancho y ocho milímetros (8 mm) de espesor, como se muestra en la configuración de la Fig.II.1.

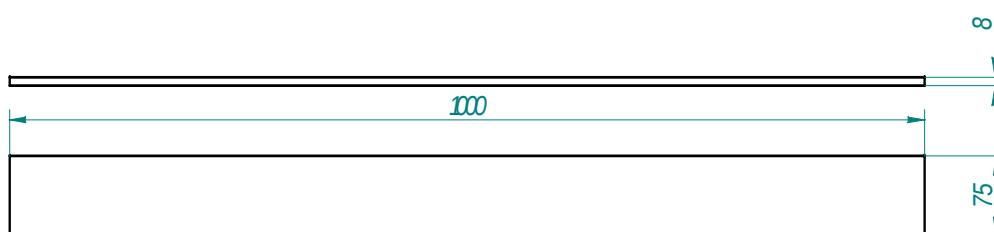


Fig.II.1. Pletinas de Acero AISI 1045 (medidas en mm)

II.3.- Aplicación del Cordón de Soldadura en las probetas

Para la fabricación de las probetas de fatiga con cordón de soldadura se procedió en dos etapas, la primera consistió en biselar todas las pletinas de un solo lado con un ángulo de treinta grados (30°), dejando un talón de tres milímetros (3 mm); posterior a esto y como segunda etapa, las pletinas maquinadas fueron llevadas a la Empresa Arco Metal ubicada en la zona industrial San Vicente, Maracay, Edo. Aragua para la aplicación de dicho cordón.

Una vez consignadas las seis pletinas a la empresa encargada de la soldadura, ésta ejecutó de la siguiente manera:

1º Se colocó un refuerzo, el cual fue una pletina de acero delgada de 9,75 mm de ancho y 3 mm de espesor, unida al material base mediante puntos de soldadura con el mismo electrodo del cordón en la cara posterior a la de aplicación del cordón, con el fin de evitar inconvenientes tales como desplazamientos de las juntas soldadas durante la aplicación del mismo, así como también evitar deformación del material base, motivado a la contracción por enfriamiento, entre otros. Cabe destacar, que esta unión previa se hizo dejando un ángulo entre 10° y 13° , ya que durante el enfriamiento se presenta cierta alineación con respecto al eje horizontal de la soldadura, motivado a la contracción del material base. Así mismo, para evitar la condición de parada-inicio generada como consecuencia del consumo total del electrodo durante una pasada, se cortaron las pletinas de material base en cuatro partes iguales, con la finalidad de garantizar una aplicación del cordón de soldadura uniforme. De esta manera, se obtuvo la configuración que se muestra en la Fig. II.2.

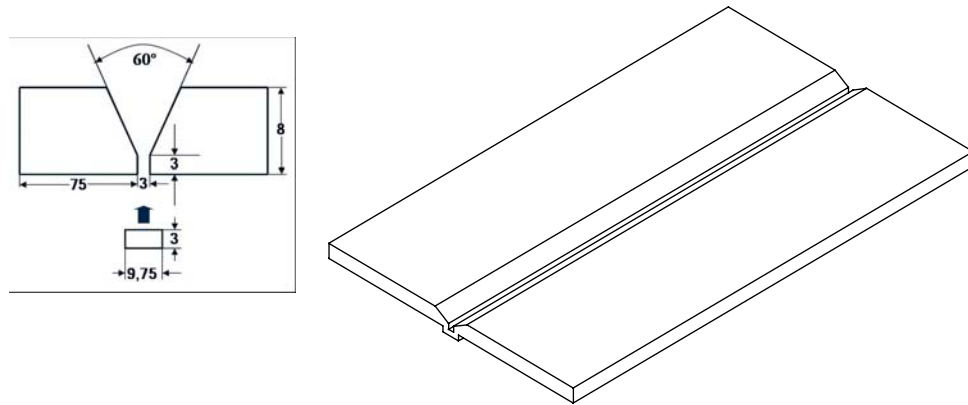


Fig.II.2 Configuración Previa a la aplicación del Cordón

2º Una vez definidos los aspectos previos al proceso de soldadura en sí mismo, se procedió a la aplicación del cordón para la obtención de las juntas soldadas mediante el proceso de Arco Protegido.

El electrodo utilizado fue un B-22 (E 8018-B2), de 3,25 mm de diámetro, 450 mm de largo, y se trabajó con un amperaje entre 110 y 130 A. Este electrodo tiene una resistencia a la tracción de 550 GPa.

La soldadura se realizó a tope, en posición plana. El procedimiento llevado a cabo para la aplicación de dicho cordón, consistió en precalentar tanto las pletinas como el electrodo con un soplete, hasta el punto en el cual se observó la desaparición de la humedad existente en estos. Este preámbulo se hace siguiendo normas de seguridad industrial.

Como se explicó anteriormente, las pletinas fueron cortadas hasta un largo que garantizara el consumo de un electrodo completo en una pasada. Una vez aplicada ésta, se espera hasta que enfríe a una temperatura específica para cada cordón, la cual puede oscilar entre 163° y 191 °C, pero ésta debe mantenerse fija durante la

aplicación de todas las pasadas de una misma junta; si no se cumple esto, el cordón presentará defectos. Las pasadas se hicieron de la siguiente manera: dos consecutivas en una misma dirección, una al lado de la otra, lo que conforma una capa y luego las dos pasadas subsiguientes se hacen en dirección contraria y hacen otra capa. En las juntas de este estudio, se hicieron cuatro capas, lo que es equivalente a ocho pases, cuatro en una dirección y cuatro en otra. Además, dichos pases tienen un ancho entre dos y tres veces el diámetro del electrodo (6 – 9 mm).

Una vez aplicado el cordón, como se muestra en la Fig.II.3, las juntas se dejaron enfriando debajo de paños de amianto para evitar que dicho proceso se diera de manera violenta. Una vez enfriadas las juntas se verifica que entre las pletinas no exista un ángulo mayor a 5° .

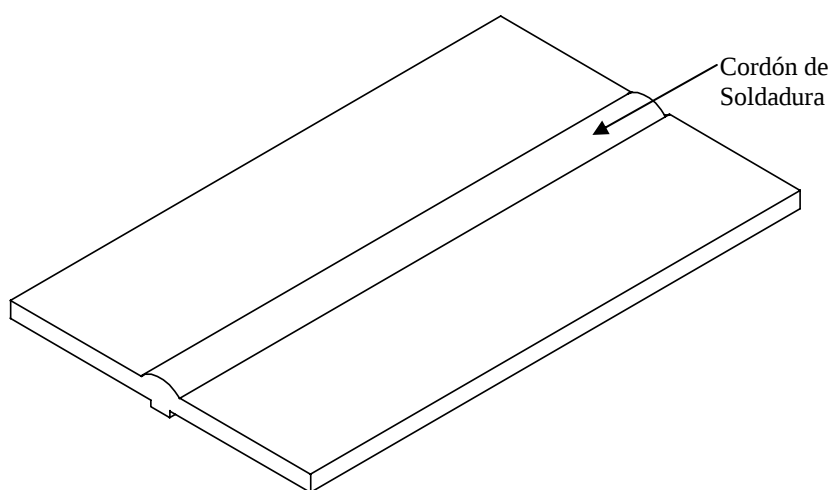


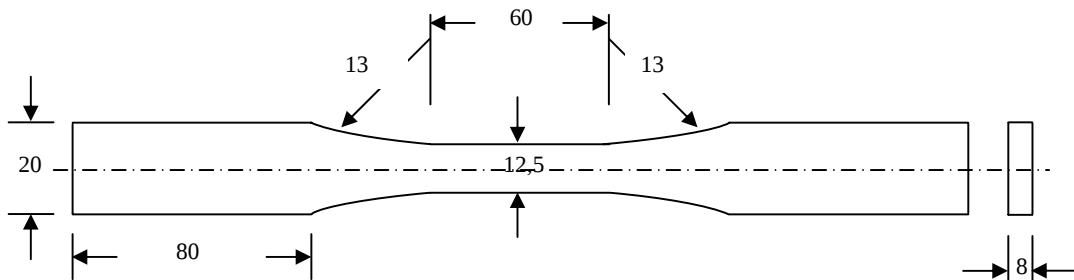
Fig.II.3 Configuración de las Juntas Soldadas

Por último, cabe desatacar que no se limpió después de cada pase; lo que se hizo fue detectar cualquier defecto durante la aplicación del mismo y se retrocedió para fundir de nuevo y evitar que dicho defecto, generalmente hidrógeno (H_2), quedara atrapado durante el enfriamiento; en el caso en que sea H_2 atrapado, produciría fragilización del cordón.

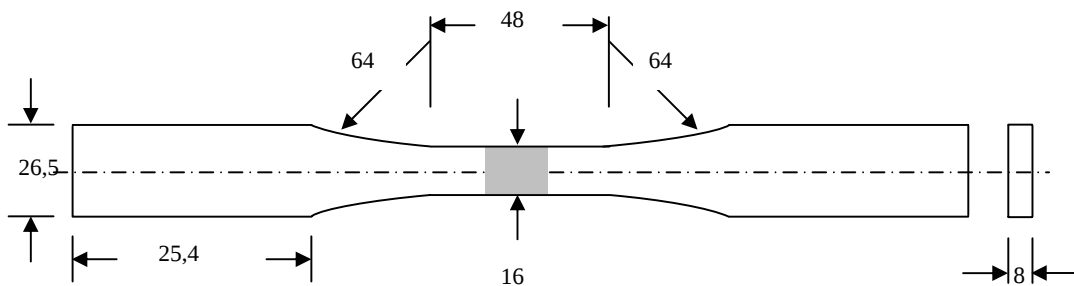
II.4.- Maquinado y preparación de las probetas

Una vez finalizada la deposición del cordón de soldadura, se procedió a maquinar tanto las probetas soldadas, como las de material base. Para la realización de los ensayos de tracción (Material Base) se procedió según lo especificado en la Norma ASTM A – 370 y para las de fatiga (Material Base y Juntas Soldadas) según la Norma ASTM. E 466-76.

El maquinado se llevó a cabo en el taller metal mecánico JV C.A, ubicado en la carretera Caracas – Guarenas, sector Turumo, y las probetas obtenidas se ilustran en la Fig. II.4a y Fig. II.4b.



*Fig.II.4(a). Probeta de Tracción, Material Base
Norma ASTM A – 370 (medidas en mm)*



*Fig.II.4(b). Probeta de Fatiga, Juntas Soldadas
Norma ASTM E – 466-76 (medidas en mm)*

De acuerdo a lo especificado en la norma respectiva y lo sugerido por el fabricante del equipo de ensayo, fueron establecidas las dimensiones de las probetas

de tracción y fatiga. Para el caso de las probetas de tracción, la longitud de los hombros fue de 80x20 mm, dimensión condicionada por el equipo de ensayo; esta longitud evita el uso de extensores en las mordazas. En lo referente a las dimensiones de la sección de ensayo de las probetas de tracción, éstas deben cumplir con las recomendaciones sugeridas por la norma ASTM A – 370; dichas dimensiones fueron 8 mm de espesor, 12,5 mm de ancho y 60 mm de largo en la sección calibrada y 13 mm de radio de curvatura, como se observa en la Fig. II.4(a).

De igual forma, para el caso de las probetas de fatiga ilustradas en la Fig. II.4(b), las dimensiones fueron 25,4x26,5 mm para los hombros, 8 mm de espesor, 16 mm de ancho y 48 mm de largo en la sección calibrada, y 64 mm el radio de curvatura.

Una vez fabricadas las probetas, se procedió a dar el acabado superficial en el Laboratorio de Aluminio (CITALA) adscrito a la Escuela de Ingeniería Metalúrgica de esta Universidad; para ello se realizó un lijado y pulido de la sección de ensayo de las probetas de fatiga para garantizar una rugosidad uniforme en la superficie del espécimen; este procedimiento fue realizado de forma manual utilizando una secuencia de papel de lija que varió desde la granulometría asociada a un número 320 hasta 600.

Adicionalmente, basado en las normas ASTM E 466 – 76 y A – 370 se permite entonces establecer el número mínimo de probetas a utilizar en los respectivos ensayos, de aquí que, para la obtención de una ecuación confiable de Basquin, se necesitan ensayar entre 12 y 24 probetas de fatiga; de igual forma, para poder reportar confiablemente las propiedades estáticas se necesitan ensayar como mínimo 3 probetas de tracción.

Por otra parte, se maquinaron probetas rectangulares utilizadas para realizar los ensayos de microindentación y análisis microestructural; éstas se obtuvieron realizando cortes del material base, dejando expuesto para la evaluación el plano longitudinal paralelo a la dirección de laminación, manteniendo el mismo espesor de 8 mm cortando un rectángulo de 16 x 7 mm (Fig. II.5).

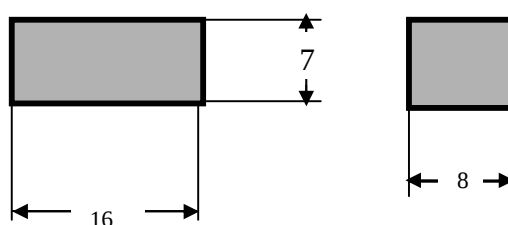


Fig.II.5 Probeta rectangular para ensayo de Dureza (medidas en mm)

II.5.- Caracterización del Material Base y Juntas Soldadas a través de Microscopía Óptica

Los especímenes para la evaluación de la condición microestructural de material base, fueron sometidos a una práctica clásica de preparación metalográfica de tipo mecánica. A tal efecto, se procedió al montaje en resinas termoestables específicamente polvo transóptico, cuyas condiciones de polimerización fueron; 4400 psi de presión, a una temperatura de 160 °C, durante 8 minutos, para luego ser retirado el montaje de la prensa, el cual es un equipo marca Buehler modelo Simplimet II (Fig.II.6). Dicho procedimiento básicamente facilita la manipulación de los especímenes para las operaciones siguientes.



***Fig.II.6. Equipo de montaje
Marca Buehler, modelo Simplimet II***

Una vez montada la probeta, se realizó entonces la práctica de desbaste iniciando ésta con un papel de lija N° 320; seguidamente de manera secuencial fueron utilizados papeles abrasivos N° 400, 600, 800, 1200 y finalmente 1500. A este punto, se evalúa de manera preliminar el acabado superficial de la muestra y se procede entonces al lavado y secado de la misma para pasar a la siguiente etapa. Cabe destacar que la práctica de lavado se realiza cada vez que se desea cambiar de granulometría en el abrasivo y así garantizar un mejor acabado. La etapa siguiente fue el pulido o alcance de una condición especular en la superficie a ser examinada. La misma fue realizada con un paño blando impregnado con una solución abrasiva de polvo de óxido de cromo de tamaño de partícula de 0,5 μm . Es conveniente destacar que tanto el proceso de desbaste como el pulido fueron realizados en un equipo Buehler modelo Ecomet 4 (Fig.II.7).



***Fig.II.7. Equipo para desbaste
Marca Buehler, modelo Ecomet 4***

Ahora bien, una vez alcanzada la condición especular en la superficie de la muestra se procedió al revelado de la microestructura por ataque químico selectivo, realizando una inmersión durante 5 segundos en Nital, que cumple la función de reactivo. Finalmente se tomaron fotomicrografías, utilizando para ello un microscopio óptico marca Olympus (Fig.II.8).

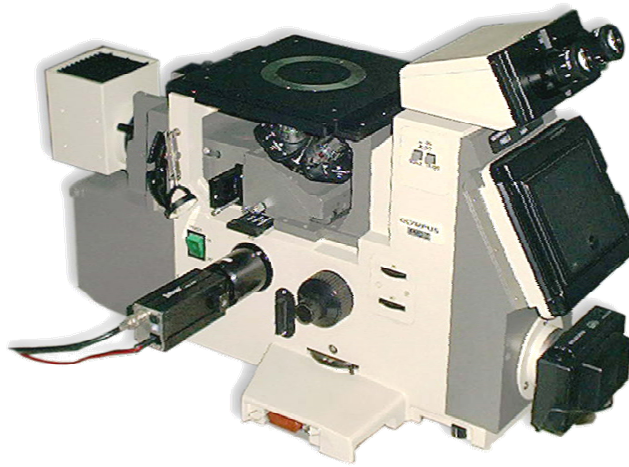


Fig.II.8 .Microscopio Óptico, Marca Olympus

Por otra parte, el conjunto material base – cordón de soldadura fue sometido al mismo tratamiento metalográfico para el revelado de las microestructuras desarrolladas durante el proceso de fabricación de la unión. Adicionalmente se tomaron imágenes estereográficas en una Lupa Estereoscópica, marca Nikon, modelo SMZ-U (Fig.II.9), tanto en la superficie externa del cordón, como en un corte transversal de la junta para así poder, no sólo establecer las condiciones superficiales del cordón, sino también la identificación macroscópica de las distintas zonas anteriormente descritas.



*Fig.II.9. Lupa Estereoscópica
Marca Nikon, modelo SMZ-U*

Por último, para una caracterización aun más confiable en cuanto a las juntas soldadas, se tomaron una serie de micrografías a mayores magnificaciones del cordón de soldadura y del electrodo utilizado para este proceso, mediante la técnica de Microscopía Electrónica de Barrido (MEB). Para el electrodo se valió del apoyo del análisis composicional, a través de la técnica de Espectroscopia por Dispersión en Energías de Rayos X, para identificar todos sus componentes.

II.6.- Evaluación del Cordón de Soldadura por Radiografía Industrial

A objeto de caracterizar el cordón, por medio de una técnica no destructiva, que pudiese suministrar información suficiente sobre la condición interna del mismo, se procedió de acuerdo a una metodología ampliamente utilizada y estandarizada para tales efectos, como lo es la evaluación a través de la técnica de radiografía industrial. Dicha práctica está suficientemente documentada en la literatura, así como también aquellos defectos detectables a través de ésta, en la cual es posible por comparación, establecer la presencia de macro-defectos característicos. Para ello se utilizó un equipo de rayos X marca Andrex, modelo 1652, mostrado en la Fig.II.10.



*Fig.II.10. Equipo Rayos X
Marca Andrex, modelo 1652*

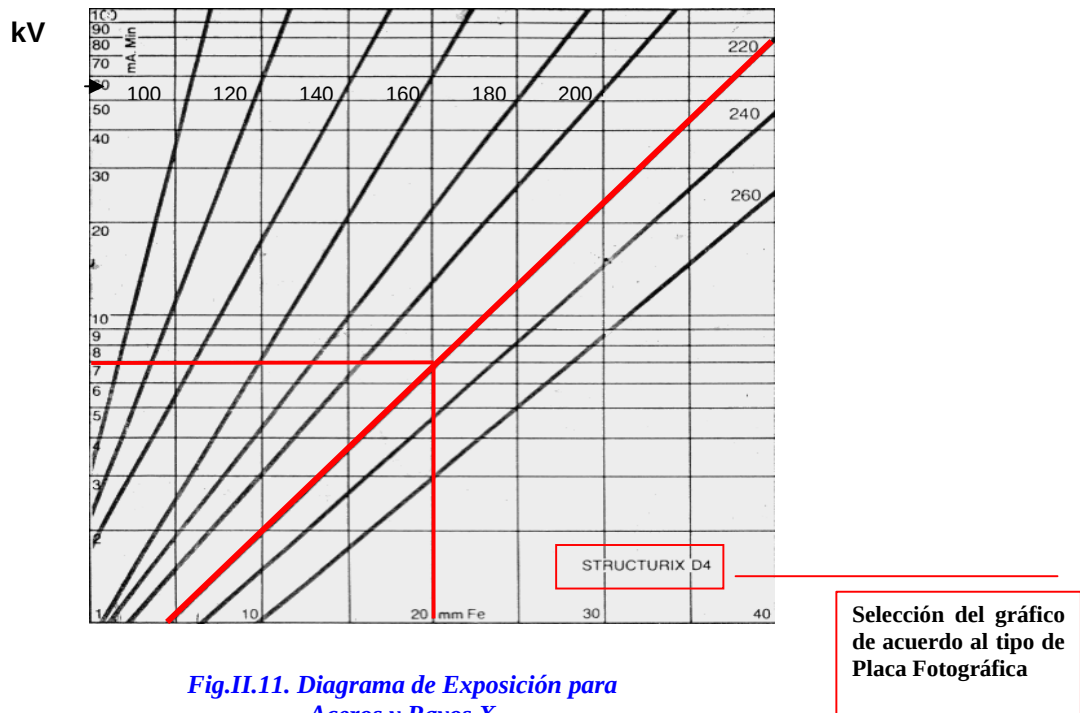
En este sentido, se procedió a la medición de la porción más gruesa del conjunto, lo que se traduce en la suma del cordón de la soldadura y la pletina de refuerzo utilizada durante la ejecución de dicho proceso (Fig.II.3); esta porción está en el orden de los 20 mm de espesor. Con este valor, los datos de la placa fotográfica a utilizar, que en este caso fue una película *STRUCTURIX D4* y un valor de Voltaje dentro del intervalo de capacidad del equipo, se utilizó el gráfico mostrado en la Fig.II.11, que sirvió para determinar el valor de intensidad de corriente por minuto *E*. Una vez obtenido este valor, utilizando la ecuación que define *E* en función de la intensidad y el tiempo se podrá entonces estimar el tiempo de exposición:

$$E = I \times t \quad (\text{Ec.II.1})$$

En donde *I* es la intensidad de corriente en mA y *t* es el tiempo de exposición. Despejando entonces el tiempo (*t*) de la ecuación anterior, se tiene que éste fue *t* = 3,5 min., utilizando *I* = 2 mA. De esta manera las condiciones para la toma de la radiografía fueron:

- Espesor de la Junta soldada; Cordón + pletina de alineación: 20 mm
- Tipo de Película: *STRUCTURIX D4*
- *E*: 7 mA.min
- *I*: 2mA

- t: 3,5 min
- Voltaje : 220kV



*Fig.II.11. Diagrama de Exposición para
Aceros y Rayos X
Dens: 2. Pb: 27 m. FF: 70 cm*

II.7.- Ensayos de Microindentación

Las muestras rectangulares fueron evaluadas superficialmente para determinar la dureza y así establecer un patrón de comparación entre el material base y el conjunto Material Base – Soldadura (Junta Soldada); para ello se utilizó un Microdurómetro Leco modelo M400H (Fig.II.12), con un penetrador Vickers (pirámide de diamante con base cuadrada con ángulo de 136° entre caras) y se utilizó un barrido de cargas de: 50, 100, 200, 300 y 500 gramos. Para este ensayo se disponía de un Software que controlaba la pletina motorizada del equipo de microindentación (Fig.II.13) y de esta forma permitió diseñar una plantilla la cual es capaz de reproducir los puntos de análisis durante los ensayos. La plantilla se diseñó para

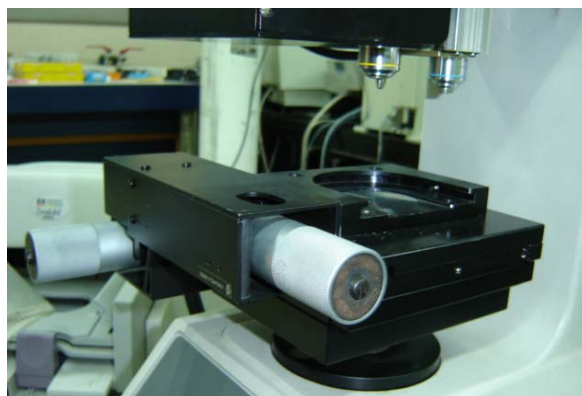
realizar 4 medidas por carga, tal como se muestra en la Fig.II.14., 2 x 2 a una distancia de 200 μm entre cada punto de estudio, a fin de no realizar una indentación en una zona afectada por un ensayo previo; luego a través del Software se realizó la medida de las diagonales de la huella y posteriormente a través de la ecuación estándar de Dureza Vickers, se estimó la dureza como función de la carga aplicada y el valor de las diagonales de la huella. Dicha ecuación se presenta a continuación:

$$HV = \frac{2P \times \text{Sen}(\alpha / 2)}{d^2} \quad (\text{Ec.II.2})$$

Donde HV es la dureza Vickers, P es la carga en gramos, α es el ángulo entre caras del indentador y d es la diagonal promedio de cada indentación. Una vez realizados los ensayos, se procedió a graficar los valores de Dureza en GPa vs. Inverso de la Diagonal Promedio y de Dureza Vickers vs. Carga Aplicada, para así determinar si existe alguna dependencia por efecto del tamaño de huella en el comportamiento de dureza del conjunto. Así mismo, se determinó a partir de ensayos dureza en la sección transversal del material base, la Ley de Meyer que describe la conducta o dependencia de la dureza en función de la carga.



**Fig.II.12. Microdurómetro
Marca Leco, modelo M400H**



**Fig.II.13. Pletina motorizada del equipo de
microindentación estática**

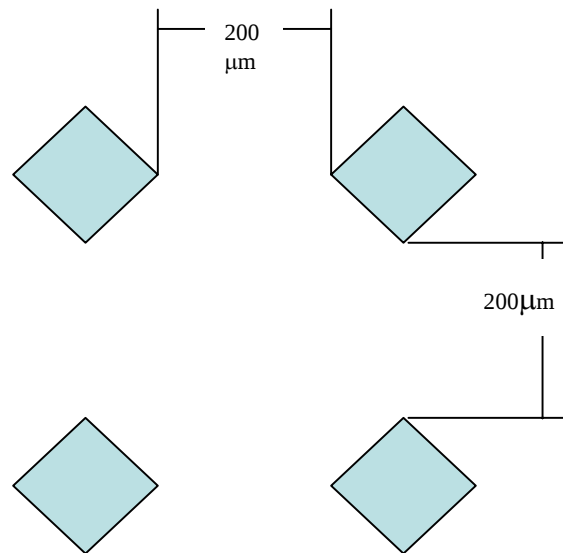


Fig.II.14. Plantilla diseñada para la aplicación de microindentaciones

II.8.- Ensayos de Tracción

El ensayo de tracción se realizó a 3 probetas diseñadas y elaboradas para este fin según la norma descrita anteriormente, en una Máquina Universal de Ensayos Mecánicos Servohidráulica, marca Instron modelo 8502, mostrada en la Fig.II.15. Este ensayo fue controlado por medio de una computadora, empleando un programa de ensayo de materiales, en el cual se utilizó una velocidad de desplazamiento de la mordaza móvil (actuador) de 1 mm/min y los datos tanto de alargamiento como de carga aplicada fueron registrados en la misma computadora a una tasa de recolección de 2 puntos por segundo.

Los datos obtenidos durante el ensayo de Carga Aplicada vs. Alargamiento fueron tratados a objeto de obtener los valores reales de alargamiento experimentados por la probeta.



*Fig.II.15. Máquina Universal de Ensayos Mecánicos Servohidráulica.
Marca Instron, modelo 8502*

II.8.1.- Corrección por deformación elástica de elementos de máquina

Se realizó una corrección a los datos de alargamiento, con el fin de eliminar el efecto de deformación elástica de los componentes de la máquina involucrados en el sistema de ensayo (mordaza, actuadores, extensores, etc.). La ecuación utilizada para realizar dicha corrección es la siguiente:

$$(\Delta L_i)_{corr} = \Delta L_i - F_i \left(\frac{1}{K_{exp}} - \frac{1}{K_{prob}} \right) \quad (\text{Ec.II.3})$$

Donde $(\Delta L_i)_{corr}$ es el alargamiento corregido, ΔL_i es el alargamiento registrado por la máquina, F_i es la carga aplicada, K_{exp} y K_{prob} son la rigidez experimental del

conjunto y rigidez teórica del material de la probeta, respectivamente. Dichas cantidades se expresan como:

$$K_{\text{exp}} = \frac{\sum F_i}{\sum \Delta L_i} \quad (\text{Ec.II.4})$$

$$K_{\text{prob}} = \frac{A_0 E}{L_0} \quad (\text{Ec.II.5})$$

Donde:

A_0 : Área transversal inicial de la sección de ensayo de la probeta;

E : Módulo de Elasticidad del material;

L_0 : Longitud inicial de la sección de ensayo de la probeta.

En estos ensayos se obtuvo el límite de fluencia y la resistencia a la tracción del material base; de esta manera en principio, se realizó una caracterización preliminar tanto del material base como de las juntas soldadas. Por otra parte, a partir del esfuerzo de fluencia determinado en los ensayos, se seleccionaron los niveles de esfuerzo necesarios para diseñar los ensayos de fatiga en carga axial, siendo estos una fracción del mismo.

Una vez obtenidos los valores del alargamiento corregido para cada carga, se procedió a construir la curva de Esfuerzo Real vs. Deformación Real (σ vs. ϵ), partiendo de la curva de Esfuerzo Ingenieril vs. Deformación (S vs. e). Las ecuaciones a utilizar para esta etapa:

Esfuerzo Ingenieril:

$$S_i = \frac{F_i}{A_0} \quad (\text{Ec.II.6})$$

Deformación Ingenieril:

$$e_i = \frac{(\Delta L_i)_{corr}}{L_0} \quad (\text{Ec.II.7})$$

Esfuerzo Real:

$$\sigma_i = S_i (1 + e_i) \quad (\text{Ec.II.8})$$

Deformación Real:

$$\varepsilon_i = Ln (1 + e_i) \quad (\text{Ec.II.9})$$

Con estas ecuaciones, se obtienen los valores de diversos parámetros de mucha importancia para continuar con el procedimiento experimental, tal como lo son el Esfuerzo de Fluencia (σ_y) a 0,02% de la Deformación real y el Esfuerzo Real hasta el punto de carga máxima (σ_u).

II.9.- Ensayos de Fatiga

Los ensayos de fatiga se realizaron en la Máquina Universal de Ensayos Mecánicos Servohidráulica, marca Instron modelo 8502, ilustrada en la Fig.II.15. Esta máquina está diseñada para aplicar una amplia variedad de ciclos de carga, en particular en el presente estudio se realizaron los ensayos con ciclos de carga de amplitud constante en tensión repetida; el valor de la relación de esfuerzos utilizado

fue 0,1 ($R = 0,1$); adicionalmente otras especificaciones requeridas para la programación del ensayo fueron:

1. Se establecen los niveles de esfuerzo a los cuales se realizarán los ensayos, los cuales representan una fracción del Esfuerzo de Fluencia del material base calculado en los ensayos de tracción descritos, a saber 65, 70, 80, 90% de S_y .
2. A efecto de la operatividad del equipo, se deben introducir los valores de la Carga Máxima y Mínima de aplicación (en KN) para cada ensayo, por lo tanto se multiplica el valor de esfuerzo (ya calculado) que se aplicará, por el área de la sección transversal de trabajo de cada una de las probetas a ensayar.
3. Seguidamente se determinan los valores de Fuerza Media, a través de la media de la Fuerza Máxima y la Fuerza Mínima (calculado en el ítem 2); de esta manera se obtiene la Amplitud de Fuerza, a partir de la diferencia entre la Fuerza Máxima o la Fuerza Mínima y la Fuerza Media.
4. Se establece la Frecuencia de trabajo del ensayo, 20 Hz para nuestro intervalo de cargas, así como también el Tipo de Onda que gobernarán los ciclos de aplicación de carga, para este caso se escogió una onda del tipo Sinusoidal.
5. Posteriormente se establecen las condiciones para la finalización del ensayo, a partir del cual, la máquina al momento de detectar alguna de éstas, dará por concluido el ensayo. Estas condiciones fueron: cuando registre aplicación de carga cero (que la probeta haya fallado), ó cuando registre 5×10^6 ciclos de aplicación de carga (criterio de vida infinita). Cualquiera de estas dos condiciones, la primera que se cumpla, inducirá a la máquina a culminar el ensayo.

6. Se registra el Número de Ciclos asociado a la culminación de cada ensayo y con su respectivo valor de Esfuerzo (Carga Aplicada), se procede a la graficación de los resultados.

Estos resultados se representaron a partir de la construcción de la curva de $S - N$ o curva de Whöler respectiva. Esta curva fue representada en escala doble logarítmica, colocando el logaritmo decimal de los esfuerzos alternantes ($\log S$) en la ordenada, contra el logaritmo decimal del número de ciclos a falla ($\log N$) transformando de esta manera la curva, en una línea recta aplicando el método de regresión lineal recomendado por la norma ASTM E739, entonces finalmente se obtiene la ecuación sugerida por Basquin:

$$S_a = S_f (N)^b \quad (\text{Ec.II.10})$$

Donde S_a es la resistencia a la fatiga del material, S_f es el coeficiente de resistencia a la fatiga, N el número de ciclos a falla y b el exponente de Basquin.

II.10.- Estudio Fractográfico (MEB)

La evaluación fractográfica se realizó por medio de un Microscopio Electrónico de Barrido (MEB), marca Philips XL30, (Fig.II.16) con un voltaje de aceleración de 25 KV. Básicamente se utilizaron dos modos de imagen, a saber, electrones secundarios para el estudio de la superficie de fractura y electrones primarios en el análisis de secciones perpendiculares a la superficie. Adicionalmente, se garantizó un ángulo de incidencia no mayor de 60° , pudiendo de esta manera reportar dimensiones reales a partir de las fotomicrografías obtenidas. La evaluación se hizo a las probetas de juntas soldadas que fallaron a un número de ciclos próximo al promedio calculado para cada nivel de esfuerzo. La observación se realizó sobre la superficie de la grieta principal de fractura para ubicar las zonas de avance o propagación de las grietas por fatiga y sobrecarga, así como también, los potenciales puntos de inicio de éstas, estableciendo de esta manera la influencia del cordón de

soldadura y su geometría sobre el comportamiento a la fatiga. Además, gracias a este estudio se permitió inferir el modo de propagación de las grietas.



*Fig.II.16. Microscopio Electrónico de Barrido
Marca Philips, modelo XL30*

De las probetas fracturadas por fatiga, la mitad de cada probeta fue cortada a unos 5 mm de la zona de fractura; esta altura permitió tener cierta holgura en el intervalo de magnificaciones utilizadas durante el análisis fractográfico, logrando inclusive obtener macrografías de la superpie de fractura en el equipo de barrido. Dichos cortes se realizaron en una máquina cortadora de disco abrasivo, Marca Buehler, modelo Abrasimet II (Fig.II.17). Estas probetas fueron utilizadas para observar los puntos de inicio de la o las grietas sobre la superficie expuesta por el avance de las mismas. Así mismo, se realizó un pulido metalográfico en las caras laterales de las probetas fracturadas y así poder identificar algunas otras grietas que avancen en forma paralela a la grieta principal.



*Fig.II.17. Máquina Cortadora de disco abrasivo
Marca Buehler, modelo Abrasimet II*

A todas las muestras se le realizó una limpieza con acetona en el equipo de ultrasonido durante 30 minutos, manteniendo la zona de fractura hacia abajo y totalmente sumergida. Luego se limpiaron con alcohol y se secaron con aire caliente, todo esto con la finalidad de eliminar productos de grasa u óxidos depositados en la superficie de fractura. Las muestras fueron montadas en las bases metálicas del microscopio utilizando adhesivos conductores para su fijación en la cámara del microscopio.

En los casos de mayor interés se realizó un análisis composicional de manera puntual, por medio de la técnica de **Espectroscopía por Dispersión en Energía de Rayos X (EDS)**, el cual se acopla al equipo de barrido utilizado. Esta última, permite hacer un análisis composicional de cada una de las microestructuras identificadas por los electrodos primarios.

CAPÍTULO III

RESULTADOS Y ANÁLISIS

III.1.- Evaluación microestructural a través de la técnica de Microscopía Óptica

III.1.1.- Caracterización del Material Base

Se ha realizado un estudio de la microestructura del material base a través de la técnica de Microscopía Óptica (MO), con la finalidad en principio de observar el tamaño promedio de granos, la distribución de los microconstituyentes en el acero y determinar algunos aspectos morfológicos que sugieran algún tratamiento térmico particular del material en condición de entrega. Todo este estudio fue realizado en un plano paralelo a la dirección de laminación en la sección longitudinal. Por otra parte, se permite establecer por comparación, cualquier cambio suscitado en el metal base como consecuencia de la aplicación del cordón de soldadura.

Las Fig.III.1(a) y (b) revelan una microestructura típica para los aceros de medio carbono ⁽²⁴⁾, ya que se pueden observar claramente las estructuras Perlíticas (zonas grises) embebidas en una red de Ferrita (zonas claras); también se distingue alguna presencia de Ferrita en forma de placas. Esta estructura es equiaxial y se observa una distribución del tamaño de grano homogénea; las fotomicrografías así lo muestran al no verificarse ningún cambio en el tamaño de estos, comparando una zona cercana al borde (a) con otra muy cercana al centro del espécimen (b). Lo anteriormente expuesto sugiere que este material pudo ser sometido, luego del conformado, a algún tipo de tratamiento térmico de normalizado, según lo que revela su microestructura. Este tratamiento pudo ser llevado a cabo mediante un calentamiento de la pieza hasta la temperatura de austenización, posiblemente en el orden de los 780 y 1200 °C ⁽²⁴⁾ para luego enfriarlas lentamente al aire. Otro motivo

por el cual se podría presentar esta microestructura, puede haber sido debido a que se haya sometido a las pletinas a un proceso de manufactura de laminado en caliente.

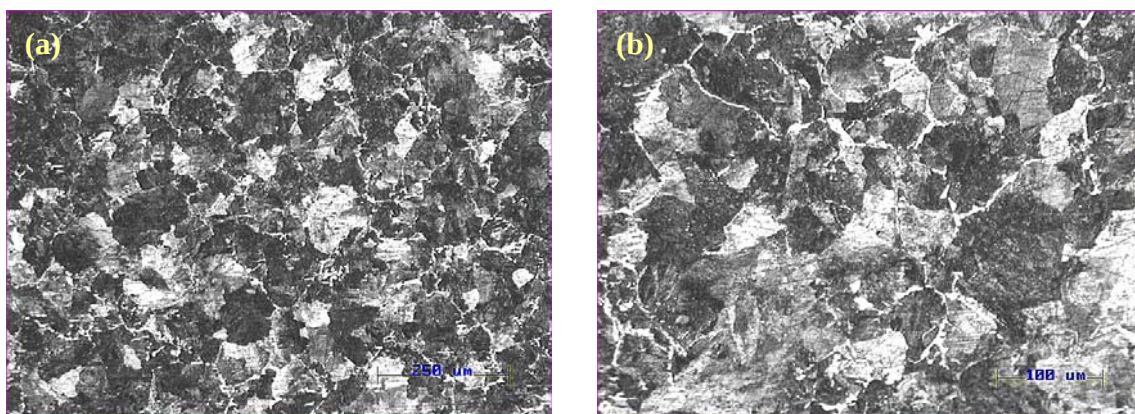


Fig.III.1. Sección longitudinal del Acero 1045; (a) Vista cerca del borde; (b) Vista del centro

III.1.2.- Caracterización de la Junta Soldada

La Fig.III.2(a) muestra una vista general del cordón de soldadura; en ésta se aprecia un aspecto uniforme y rectilíneo, no se observan variaciones importantes en el ancho de éste, y un aspecto muy importante que influye en el comportamiento a la fatiga de las juntas y su desempeño mecánico en general, sería el hecho de no presentarse las regiones así llamadas de Parada/Inicio, lo cual se presentaría si durante la aplicación del cordón, esta práctica fuese interrumpida por algún motivo. Otro aspecto a destacar, es la presencia de la superficie de rizos, como se aprecia en el detalle (b), lo cual es una de las características del proceso de aplicación manual en uniones soldadas, la cual no es posible evitar. Siguiendo en la descripción del conjunto, es importante hacer referencia a la limpieza del cordón, al no observarse salpicaduras, inclusiones sólidas u óxidos superficiales que emerjan del cordón o en sus adyacencias. De la misma manera, tampoco se observa la presencia de poros de cierta magnitud que, a las magnificaciones utilizadas en la lupa estereográfica, pudiesen ser detectados.

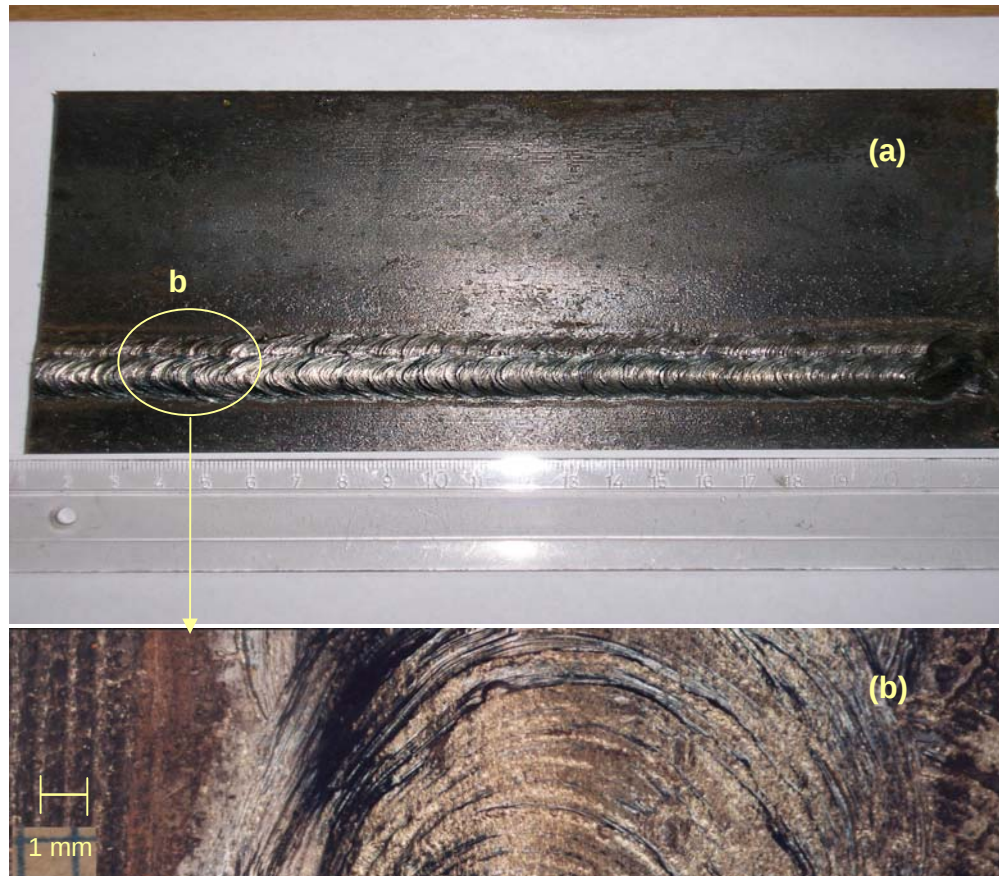


Fig.III.2. Cordón de Soldadura; (a) Vista General; (b) detalle de los rizos

Seguidamente se presenta la Fig.III.3, en la cual se aprecia una fotomacrografía general (a) de la sección transversal del cordón y en ella se identifican claramente tres regiones, las cuales son tomadas en detalle en las imágenes presentadas en (b) como Material base, en (c) Zona Afectada por el Calor y finalmente (d) una aproximación de la intercara y el aspecto del cordón en si mismo.

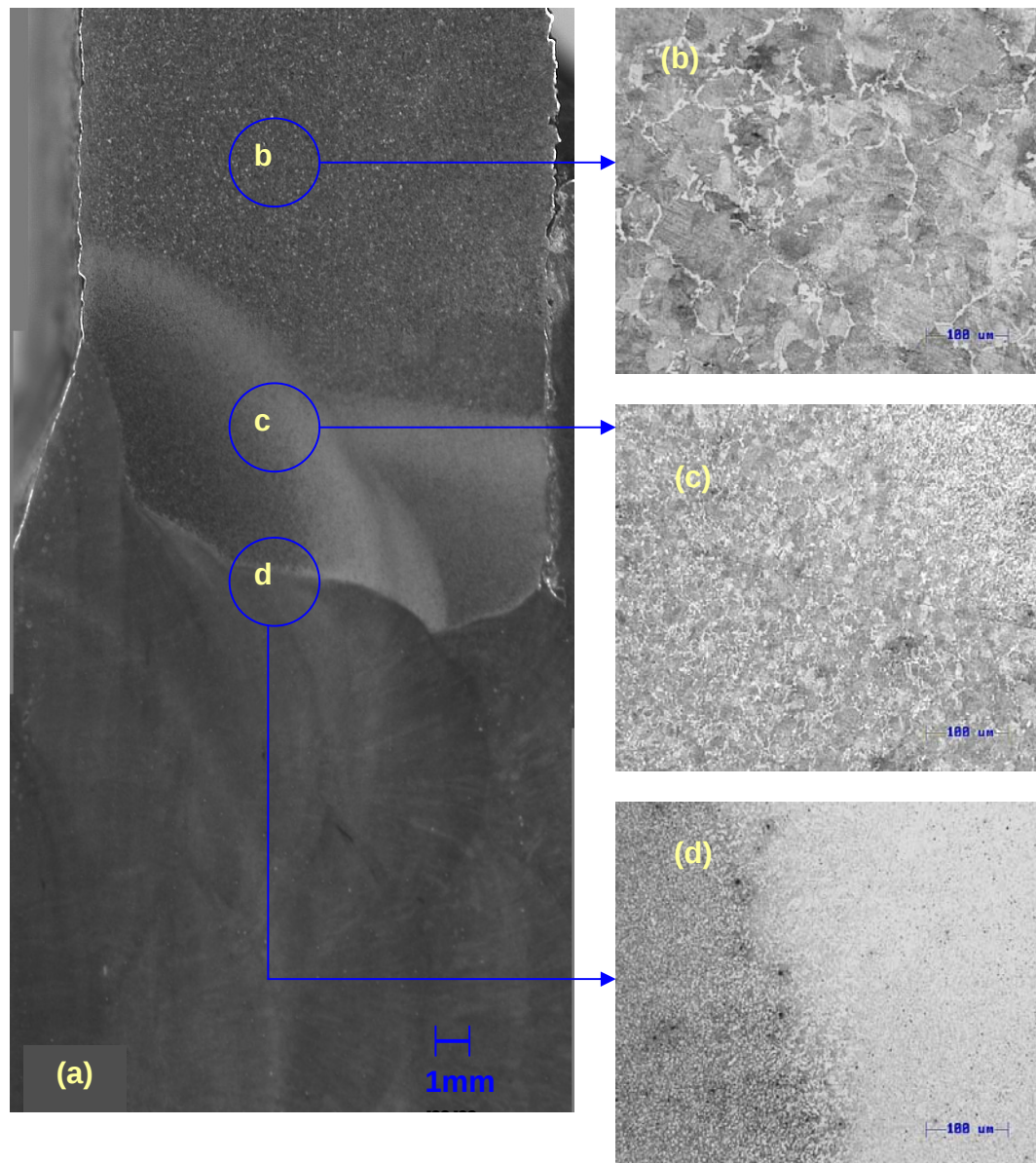


Fig.III.3.Fotomacrografía del Cordón de Soldadura, Corte Transversal. (a) Vista general. Detalles: (b) Material base, (c) Zona Afectada por el Calor e (d) Intercara de Metal Base Material de Aporte

En la vista general, continuando con la descripción estructural del cordón, tenemos que el mismo no revela defectos típicos, como podrían ser: la falta de fusión y/o penetración del cordón; de igual forma a estas magnificaciones, no hay presencia de poros, inclusiones, microgrietas, etc., lo que habla muy bien de la calidad en el

proceso de aplicación del cordón. El detalle (c) correspondiente a la zona afectada por el calor, revela una microestructura definitivamente más fina que la presentada por el material base en el detalle (b); esto podría ser explicado, en términos de la ocurrencia de un proceso de recrystalización, forzada por el incremento de la temperatura y posterior enfriamiento relativamente brusco de las zonas cercanas a la zona de fusión. A partir de este fenómeno genera una estructura más fina y con esto cierta heterogeneidad en las propiedades mecánicas de las distintas zonas estructurales que integran el conjunto. Esto último fue verificado y es sustentado en los resultados que aquí se presentan para las pruebas de microindentación. En este sentido, es conveniente destacar de acuerdo a lo reportado en la literatura⁽¹⁴⁾, tener conocimiento de las distintas propiedades en fatiga de estas zonas por separado, juega un rol fundamental en la descripción del desempeño a la fatiga del conjunto o junta soldada.

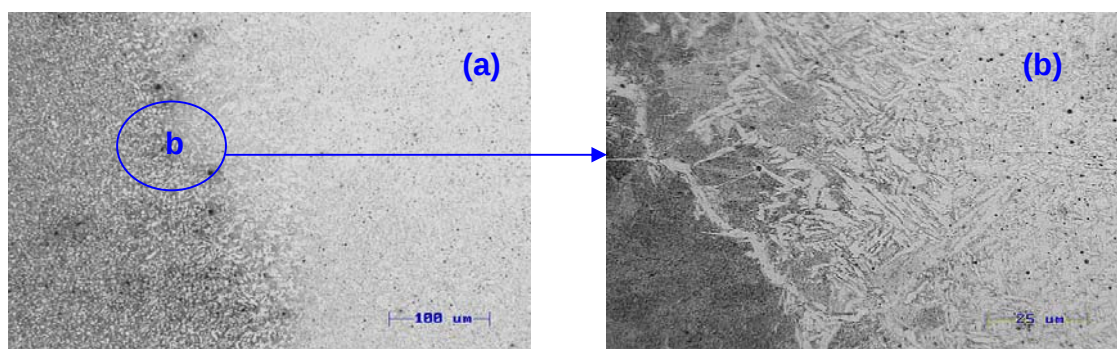
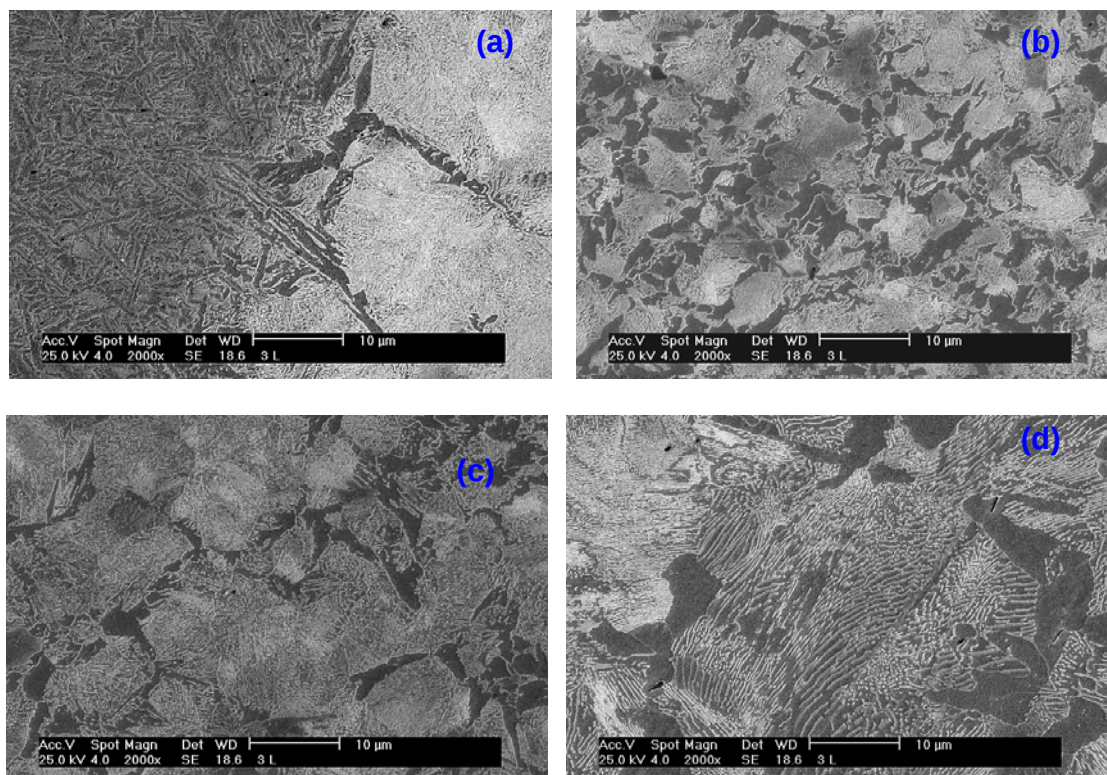


Fig.III.4. Fotomicrografía de la Intercara Metal Base / Cordón. (a) Vista General; (b) Detalle

Ahora bien, en la Fig.III.4(a) se muestra un detalle de la intercara Cordón – Metal Base. El mismo detalle a mayor resolución se observa en (b), en la cual se aprecia una variación morfológica local. Si se compara a la microestructura desarrollada en el cordón, y la de la zona afectada por el calor. Esta diferencia podría estar asociada a la formación de una zona interfacial característica en estos procesos, conocida como Zona de Fusión del Metal Base. En la unión soldada, la intercara de soldadura es un estrecho límite que separa la zona de fusión del material de aporte del

electrodo, de la zona afectada por calor. La intercara consta de una banda completa y delgada de metal base parcial o completamente fundido durante el proceso de fusión, el cual se ha solidificado inmediatamente después, pero antes de mezclarse con el metal en la zona del cordón. Por tanto, su composición química es idéntica a la del metal base ⁽²⁴⁾.

Finalmente, buscando corroborar lo anteriormente expresado, se tomaron una serie de fotomicrografías a mayores magnificaciones, mediante la técnica de Microscopía Electrónica de Barrido (MEB) a fin de poder apreciar, y de esta manera verificar, los cambios presentados en la microestructura a través de la junta, los cuales ocurrieron como consecuencia del proceso de aplicación de la soldadura. Como ya se comentó, mediante el análisis por microscopía óptica se pudo apreciar un cambio substancial en el tamaño del grano de la fase austenítica, el cual una vez finalizada la zona de fusión (intercara), se observa un tamaño de la perlita relativamente grande, Fig.III.5(a), pero éste rápidamente cambia a una estructura muy fina la cual sólo se pudo resolver a grandes magnificaciones, Fig.III.5(b). Luego se inicia un cambio paulatino en el tamaño de grano, Fig.III(c) hasta alcanzar en el metal base, la estructura original en Fig.III(d).



*Fig.III.5. Microestructura de la sección transversal de la Junta Soldada, tomada mediante MO.
(a) Región de la intercara Cordón – Zona Afectada por el Calor, (b) Zona Afectada por el Calor,
(c) Zona afectada por el calor cercana al Metal Base (d) Metal Base*

III.2.- Evaluación del Cordón de Soldadura por Radiografía Industrial

En la Fig.III.6 se muestra una radiografía del cordón de soldadura. Esta evaluación, aunada a los estudios por microscopía óptica y las macrografías estereográficas tomadas con la lupa, complementa el estudio preliminar para la caracterización de la junta soldada. En la figura se indica el cordón de soldadura a lo largo del eje acotado en B, y la dimensión A se corresponde a la pletina de refuerzo. Como se aprecia, no hay presencia de inclusiones, poros, grietas, así como tampoco hay evidencia de ningún tipo de defecto macroscópico característico de estos procesos de manufactura, tales como falta de fusión o penetración parcial, desalineado, etc. Adicionalmente, y como soporte a esta aseveración, se presentan un conjunto de imágenes de radiografías típicas de estos defectos, publicadas en el

Sistema de END de la DUPONT (Fig.III.7) que permitieron, por comparación, establecer la condición del cordón de soldadura. Es importante destacar, que los resultados aquí obtenidos reflejan una información de carácter volumétrico y no están asociados a un plano o porción particular.

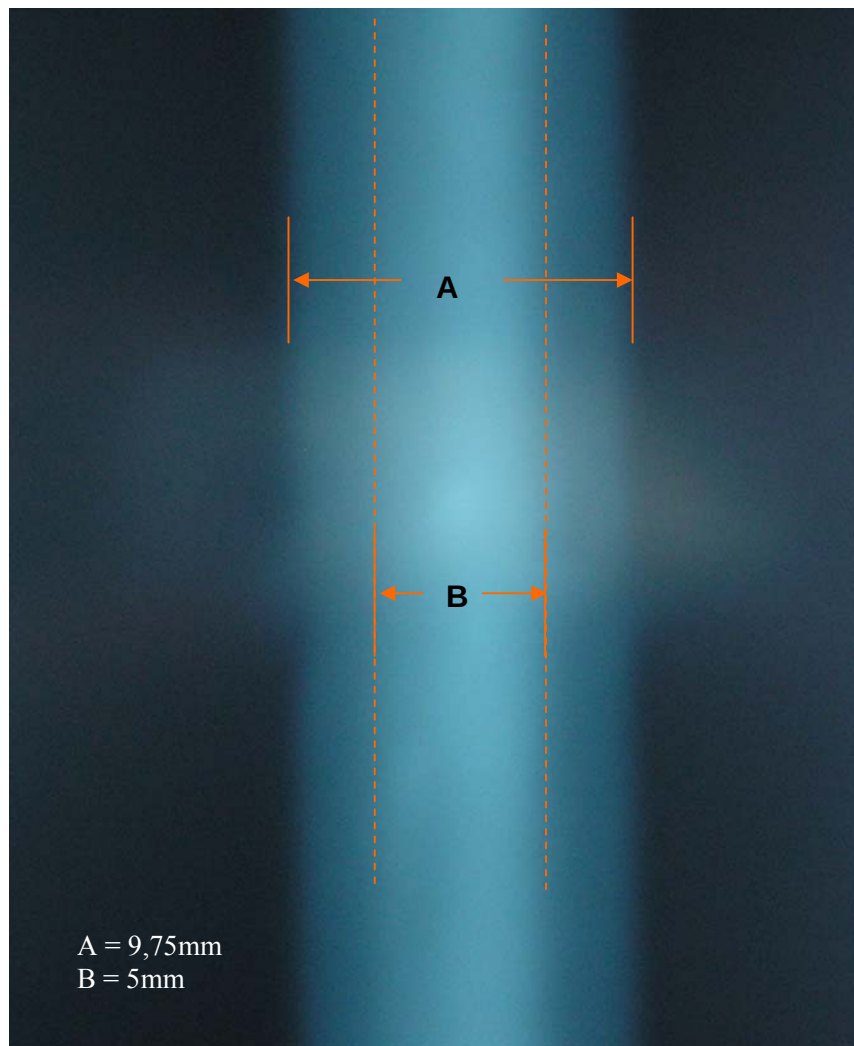
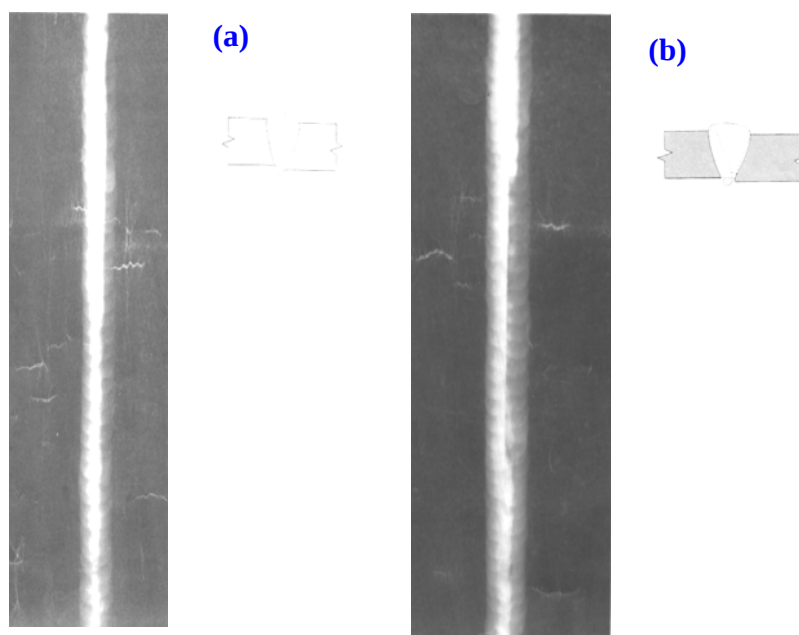


Fig.III.6.Radiografía Industrial de la Junta Soldada



*Fig.III.7. Defectos Típicos observados en una Radiografía Industrial.
(a) Desalineamiento; (b) Desalineamiento y falta de penetración de un solo lado*

III.3.- Evaluación del Electrodo B – 22 mediante Microscopía Electrónica de Barrido

En la Fig.III.8 se pueden diferenciar los diferentes tipos de componentes que conforman el electrodo B-22, el cual tiene 3,35 mm de diámetro y 45 mm de longitud. Todas sus especificaciones se muestran en el Anexo # 1.

Ahora bien, en esta imagen y con el apoyo del análisis composicional, a través de la técnica de Espectroscopía por Dispersión en Energías de Rayos X, se obtiene la información de la naturaleza elemental del alma del electrodo (barra metálica en el centro de éste). La misma se corresponde, a la de un acero estructural; claro está, no se obtuvo información sobre el contenido de carbono ya que el mismo no es posible establecer a partir de esta técnica, ver Fig.III.8(a).

Por otra parte, al realizar un análisis detallado del recubrimiento de este electrodo, Fig.III.8(b), se tiene que para el aglomerante (matriz en donde están

embebidos los demás elementos aleantes) es de color gris oscuro y granos finos, se revela que está compuesto por un alto porcentaje de calcio (Ca) y silicio (Si) entre otros componentes, también se pueden detectar el sodio (Na), titanio (Ti), Manganeseo (Mn), etc., estos últimos en cantidades poco significativas.

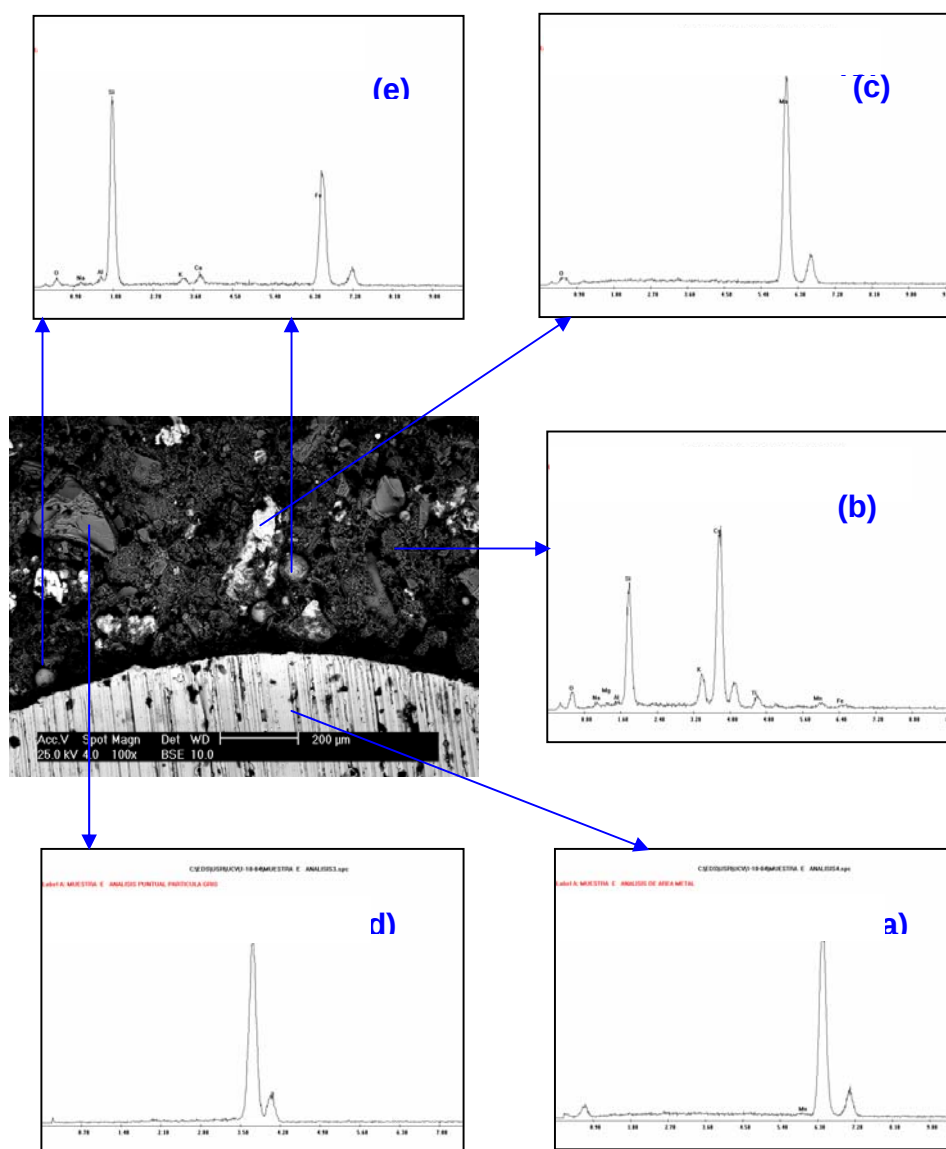


Fig.III.8. Sección transversal del electrodo B-22, obtenida mediante MEB.
(a) Análisis Composicional del Alma del Electrodo B-22 ; (b) Análisis Composicional del Aglomerante ; (c)EDS partícula clara; (d) EDS partícula gris oscuro; (e) EDS partícula esférica

Ahora bien, los elementos aleantes contenidos en este aglomerante se pueden diferenciar por el color y por su forma. Por esta razón, se puede conocer que las partículas más claras (blancas) y sin forma definida son ricas en manganeso, Fig.III.8(c). Luego se tiene que las partículas grises, de geometría también irregular son mayoritariamente ricas en calcio, Fig.III.8 (d). Finalmente, las esferas de color gris claro son ricas en silicio y hierro, aunque también tiene otros componentes tales como aluminio (Al), potasio (K), calcio (Ca), y sodio (Na), Fig.III.8(e). Con respecto a estos últimos, no es posible saber si corresponden a algún tipo de interacción de la matriz circundante de dichas esferas con el haz de electrones.

III.4.- Ensayos de Microindentación

En las Tabla III.1(a) y (b) se muestran los valores obtenidos de dureza producto de un barrido de cargas aplicadas a dos muestras, una de material base y otra del conjunto material base-cordón de soldadura. Todo esto con el fin de determinar si el proceso de deposición del cordón produce cambios en las propiedades intrínsecas del material base.

III.4.1.- Evaluación del Material Base

Los datos obtenidos a partir de los ensayos de Microindentación para el material base se presentan en la Tabla III.1(a); los mismos revelan un comportamiento bastante uniforme en relación a los valores de dureza aquí determinados; esto se verifica al observarse bajas desviaciones estándar, lo que en principio nos habla de un material base homogéneo en cuanto a sus propiedades mecánicas. Las evaluaciones se realizaron de manera aleatoria en toda la superficie de la probeta, sin presentar diferencias significativas en los valores de dureza reportados para cada indentación, los cuales están alrededor de 2,2 GPa. Este valor se encuentra

en el intervalo reportado en la literatura especializada para este tipo de aceros, tal como se muestra en la Fig. III.9 ⁽²⁴⁾.

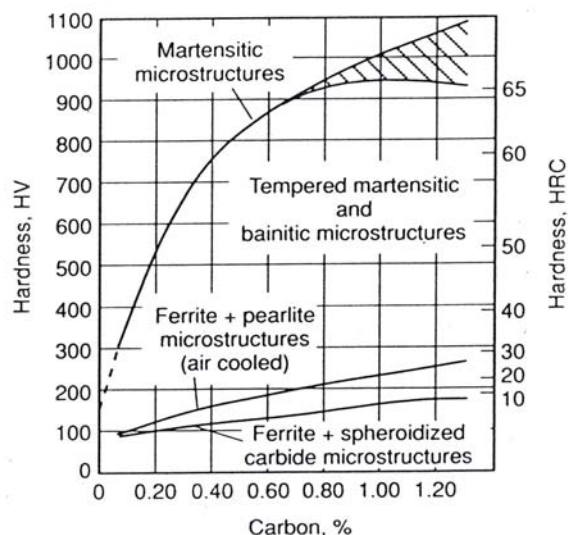


Fig.III.9. Gráfico de Dureza Vickers vs. Contenido de Carbono para varias microestructuras de aceros

Tabla III.1(a). Dureza Vickers para el Acero AISI 1045

Carga [g]	Diagonal Promedio [mm]	Dureza Vickers [HV]	Dureza [GPa]
50	0,02	194,74	1,91
100	0,03	223,05	2,19
200	0,04	234,17	2,29
300	0,05	220,58	2,16
500	0,07	215,16	2,11
Desviación Estándar		14,51	0,14

En la Fig.III.10 se observa una tendencia horizontal para describir la relación funcional que existe entre los valores de la Dureza y el inverso de la Diagonal Promedio. Este comportamiento sugiere entonces, que la dureza es independiente del valor de la carga aplicada, así como tampoco se observa dependencia o efecto del

tamaño de huella, por lo menos en el intervalo de cargas utilizado en esta investigación.

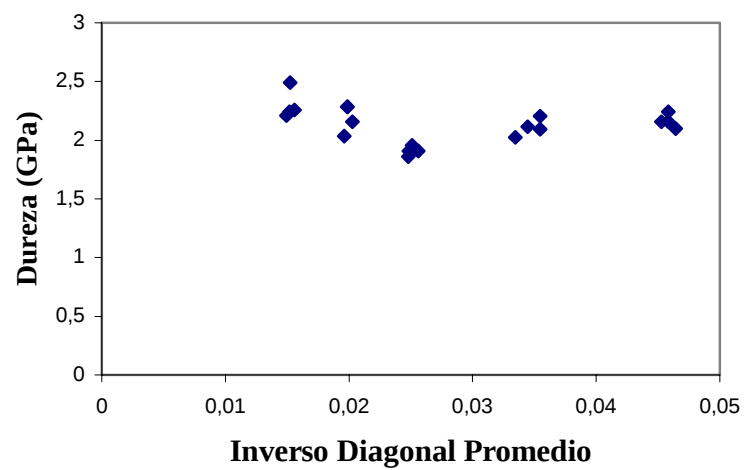


Fig.III.10. Curva de Dureza (GPa) vs. Inverso de la Diagonal Promedio

III.4.2.- Evaluación de las Juntas Soldadas

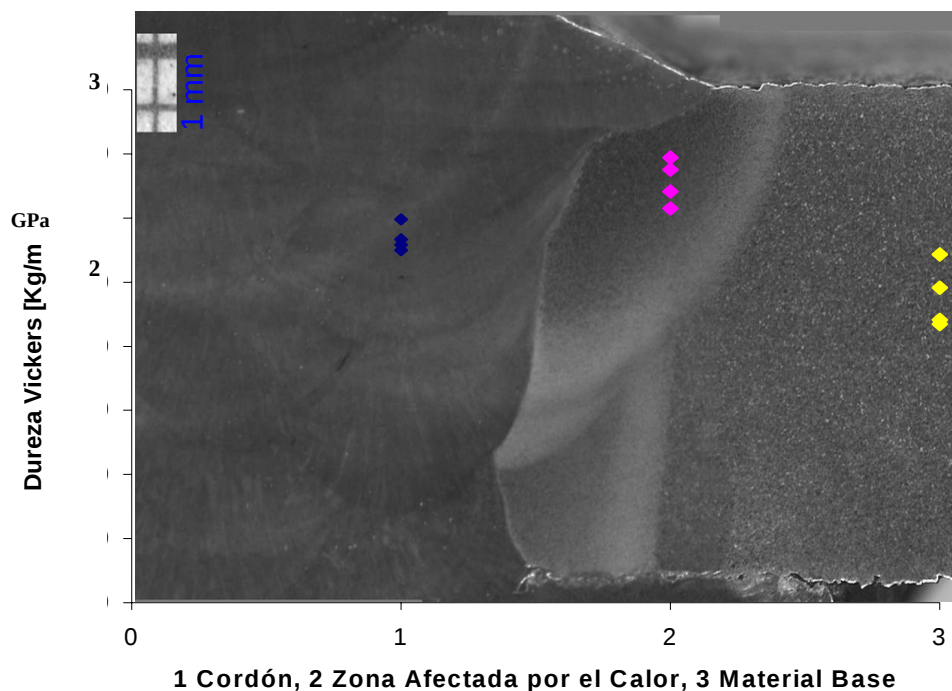
De acuerdo a los resultados obtenidos de la evaluación o caracterización por microindentación del material base, en donde se encontró que la dureza es independiente de la carga aplicada, por lo menos en el intervalo de cargas utilizado. Esto permite entonces hacer una comparación simple, seleccionando una sola carga para la realización de los ensayos de dureza en el cordón (Tabla III.1b). Se determinó el valor de esta propiedad para las distintas regiones claramente diferenciadas, las cuales se generan como consecuencia de la aplicación del cordón. En la Fig.III.12, se presenta un gráfico de la Dureza Vickers en función de la posición a partir del cordón de soldadura, hasta alcanzar el metal base, que no ha sido alterado por efectos térmicos, como consecuencia del proceso en si mismo. En esta figura se observa un leve incremento de los valores de la dureza en el metal base que ha sido afectado térmicamente (ZAC), alcanzando valores del orden de 2,76 GPa, así mismo se aprecia que el valor de dureza del material aportado en la soldadura de 2,58GPa, está también un poco por encima del reportado para el material base, encontrándose éste alrededor de 2.41 GPa. Lo anteriormente expuesto puede ser explicado en términos de refinamiento de la microestructura en la ZAC, tal y como podemos observar en las fotomicrografías que se exponen en la sección III.1.2.

Tabla III.1(b). Dureza Vickers para distintas regiones de la Junta Soldada

Carga[g]	Cordón		ZAC		MB	
	[HV]	[GPa]	[HV]	[GPa]	[HV]	[GPa]
300	263,6	2,58	281,28	2,76	245,5	2,41

Así mismo, en cuanto a las diferencias observadas entre el material base y el material aportado por el electrodo, se observa un incremento de la dureza en el metal de aporte. Esta diferencia es debida posiblemente a que el electrodo depositado, a pesar que dentro de sus especificaciones se trata fundamentalmente de un acero estructural de medio carbono, contiene elementos aleantes secundarios que podrían influenciar esta propiedad. El electrodo B-22 tiene un revestimiento bajo en hidrógeno, con polvo de hierro que deposita un acero de baja aleación, al cromo – molibdeno. De esta manera se justifican las diferencias en función de los cambios en uno y otro, en cuanto a la naturaleza de estos materiales, y por ende diferencias en las propiedades mecánicas.

Fig. III.12. Perfil de Dureza del Conjunto Material Base – Cordón de Soldadura



III.5.- Ensayo de Tracción Uniaxial

En la Tabla III.2 se tienen los resultados obtenidos a partir del Ensayo de Tracción Uniaxial realizado para el material base, acero AISI 1045 en condición de entrega. En dichos resultados, se debe hacer notar que para cada ensayo los datos de carga-alargamiento fueron corregidos, a fin de considerar la deformación elástica de los elementos de máquina que hayan podido afectar los valores de la deformación real. La Tabla III.2 muestra los valores σ_y y σ_u , obtenidos de las curvas Esfuerzo Real vs. Deformación Real correspondiente para cada ensayo realizado.

Tabla III.2. Resultados Ensayo de Tracción Uniaxial para el Acero AISI 1045 en condición de entrega

Probeta #	Acero AISI 1045	
	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]
1	383	853
2	378	810
3	433	845
Desv. Est.	30	23
Promedio	398	836

La Fig.III.13 muestra el gráfico de las curvas Esfuerzo Real vs. Deformación Real para cada prueba, observándose un comportamiento típico para este tipo de curvas; en cuanto a una zona de deformación elástica y una zona de deformación plástica hasta el punto de esfuerzo real a carga máxima así mismo se aprecia una marcada reproducibilidad del ensayo al solaparse las curvas correspondientes a los distintos ensayos. Esto nos permite mantener un cierto grado de confiabilidad en los resultados obtenidos. A partir de los valores de fluencia aquí calculados, se procedió al diseño de los ensayos de fatiga tanto para el material base como para la evaluación de las uniones soldadas.

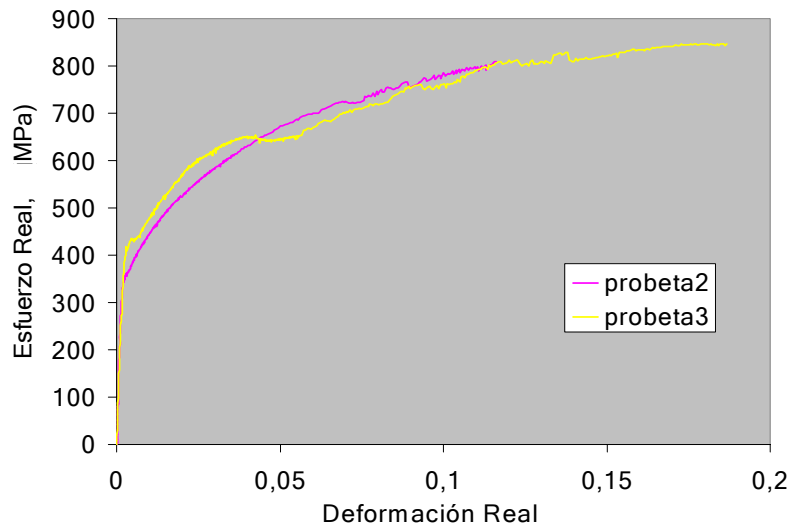


Fig. III.13. Gráfico Esfuerzo Real vs. Deformación Real para el Acero AISI 1045 en condición de entrega

III.6.- Resultados de los ensayos de fatiga

Para poder pasar a la discusión de resultados de la investigación, resulta necesario explicar y justificar ciertos cambios que debieron realizarse en los niveles de esfuerzo utilizados para la realización de los ensayos de fatiga. En un primer momento estos niveles estaban previstos para un 65, 70, 80 y 90 % de S_y , pero debieron ser pasados a 80, 85, 90 y 95% de S_y . El motivo del cambio en la metodología experimental fue debido a los daños ocasionados en las probetas en el montaje y desmontaje durante los ensayos de alto ciclaje.

Ahora bien, se encontró que las probetas ensayadas de menores esfuerzos (alto ciclaje) duraron más de 40 horas, lo que equivale a cuatro días de ensayos trabajando aproximadamente 10 horas y más por día. Esto condujo al desmontaje de las probetas que no fallaban, y su posterior montaje una vez que se iba a retomar el ensayo a este nivel de esfuerzo (70%).

En la Fig.III.14(a) se puede apreciar el daño ocasionado por las mordazas sobre la superficie de las probetas que fueron montadas y desmontadas múltiples veces. Este daño se convierte en un concentrador de esfuerzos, el cual prevalece sobre

cualquier otra imperfección en la junta o en la probeta en general. Por lo tanto, se produce allí la nucleación de la grieta principal como lo muestran los detalles en las Fig.III.14 (b) y (c). Aquí se observan claramente las marcas radiales sobre la superficie de fractura, sugiriendo un único punto de nucleación de la grieta de fatiga, el cual está fuera de la zona calibrada de la probeta, en los hombros, justo donde ha sufrido el daño dentro de los dispositivos de sujeción del equipo de fatiga.

Una vez puntualizada esta situación, se procedió a continuación a analizar los resultados obtenidos de los ensayos.

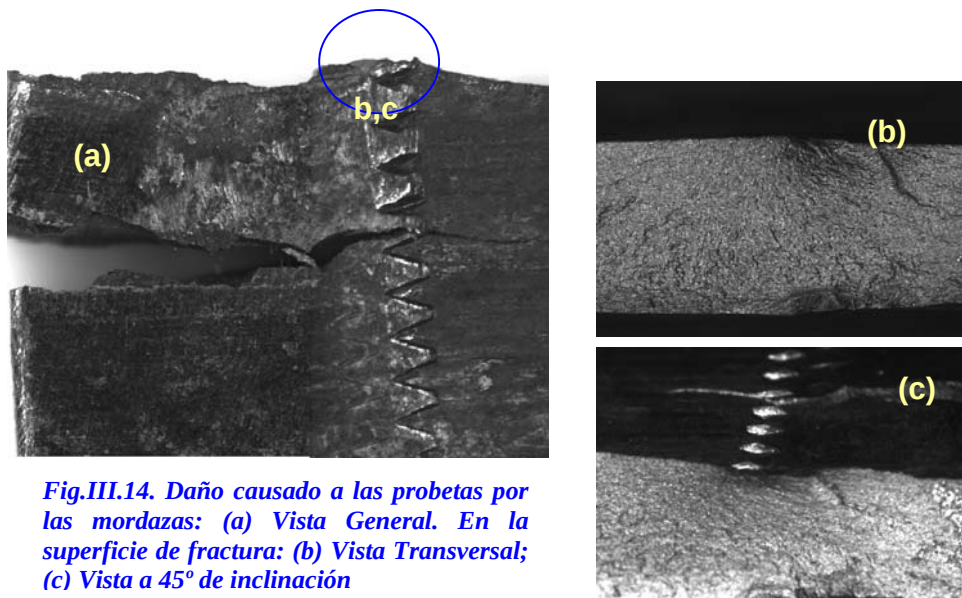


Fig.III.14. Daño causado a las probetas por las mordazas: (a) Vista General. En la superficie de fractura: (b) Vista Transversal; (c) Vista a 45° de inclinación

A continuación, se abordan los resultados obtenidos para los ensayos de fatiga axial con $R = 0,1$. Los datos que se presentan en la Tabla III.3 muestran los valores de los ciclos a falla de las probetas ensayadas a los niveles de esfuerzo establecidos, a saber; 80, 85, 90 y 95% de S_y . El valor correspondiente a S_y se puede ver en la Tabla III.2, la cual fue obtenida experimentalmente a partir de los ensayos a tracción uniaxial.

Tabla III.3. Resultados de los Ensayos de Fatiga Axial de Juntas Soldadas del acero AISI 1045

Esfuerzo Fluencia (%)	Esfuerzo Real (MPa)	Nro. Ciclos a Falla	Desviación Estándar	Nro. Ciclos Promedio
80	319	431.747	104858	364979
		239.837		
		468.876		
		319.457		
85	338	403.347	48472	343001
		286.008		
		339.647		
90	357	328.982	59114	328976
		274.243		
		301.613		
		411.066		
95	378	113.893	32236	160913
		199.053		
		168.505		
		162.201		

En la Fig.III.15 se muestran dos curvas S-N, y_1 corresponde a los resultados obtenidos a partir de las juntas soldadas ensayadas en fatiga. A partir de esta curva se calcularon los valores de los parámetros de la ecuación de Basquin como verá más adelante.

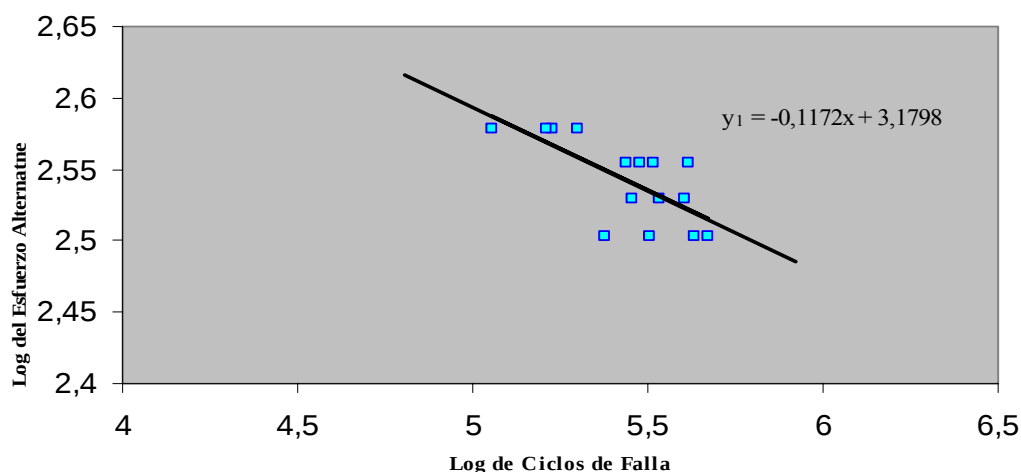


Fig.III.15.Curvas de Whöler

Este comportamiento en las curvas era de esperarse, al observar que las fallas en los especímenes soldados ocurrían a través del metal base, por lo que no debería verse alterada la resistencia a la fatiga del material. En principio estos resultados podrían parecer contradictorios de acuerdo a lo reportado en la literatura especializada, en donde se reporta que las dimensiones establecidas del refuerzo en el cordón a partir de la altura y el ángulo en la base, puede ser perjudicial en el comportamiento de fatiga del conjunto ⁽⁷⁾. Ahora bien, este comportamiento podría ser explicado en términos de las variaciones de la microestructura experimentada por el material base, a lo largo de la soldadura, al analizar las fotomicrografías tomadas tanto a través de técnicas de microscopía electrónica de barrido y ópticas, así como también, los valores de dureza para las distintas regiones, se observa una clara tendencia a incrementar las propiedades en las regiones de estructuras más finas. La resistencia mecánica desarrollada en las zonas adyacentes al cordón, al parecer compensa el efecto geométrico asociado al refuerzo, generándose así, la falla en las regiones del espécimen de menor resistencia mecánica.

Otro aspecto derivado del análisis de estos valores, fue la dispersión presentada en los datos correspondientes a los ciclos de falla para un determinado

esfuerzo alternante. De la gráfica anterior, se aprecia de manera sistemática una moderada tendencia a incrementar los valores de desviación estándar a medida que disminuye el nivel esfuerzo aplicado. Este comportamiento es característico de las aleaciones metálicas en general. Dicha condición puede atribuirse al hecho que bajo la aplicación de cargas elevadas la falla está condicionada básicamente por el esfuerzo alternante, mientras que, a bajos niveles de esfuerzo aplicado, se hace más importante el hecho de la probabilidad de que ocurra la nucleación de la grieta.

III.6.1.- Determinación de los parámetros de la Ecuación de Basquin

El exponente de Basquin obtenido en esta investigación está dentro de los valores registrados para aceros. No hay variaciones significativas entre los parámetros del material base y los de las juntas soldadas. Esta condición sugiere que no hay cambios en la susceptibilidad del espécimen soldado a experimentar variaciones en el número de ciclos a falla como consecuencia de cambios en el esfuerzo aplicado.

Tabla III.4. Parámetros de la Ecuación de Basquin obtenidos experimentalmente

Obtención de la Ecuación de Basquin			
Datos de la curva		Parámetros Ec. Basquin	
Pendiente	-0,1172	b	-0,1172
Intersección (eje y)	3,1798	Sf	1.512,86
R²	0,4906	Ecuación de Basquin $Sa = 1.512,86 * (Nf)^{-0,1172}$	

III.7.- Evaluación Fractográfica

La evaluación fractográfica realizada con el Microscopio Electrónico de Barrido fue realizada a un número representativo de probetas fracturadas por fatiga. Éstas fueron escogidas de acuerdo al siguiente criterio: se seleccionaron los especímenes que fallaron a un número de ciclos próximo al promedio obtenido para cada nivel de esfuerzo.

De estos resultados, se exponen a continuación, una serie de fotomicrografías realizadas a distintos aumentos, con la finalidad de diferenciar las distintas zonas de fractura por fatiga. Además observar los posibles puntos de inicio de la grieta. Algunas de las muestras se observaron a un mayor aumento para definir el mecanismo de fractura del material.

En la Fig.16(a), (b) y (c), se presente la superficie de fractura a distintas magnificaciones de una probeta ensayada 318 MPa (80% de S_y). Aquí se aprecia que el espécimen falló a través del material base, y es posible identificar claramente las distintas zonas características de la fractura por fatiga ⁽³⁾. En (a) se puede observar toda la superficie de fractura, la zona de nucleación y avance de la grieta, así como también, es posible identificar la zona de fractura de la probeta por sobrecarga.

Posteriormente, para corroborar lo antes expuesto, se tiene el detalle (b), el cual exhibe de manera más clara las marcas radiales que convergen e indican de manera muy precisa el punto de nucleación, y por tanto de inicio de propagación de la grieta. Este punto de nucleación es único, en esta superficie de fractura sólo hay un punto de inicio, el cual se encuentra ubicado en una de las esquinas de la sección transversal de la probeta, a partir del cual avanza la grieta, como lo sugiere dicha figura. Esta zona en sus inicios es lisa, ya que durante los períodos de carga a tensión mínima, las superficies generadas por el avance de la grieta de fatiga pueden entrar en contacto, produciendo un aplastamiento de éstas.

Seguidamente, el detalle (c) muestra una zona rugosa, caracterizada por la presencia de microhoyuelos típicos de la zona de fractura dúctil por sobrecarga,

donde una vez alcanzados esfuerzos suficientemente elevados producto de la disminución del área efectiva de superficie, el material experimenta una propagación violenta de la grieta a lo largo de los planos de máximo esfuerzo cortante, generando una gran cantidad de deformación plástica en la superficie de la grieta, la cual se ve reflejada con la presencia de los microhoyuelos. Estos son en principio producto de la coalescencia masiva de defectos microcristalinos de carácter volumétricos que finalmente conducen a su formación. Esta es la característica más importante para asegurarse que se está hablando de la zona de fractura por sobrecarga para materiales dúctiles.

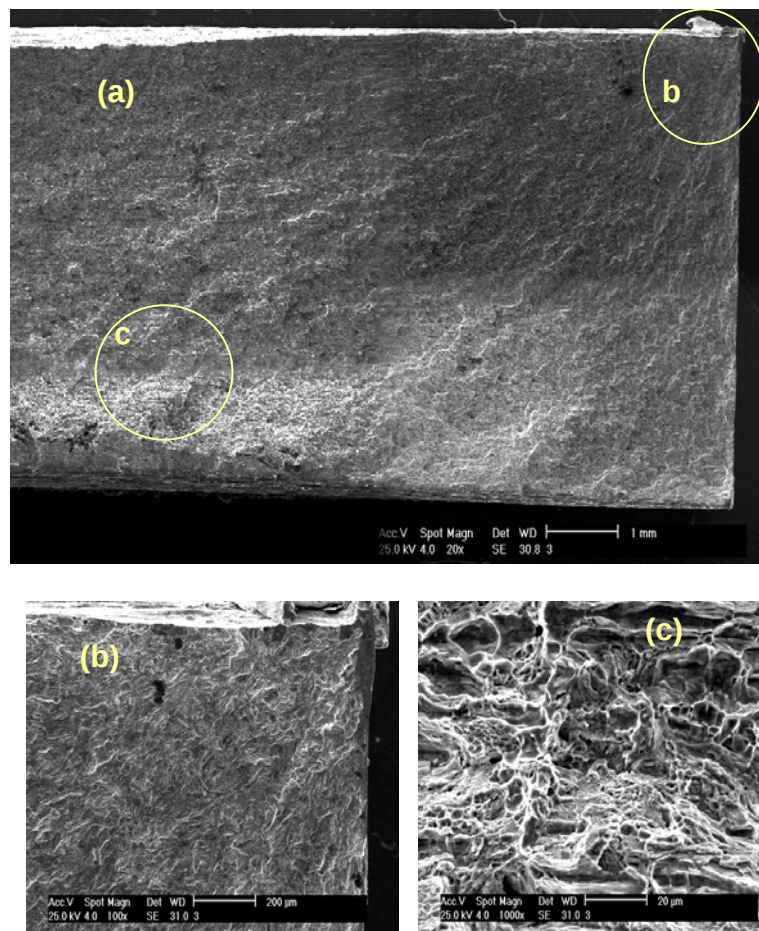


Fig.III.16. Superficie de fractura a fatiga para un esfuerzo de 318 MPa. (a) Vista general; (b) Detalle de la zona de nucleación y propagación de la grieta; (c) Detalle de la zona de fractura final

En la Fig.III.17 (a) y (b), se muestra el espécimen correspondiente al nivel de esfuerzo de 378 MPa (95% de S_y); se observa el mismo comportamiento anteriormente expuesto, ya que existe una sola grieta principal que se genera transversalmente en una esquina de la sección calibrada de la probeta. Así mismo, las zonas correspondientes a la propagación de la grieta y fractura de la probeta, tienen las mismas características que los detalles (b) y (c) de la Fig.III.16. Cabe destacar que, a pesar de haberse presentado una pequeña variación en la geometría de la esquina de esta probeta durante el maquinado, se formó un pequeño chaflán en una esquina, generándose una forma menos crítica desde el punto de vista de concentración de esfuerzo. Sin embargo, esto no evitó que allí se produjera la nucleación de la grieta como se observa en el detalle (b). La probeta aquí mostrada se ensayó al mayor nivel de esfuerzo.

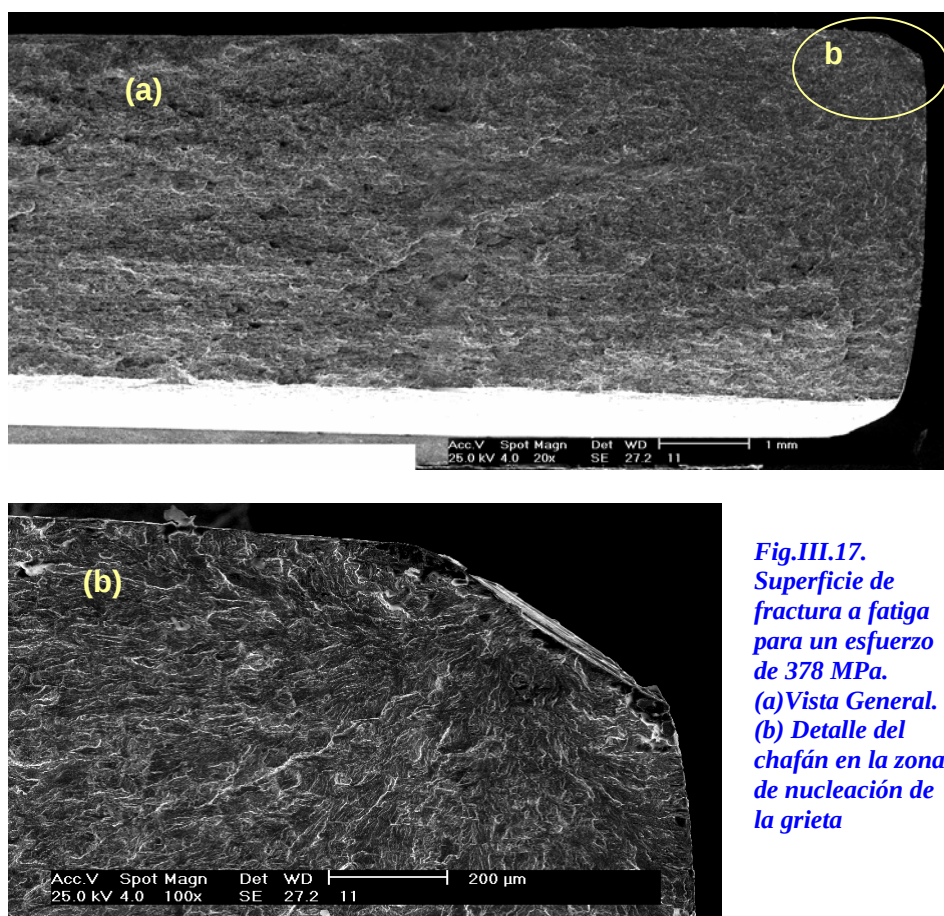


Fig.III.17.
Superficie de
fractura a fatiga
para un esfuerzo
de 378 MPa.
(a) Vista General.
(b) Detalle del
chaflán en la zona
de nucleación de
la grieta

Del estudio de esta probeta, también se observa que la zona de fractura dúctil por sobrecarga aumenta a medida que se incrementa la carga aplicada.

De este grupo de probetas, se puede ver claramente que todas presentan un sólo punto de inicio de grieta. Incluso, se realizaron evaluaciones en secciones longitudinales de las mismas, sin que existiese evidencia alguna de otras grietas paralelas a la grieta principal.

En la Fig.III.18, se muestra una probeta ensayada a 318 MPa, la cual presentó la falla en la intercara entre el cordón y el material base (ZAC). A diferencia de las condiciones expuestas anteriormente, en este caso se presentan múltiples puntos de nucleación y avance o propagación de grieta. Evidenciado esto por la presencia de varios escalones de clivaje, como consecuencia de la intersección de dos frentes de crecimiento de grieta. El hecho de observar también un mayor número de sitios de nucleación de grieta, mientras el esfuerzo aplicado es menor, puede ser atribuido a que: a menores esfuerzos aplicados existe una mayor probabilidad para que se produzca la nucleación de varias grietas, mientras que por el contrario, para un esfuerzo mayor tendrá una mayor velocidad de propagación, fracturando el material rápidamente, no dándose tiempo para la nucleación de otras grietas.

Continuando con el análisis de la nucleación de las grietas para esta probeta, es importante destacar que estos puntos de nucleación se generan justo en donde se intersectan los rizos del cordón de soldadura con el material base, como se muestra en el detalle (b). Esto puede ser atribuido a la formación de un concentrador de esfuerzo y así lo sugiere la literatura especializada para este tipo de superficies en juntas soldadas ⁽²²⁾. Por otra parte, en el detalle (c) se muestra un escalón de clivaje, producto de la coalescencia de dos o más frentes de grieta, el cual es característica irrefutable de la existencia de varios frentes de avance de grieta.

En la Fig.III.19 se presenta la macrografía de la superficie de intersección de los rizos con el material base, zona en la cual ocurrió la falla por fatiga.

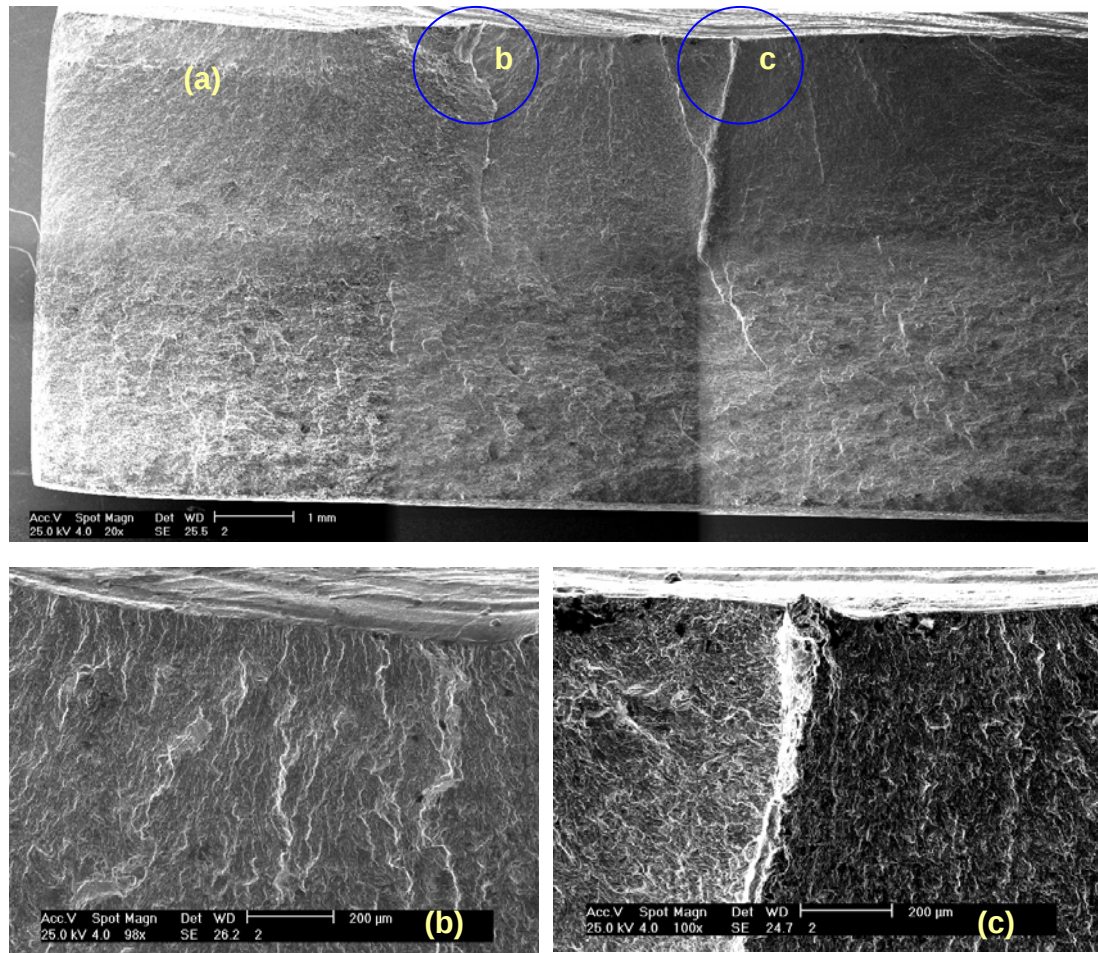


Fig.III.18. Superficie de fractura a fatiga para un esfuerzo de 318 MPa. (a) Vista General de la sección transversal. Detalles: (b) Coincidencia de los rizos del Cordón con el Material Base; (c) Escalón de clivaje



Fig.III.19. Macrografía de la zona donde falló la probeta como se muestra en la Fig III.18

CAPÍTULO IV

CONCLUSIONES

Durante esta investigación se obtuvieron una serie de resultados, los cuales fueron analizados y discutidos a fin de dar respuesta a los objetivos planteados. Las conclusiones se expondrán a continuación en el mismo orden que fueron tratadas en el Capítulo III.

- Se puede lograr con un proceso bien controlado, juntas soldadas que presenten un mínimo de defectos en el sólido.
- La zona afectada por el calor presentó una marcada disminución en el tamaño de grano austenítico, resultado de un proceso de recristalización generando un refinamiento en la microestructura. Esto trajo como consecuencia, un aumento de las propiedades mecánicas de dicha zona. Punto verificado en el estudio de la dureza de la junta.
- El efecto de refinamiento prevalece sobre el cambio de sección producto de la aplicación del cordón en el comportamiento a la fatiga.
- El electrodo utilizado contiene aleantes que mejoran las propiedades mecánicas de los aceros, generando un aporte con características similares al de un acero microaleado.
- El valor de la dureza del material base, no es dependiente de la carga aplicada durante el ensayo, en el intervalo de cargas aplicadas en el presente estudio. Por otra parte, la dureza en la ZAC es superior que la dureza del MA y el MB, en ese orden respectivamente.

- La presencia del cordón de soldadura no afecta el comportamiento a la fatiga de las juntas soldadas dentro del intervalo de esfuerzos y bajo las condiciones de aplicación del cordón aquí utilizado.
- La evaluación fractográfica reveló que para cada probeta existe un solo punto de nucleación de grietas de fatiga, específicamente en una sección transversal en el punto de mayor discontinuidad de material base, dentro de la zona calibrada.
- La intersección de los rizos en la superficie del cordón con el material base genera concentradores de esfuerzo, capaces de producir la nucleación múltiple de grietas de fatiga.

RECOMENDACIONES

Por las características de este estudio, siendo uno de los primeros en su clase, para futuros trabajos orientados hacia la misma línea de investigación, se recomienda:

- Realizar estudios de comportamiento a la fatiga de juntas soldadas, cuya fabricación sea controlada en cuanto a la geometría del cordón, variando tanto la altura como el radio de curvatura en el talón del refuerzo, y así poder establecer el efecto de la geometría del cordón en el desempeño a la fatiga del conjunto.
- Al diseñar ensayos con probetas sub-estándar, evitar la realización de ensayos prolongados que impliquen operaciones de montaje y desmontaje durante la realización del mismo, previendo la formación de entallas que generen la falla por fatiga.
- Dirigir este tipo de estudios, en lo posible, con probetas de radio continuo.

BIBLIOGRAFÍA

- (1) ASTM. Metal Handbook, Vol. 8, pp 363.
- (2) ASM, Vol. 19, Fatigue and Fracture. 1997. pp 967.
- (3) Dieter, G.E. (1987). *Mechanical Metallurgy*. Madrid: Mc.Graw Hill.
- (4) P.G. Forrest. "Fatiga de los metales". Ediciones Urmo. Bilbao 1972.
- (5) Richards, K.G., "Fatigue Strength of Welded Structures", The Welding Institute, Cambridge, May 1968.
- (6) Albrecht, P., "A Study of Fatigue Striations in Weld Toe Cracks", *Fatigue Testing of Weldments*, Hoepfner, D.W., ed., ASTM STP 648, ASTM, West Conshohocken, PA, 1978, pp.197.
- (7) Stephens, R., Fatemi, A., Stephens R. y Fuchs, H., "Fatigue on Weldments", *Metal Fatigue in Engineering*. 2ª Ed. 2001. pp. 401-425.
- (8) Jutla, T., "Fatigue and Fracture Control of Weldments", *Fatigue and Fracture, ASM Handbook*, Vol. 19, ASM International, Materials Park, OH, 1996, pp. 434.
- (9) Maddox, S.J., *Fatigue Strength of Welded Structures*, 2ª edición, Abington Publishing, Cambridge, England, 1991.
- (10) Reemsnyder, H.S., "Development and Application of Fatigue Data for Structural Steel Weldments", *Fatigue Testing of Weldments*, Hoepfner D.W., ed., ASTM STP 648, ASTM, West Conshohocken, PA, 1978, pp. 3.
- (11) Sanders Jr., W.W. y Lawrence Jr., F.V., "Fatigue Behaviour of Aluminium Alloy Weldments", *Fatigue Testing of Weldments*, Hoepfner D.W., ed., ASTM STP 648, ASTM, West Conshohocken, PA, 1978, pp. 22.
- (12) Higashida, Y., Burk, J.D. y Lawrence Jr., F.V., "Strain-Controlled Fatigue Behaviour of ASTM A36 and A514 Grade F Steels and 5083-0 Aluminium Weld Materials", *Welding J.*, Vol. 57, 1978, pp. 334s.
- (13) Maddox, S.J., "Assessing the Significance of Flaws in Weld Subject to Fatigue" *Welding J.*, Vol. 53, 1974, pp. 401s.

- (14) James, L.A., "Fatigue-Crack Propagation Behaviour of several Pressure Vessel Steels and Weldments", *Welding J.*, Vol.56, 1977, pp.386s.
- (15) Harrison, J., "The Effect of Residual Stresses on Fatigue Behaviour". *Journal of the Mechanics Behaviour of Materials*. Vol. 2, N 1-2, 1989.
- (16) Miller, K.J. and de los Ríos, E.R., "The Behaviour of Short Fatigue Cracks", EGF Publication 1, mechanical Engineering Publications Ltd, London, 1998.
- (17) Otegui, J.L., Kerr, H.W., Burns, D.J. y Mohaupt, U.H., *Int. J. Pressure Vessels Piping*, 1989, pp. 39.
- (18) Otegui, J.L., PhD. Thesis, University of Waterloo, Canada, 1998.
- (19) Otegui, J.L., Mohaupt, U.H. and Burns, D.J, *Engineering Fracture Mechanics*, 1991, pp. 549.
- (20) Radaj, D. and Zhang, S., On the relations between notch stress and crack intensity in plane shear and mixed mode loading, *Engineering Fracture Mechanics*. 1993, 44, 691-704
- (21) Radaj, D., "Fatigue Notch Factor of Gaps in Welded Joints Reconsidered", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.57, N° 4, 1997, pp.405-407.
- (22) Metal Handbook ASM. *Metalografías* (Vol. 7). Mechanical Properties.
- (23) Saya, G. Rodolfo A., (2004), *Comportamiento a la fatiga de Juntas Soldadas de un acero inoxidable AISI 316L*. Tesis, Universidad Central de Venezuela. Caracas.
- (24) Metal HandBook. (1994). *Fatigue Testing* (Vol. 8). Mechanical Testing.

ANEXO

Anexo # 1

Tabla de Especificaciones del Electrodo B-22 (Inversiones Arco Metal, C.A.)

AM B-22

Clasificación	AWS/ASME: SFA 5.5 / E 8018-B2
Posiciones	Todas
Corriente	Alterna y continua Polo positivo (CA/CC+)
Descripción	Electrodo tipo bajo de hidrógeno y baja aleación (Cromo - Molibdeno) que genera un arco estable con poco chisporroteo y una escoria de fácil remoción
Aplicación	Electrodo apropiado para la soldadura de aceros que van a estar sometidos a temperaturas de trabajo hasta 500°C: calderas, tanques, recipientes de alta presión, fundiciones de acero y aceros forjados

Características

Diámetro (mm)	Largo (mm)	Amperaje (A)	Resistencia a la Tracción (N/mm²)	Alargamiento en 50 mm (%)	Resistencia al impacto
3,25	350/450	100-130	550 mín	19	AWS no la requiere

Composición Química (%)

C	0,05-0,12	Mn	0,9 máx	Cr	1,00-1,50
Si	0,8 máx	Mo	0,40-0,65	P	0,03 máx
S	0,03 máx				