

TRABAJO ESPECIAL DE TESIS DE GRADO

**ESTUDIO DEL DAÑO ACUMULADO POR FATIGA EN JUNTAS
SOLDADAS DE ACERO AISI/SAE 1045 POR SOLDADURA MANUAL
AL ARCO CON ELECTRODOS REVESTIDOS “SMAW”.**

Presentado ante la Ilustre
Universidad Central de Venezuela
Para optar por el Título de
Ingeniero Metalúrgico
Por los Brs.
**Henry W., Gabriel E.
Vera S., José Gregorio.**

Caracas, Enero 2007

TRABAJO ESPECIAL DE TESIS DE GRADO

ESTUDIO DEL DAÑO ACUMULADO POR FATIGA EN JUNTAS SOLDADAS DE ACERO AISI/SAE 1045 POR SOLDADURA MANUAL AL ARCO CON ELECTRODOS REVESTIDOS “SMAW”.

Tutor Académico:

Prof. Eli Saúl Puchi Cabrera

Presentado ante la Ilustre
Universidad Central de Venezuela
Para optar por el Título de
Ingeniero Metalúrgico
Por los Brs.
**Henry W., Gabriel E.
Vera S., José Gregorio.**

Caracas, Enero 2007

ACTA

Quienes suscriben, miembros del Jurado designado por el Consejo de la Escuela de Ingeniería Metalúrgica y Ciencia de los Materiales, para examinar el Trabajo Especial de Grado intitulado:

ESTUDIO DEL DAÑO ACUMULADO POR FATIGA EN JUNTAS SOLDADAS DE ACERO AISI/SAE 1045 POR SOLDADURA MANUAL AL ARCO CON ELECTRODOS REVESTIDOS “SMAW”.

Presentado ante la ilustre **Universidad Central de Venezuela** por los Brs. Heny Werner Gabriel Enrique y Vera Subero José Gregorio, dejan constancia de lo siguiente:

Hemos leído este trabajo y participado en su discusión, encontrando que el mismo es suficiente en contenido, calidad y extensión para cumplir con todos los requerimientos establecidos para optar al título de Ingeniero Metalúrgico.

En fe de lo cual se levanta la presente acta en Caracas a los 16 días del mes de Enero de 2007.

Prof. Eli Saúl Puchi

Tutor

Prof. Ramón A. Caballero

Jurado

Prof. Vicente Ignoto

Jurado

AGRADECIMIENTO

Agradecemos al profesor Elí Saul Puchi, por guiarnos durante el desarrollo de la tesis.

A los profesores Engels Ochoa y José Gregorio La Barbera por su valiosa y abnegada colaboración durante **todas** las etapas de la tesis. Sin ellos no habría sido posible alcanzar la meta.

A Klaus por su colaboración en desarrollo del trabajo.

A Carlos Sánchez por prestarnos su gran colaboración durante la realización de muchos de los ensayos.

A Elías Milano por su colaboración y ayuda.

A nuestras familias por brindarnos todo el apoyo, además de las palabras de aliento necesarias para seguir adelante en esta empresa y la ayuda prestada en **todas** las maneras posibles para finalizar esta tesis.

Y al resto de los profesores y compañeros que de una manera u otra nos prestaron su ayuda y palabras de apoyo.

RESUMEN

Vera S., José G.

Heny W., Gabriel E.

ESTUDIO DEL DAÑO ACUMULADO POR FATIGA EN JUNTAS SOLDADAS DE ACERO AISI/SAE 1045 POR SOLDADURA MANUAL AL ARCO CON ELECTRODOS REVESTIDOS “SMAW”.

Tutor Académico: Prof. Eli Saúl Puchi. Tesis, Caracas, UCV. Facultad de Ingeniería. Escuela de Ingeniería Metalúrgica y Ciencia de los Materiales. 2007, 110 págs.

Palabras claves: Acero al Carbono, Junta Soldada, Soldadura Manual al Arco, Electrodo, Fatiga, Daño Acumulado.

El presente trabajo se realizó con el propósito de evaluar el daño acumulado por fatiga en juntas soldadas de acero AISI 1045, habiendo empleado soldadura manual al arco con electrodo revestido. Las probetas de fatiga de este trabajo fueron diseñadas bajo la norma ASTM E-466. Todos los ensayos, tanto de tracción como de fatiga se llevaron a cabo en la máquina universal de ensayos mecánicos marca Instron, modelo 8502.

Se realizaron tres ensayos de tracción con el fin de determinar el valor del esfuerzo de fluencia el cual nos permitió determinar los valores de los niveles de esfuerzo alternante con los cuales se trabajaría en los ensayos de fatiga. Para la determinación de la curva de Wöhler del acero 1045 se emplearon cinco niveles de esfuerzo alternante, entre 440 y 500 MPa, obteniéndose un total de 12 resultados válidos. En el caso de la junta soldada se llevaron a cabo ensayos en cuatro niveles de esfuerzos desde 360 hasta 400 MPa, lo cual permitió evaluar el comportamiento a la fatiga bajo condiciones de alto ciclaje (número total de ciclos $> 10^5$); con estos resultados se procedió a la elaboración la curva de Wöhler característica. También se realizaron ensayos con el fin de determinar una aproximación del límite de fatiga, el cual se ubicó entre 350 y 360 MPa. En base a esta información, fueron posteriormente diseñados los ensayos de daño acumulado en dos bloques de esfuerzos tanto

ascendentes como descendentes, involucrando una fracción de vida consumida de 0,5 es decir, equivalente al 50% del promedio de vida encontrado para los niveles de esfuerzos extremos tanto mínimo como máximo, es decir 360 y 400 MPa respectivamente.

Los resultados obtenidos revelan que la presencia de una junta soldada de las características estudiadas da a lugar a una reducción significativa de la vida a la fatiga del acero AISI/SAE 1045. Por otro lado se determinó que el estudio del comportamiento a la fatiga de una junta soldada no se puede llevar a cabo utilizando probetas mecanizadas de acuerdo a las normas empleadas para materiales sin junta alguna. La regla de Palmgren-Miner no se pudo confirmar en vista de la marcada variabilidad del número de ciclos a falla en las muestras empleadas, se cree que tales resultados tienen su origen en los cambios geométricos debido a la presencia de la junta y a los cambios metalúrgicos introducidos en el proceso de fabricación así como a los defectos intrínsecos a dicho proceso. También se realizó un estudio fractográfico por microscopía electrónica de barrido indicando que las razones para el origen o nucleación de grietas son muy diversas como: cambios geométricos, presencia de rizos, presencia de poros, etc.

Índice de Contenido

	Página
CAPÍTULO I	2
INTRODUCCIÓN.....	2
CAPÍTULO II	4
MARCO TEÓRICO.....	4
2.1.- Aceros al Carbono.....	4
2.2.- Aceros Estructurales.....	4
2.3.- Acero AISI 1045.....	4
2.4.- Características Generales.....	4
2.5.- Fatiga de los Metales.....	5
2.5.1.- Ciclos de Tensión.....	6
2.5.2.- Curva de Wöhler o Curva S-N (Esfuerzo-Número de Ciclos).....	8
2.5.3.- Límite de fatiga.....	9
2.5.4.- Tasa de crecimiento de grieta.....	9
2.5.5.- Fatiga en Uniones Soldadas.....	11
2.5.6.- Soldaduras a Tope.....	12
2.6.- Daño Acumulado.....	12
2.6.1.- Introducción.....	12
2.6.2.- Ensayos para la Evaluación del Daño Acumulado.....	14
2.6.3.- Daño Acumulado por Fatiga.....	14
2.6.4.- Teorías y Modelos de Daño Acumulado.....	16
2.6.4.1.- Teorías lineales de daño acumulado.....	16
2.6.4.1.1.- Ley de daño acumulado lineal.....	16
2.6.4.1.2.- Teoría lineal de daño en dos etapas.....	17
2.6.4.2.- Teorías de Daño No-Lineales.....	18
2.6.4.2.1.- Teoría de Marco-Starke.....	18
2.6.4.2.2.- Modelo de la Curva de Daño (CDA) Simple y Modelo de la Doble Curva de Daño (DCDA).....	19
2.6.4.2.3.- Teorías Basadas en la Modificación de Curvas de Vida a la Fatiga S-N.....	21
2.6.4.2.4.- Teorías Basadas en el Crecimiento de Grieta.....	22
2.6.5.- Antecedentes de estudios de Daño Acumulado.....	25
CAPÍTULO III	29
PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL.....	29
3.1.- Flujograma del procedimiento experimental.....	29
El estudio se llevó a cabo de acuerdo al siguiente flujograma:.....	29
3.2.- Material base.....	30
El acero fue recibido en forma de láminas con una longitud de 1 m por 75 mm de ancho y 8 mm de espesor, tal como se muestra en la Figura III-2.....	30
3.3.- Preparación del cupón de prueba.....	30
3.4.- Maquinado de las probetas.....	32

3.5.- Caracterización del Material Base y Juntas Soldadas a través de Microscopía Óptica.....	34
3.6.- Evaluación del Cordón de Soldadura por Radiografía Industrial.....	36
3.7.- Ensayos de Microindentación.....	38
3.8.- Preparación Superficial de las probetas.....	40
3.9.- Ensayos de Tracción.....	41
3.10.- Ensayos de Fatiga.....	42
3.10.1.- Ensayos de vida a la fatiga del metal base para obtener la curva de Wöhler.....	44
3.10.2.- Ensayos para obtener una aproximación al límite de fatiga y la vida a fatiga de las juntas soldadas.....	44
3.10.3.- Ensayos de fatiga para determinar el daño acumulado en la junta soldada, a través de la aplicación de dos bloques de esfuerzo.....	45
3.10.3.1.- Ensayos ascendentes.....	45
3.10.3.2.- Ensayos descendentes.....	45
3.11.- Determinación de los radios de curvatura de las juntas.....	46
3.12.- Análisis Fractográfico.....	49
CAPÍTULO IV.....	52
RESULTADOS EXPERIMENTALES.....	52
4.1.- Evaluación microestructural a través de la técnica de Microscopía Óptica.....	52
4.1.1.- Caracterización del Material Base.....	52
4.1.2.- Caracterización de la Junta Soldada.....	52
4.2.- Ensayo de Tracción Uniaxial.....	58
4.3.- Condiciones Superficiales de las Probetas.....	59
4.4.- Macrografías y radios de curvaturas.....	60
4.5.- Ensayos de Fatiga.....	65
4.5.1.- Ensayos de fatiga para el material base y la junta soldada.....	65
4.5.2.- Ensayos de daño acumulado.....	68
4.6.- Estudio Fractográfico.....	71
CAPÍTULO V.....	78
ANÁLISIS DE RESULTADOS.....	78
5.1.- Evaluación microestructural del Metal Base.....	78
CAPÍTULO VI.....	92
CONCLUSIONES.....	92
CAPÍTULO VII.....	95
RECOMENDACIONES.....	95
CAPÍTULO VIII.....	97
BIBLIOGRAFÍA.....	97

Índice de Figuras

	Páginas
Figura II-1.- Rotura por fatiga de una hélice de aleación ligera de alta resistencia.....	6
Figura II-2.- Ciclos típicos de fatiga. a) Esfuerzo alterno o inversión completa; b) Esfuerzo Pulsante o repetido; c) Ciclo irregular, aleatorio o complejo.	7
Figura II-3.- Curvas de Wöhler de distintas aleaciones sometidas a cargas axiales de amplitud constante.	8
Figura II-4.- Curva de da/dN vs. $\log. \Delta K$	10
Figura II-5.- Modos típicos de fractura en especímenes de soldadura a tope. Z.A.C.: Zona Afectada por el Calor.....	12
Figura II-6.- Uso de la Regla Palmgreen-Miner para la predicción de vida con una amplitud de carga variable.	13
Figura II-7.- Acumulación de Daño en un paso de carga de alto a bajo.....	15
Figura II-8.- Acumulación de Daño en un paso de carga de bajo a alto.....	16
Figura II-9.- Gráfico de (LDDAL) aplicada a un ensayo de esfuerzos descendentes en dos Bloques.....	18
Figura II-10.- Representación Grafica de la curva de Daño vs Relación de Ciclos para la Teoría de Marco-Starkey.	19
Figura II-11.- Gráfico Comparativo de laDCDA con la LDDAL y la CDA.....	21
Figura II-12.- Resultados obtenidos por Manson–Halford en ensayos de dos bloques de esfuerzos Descendentes sobre un Acero inoxidable 316.	21
Figura II-13.- Representación de la LDR de Miner y la teoría de Corten-Dolan para ensayos de dos bloques de esfuerzo. (a)Esfuerzos ascendentes y (b) Esfuerzos descendentes.....	22
Figura II-14.- Curva D-r propuesta por Vasek y Polak	24
Figura III-1.- Flujograma del procedimiento experimental.....	29
Figura III-2.- Dimensiones del material original.....	30
Figura III-3.- Disposición de la junta.....	30
Figura III-4.- Preparación de la junta.....	31
Figura III-5.- Recreación del cordón de soldadura.	32

Figura III-6.- Diseño de las probetas. 3.6.a) Probeta para ensayos de Tracción. 3.6.b) Probeta para ensayos de fatiga.....	33
Figura III-7.- Probeta rectangular para ensayo de dureza. (Medidas en mm)	33
Figura III-8.- Equipo de Montaje, marca Buehler, modelo Simplimet II.....	34
Figura III-9.- Equipo de Desbaste, marca Buehler modelo Ecomet 4.....	35
Figura III-10.- Microscópio Optico, marca Olympus.....	35
Figura III-11.- Lupa Estereográfica marca Nikon, modelo SMZ-U.....	36
Figura III-12.- Equipo de Rayos X, marca Adrex modelo 1652.	36
Figura III-13.- Diagramas de Exposición para Aceros y Rayos X.	37
Figura III-14.- Microdurómetro marca Leco, modelo M400H.....	38
Figura III-15.- Pletina motorizada del equipo de microindentación estática.....	39
Figura III-16.- Plantilla diseñada para la aplicación de microindentaciones.....	39
Figura III-17.- Interferómetro.....	40
Figura III-18.- Diagrama de ensayos de fatiga.	43
Figura III-19.- Máquina Universal de Ensayos Mecánicos Servo hidráulica, marca Instron, modelo 8502.....	46
Figura III-20.- Opción de escala en Autocad.....	47
Figura III-21.- Opción de 3 puntos en Autocad.....	48
Figura III-22.- Función para acotar radio de curvatura en Autocad.	48
Figura III-23.- Corte de las piezas a ser analizadas en el microscopio electrónico.	49
Figura III-24.- Microscopio electrónico.	50
Figura IV-1.- Sección longitudinal del acero 1045: (a) Vista cerca del borde y (b) Vista del centro	52
Figura IV-2.- Cordón de soldadura: (a) Vista general; (b) Detalles de los rizos.....	53
Figura IV-3.- Macrografía del Cordón de Soldadura (a) Vista General; Detalles: (b) Material base, (c) Zona afectada por el Calor, (d) Intercara cordón zona afectada por el calor.	53
Figura IV-4.- Macrografía de la Intercara Cordón-Z.A.C.. (a)Vista General; (b) Detalle.....	54
Figura IV-5.- Microestructura de la sección transversal de la Junta Soldada tomada mediante (MEB): (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.	54
Figura IV-6.- Radiografía Industrial de la Junta Soldada.	55
Figura IV-7.- Defectos típicos observados en una radiografía industrial (a) Desalineamiento; (b) Desalineamiento y falta de penetración por un solo lado.	55
Figura IV-8.- Sección transversal del electrodo B-22 obtenida mediante MEB. (a) Análisis de la composición del alma del electrodo B-22; (b) Análisis de la composición del aglomerante. (c) EDS partícula clara; (d) EDS partícula gris oscuro; (e) EDS partícula esférica.	56
Figura IV-9.- Curva de dureza (GPa) vs. Inverso de la diagonal promedio.	57
Figura IV-10.- Perfil de dureza del conjunto Material Base- Cordón de Soldadura.	58
Figura IV-11.- Curva de esfuerzo-deformación para una acero AISI 1045 (metal base).	59
Figura IV-12.- Estudio perfilométrico de las probetas	60
Figura IV-13.- Condición superficial de las probetas antes de ser ensayadas.	60
Figura IV-14 .- Macrografías y radios de curvatura; probetas 11, 13 y 15.	62
Figura IV-15 .-Macrografías y radios de curvatura; probetas 16, 17 y 18.	63
Figura IV-16 .- Macrografías y radios de curvatura; probetas 19, 23, 28.	64
Figura IV-17 .- Macrografías y radios de curvatura; probetas 34 y 36.	65
Figura IV-18.- Curvas de Wöhler tanto del material base como de la junta soldada (escala semi-logarítmica).	67
Figura IV-19.- Gráfico comparativo de las fracciones de vida remanente y consumida obtenidas experimentalmente y el comportamiento sugerido por Palmgren-Miner.	69
Figura IV-20 .-Curva de ciclos experimentales en la segunda etapa vs. número de ciclos predichos en la segunda etapa según el modelo de Palmgren-Miner.	70
Figura IV-21.- Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la probeta de material base identificada como 1206 sometida a fatiga uniaxial a	

	500 MPa, (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle de inicio de grieta [50X]; (c) Detalle de inicio de grieta [250X].	71
Figura IV-22.-	Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la probeta de material base identificada como 1207 sometida a fatiga uniaxial a 440 MPa, (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle de inicio de grieta [250X]; (c) Detalle de inicio de grieta [1000X]	72
Figura IV-23.-	Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la junta soldada identificada como 11 sometida a fatiga uniaxial a 400 MPa, (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle de inicio de grieta [50X]; (c) Detalle de inicio de grieta [250X]; (d) Lateral mostrando: 1-Cordón, 2-Z.A.C. y 3-M.B.	73
Figura IV-24.-	Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la junta soldada identificada como 19 sometida a fatiga uniaxial a 360 MPa, (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle del inicio de grieta [50X]; (c) Detalle a [250X]; (d) Detalle a [1000X]; (e) Lateral mostrando: 1-Cordón, 2-Z.A.C y 3- M.B.	74
Figura IV-25.-	Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la junta soldada identificada como 27 sometida a ensayos de daño acumulado, en forma ascendente 0,5 Xc (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle del inicio de grieta [50X]; (c) Detalle del inicio de grieta [250X]; (d) Detalle del inicio de grieta [1000X]; (e) Lateral mostrando: 1-Cordón, 2-Z.A.C. y 3-M.B.	75
Figura IV-26.-	Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la junta soldada identificada como 30 sometida a ensayos de daño acumulado, en forma descendente 0,5 Xc (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle del inicio de grieta [50X]; (c) Detalle del inicio de grieta [250X]; (d) Lateral mostrando: 1-Cordón, 2-Z.A.C. y 3-M.B.	76

Índice de Tablas

	Páginas
Tabla II-1.- Composición química del acero AISI 10452	4
Tabla II-2.- Propiedades Mecánicas de Barras de Acero al Carbón 1045	5
Tabla III-1.- Distribución de las probetas para la determinación de la Curva de Wöhler del metal base.....	44
Tabla III-2.- Distribución de probetas para junta soldada.	44
Tabla III-3.- Distribución de probetas para daño acumulado.	45
Tabla IV-1.- Dureza Vickers para el acero AISI 1045	57
Tabla IV-2.- Dureza Vickers para distintas regiones de la junta soldada.....	57
Tabla IV-3.- Propiedades mecánicas obtenidas del ensayo de tracción de un acero 1045 (metal base) obtenidos de la curva de esfuerzo deformación.	58
Tabla IV-4.- Rugosidad promedio de las probetas	59
Tabla IV-5.- Valores de los radios de curvatura del cordón de soldadura.....	61
Tabla IV-6.- Resultados obtenidos en los ensayos de fatiga axial del metal base de acero AISI 1045.....	66
Tabla IV-7.- Resultados de los ensayos de fatiga axial de la Junta Soldada de acero AISI 1045.....	66
Tabla IV-8.- Parámetros de la Ecuación de Básquin para el Metal Base, obtenidos experimentalmente.....	67
Tabla IV-9.- Parámetros de la Ecuación de Básquin para la Junta Soldada, obtenidos experimentalmente.....	68
Tabla IV-10.-Resultados de los ensayos de dos bloques aplicados en forma ascendente y descendente.	68
Tabla IV-11.- Fracciones de vida consumida y remanente llevados a cabo en forma ascendente.....	68
Tabla IV-12.- Fracciones de vida consumida y remanente llevados a cabo en forma descendente.....	69

CAPÍTULO I

INTRODUCCIÓN

CAPÍTULO I

INTRODUCCIÓN

El fenómeno de la fatiga en los metales se viene estudiando desde mediados del siglo XIX al observar que un metal sometido a esfuerzos fluctuantes podía fallar aun al aplicársele un esfuerzo mucho menor al requerido para su fractura, falla que generalmente se produce luego de un período considerable de servicio del material. Motivado al gran avance tecnológico, así como también a las exigencias cada vez mayores en cuanto a la eficiencia de las máquinas, es que este fenómeno ha adquirido gran importancia en estos últimos años ya que se encuentra presente en: automóviles, aviones, barcos, compresores, bombas, turbinas, puentes, etc.

El estudio de la fatiga normalmente se lleva a cabo bajo la aplicación de cargas o niveles de esfuerzo constante. Sin embargo, en la vida real las condiciones de servicio sobre los componentes o piezas consisten de historiales de esfuerzo en donde las cargas no poseen una amplitud constante, es decir el daño progresivo en el material se produce a diferentes niveles de esfuerzos cíclicos cada uno de los cuales produce un daño sobre el componente. El deterioro de los materiales bajo estas condiciones es conocido como “Daño acumulado por fatiga” y fue investigado inicialmente por Palmgren en los años veinte. En 1945, Miner le dio un tratamiento matemático, formulando así que el daño es la relación existente entre el número de ciclos aplicados o experimentales a cierto nivel de esfuerzo y el número de ciclos a falla a ese mismo nivel de esfuerzo según la curva de vida a fatiga. Idealmente la falla ocurre cuando esa relación de ciclos acumulativos se iguala a la unidad.

La teoría de Daño Acumulado Lineal propuesta por Palmgren y Miner, a pesar de su extrema sencillez es todavía ampliamente usada a nivel mundial, ya que siempre ha dado buenos resultados para predecir la vida a fatiga aún cuando esta no tome en cuenta la influencia del orden de la aplicación de las cargas. Bajo este contexto se realizó el presente trabajo, el cual plantea como principal objetivo determinar la curva de Whöler de juntas soldadas de acero AISI/SAE 1045 sometidas a carga uniaxial con una relación de carga de 0.1, es decir, tal que el espécimen siempre se encuentre sometido a un estado de tracción, en condiciones de alto ciclaje ($N > 100.000$ ciclos), y evaluar el cumplimiento de la regla de Palmgren-Miner cuando las juntas son sometidas a cargas de amplitud variable.

CAPÍTULO II

MARCO TEÓRICO

CAPÍTULO II

MARCO TEÓRICO

2.1.- Aceros al Carbono

La mayor cantidad de los aceros consumidos en el mundo corresponden a esta categoría, son de bajo costo y con amplia gama de propiedades que según ASM⁽¹⁾ se obtienen con la variación de Carbono, Manganeso y Silicio.

2.2.- Aceros Estructurales

Son los aceros cuya sumatoria de los elementos aleantes es menor o inferior al 5%. Sus funciones son aumentar la Templabilidad y la Resistencia al Revenido. Los elementos de aleación típicos son Cr, Mo, Ni, Mn, y Si, sus aplicaciones son diversas tales como en la industria automotriz, máquinas, pernos engranajes, acoplamientos, bielas, cigüeñales, armas, herramientas agrícolas, barcos, puentes, edificios, etc. El contenido de carbono oscila entre 0,25 a 0,60%.

2.3.- Acero AISI 1045

El acero 1045, según ASM⁽¹⁾, posee la siguiente composición:

Tabla II-1.- Composición química del acero AISI /SAE 1045

ACERO	COMPOSICION (% en peso)							
	C	Mn	P _{máx}	S _{máx}	Si	Cr _{máx}	Mo _{máx}	N _{máx}
AISI 1045	0,43-0,50	0,60-0,90	0,04	0,05	0,17-0,37	0,50	0,10	0,30

Puede ser tratado térmicamente por temple convencional o en aceite. Por lo general es templado a la llama o por inducción obteniéndose una dureza superficial que oscila entre 55-58 Rockwell C. En estado de laminado en caliente presenta una resistencia media.

2.4.- Características Generales

Posee buena maquinabilidad, es un acero de construcción de medio carbono, utilizado ampliamente en elementos de maquinarias que requieran mediana resistencia mecánica y tenacidad a bajo costo. Es comúnmente utilizado en piezas endurecidas superficialmente por inducción o llama oxiacetilénica⁽²⁾.

Tabla II-2.- Propiedades Mecánicas del Acero al Carbón AISI/SAE 1045.

AISI / SAE	Tipo de Proceso	Valores Mínimos Estimados				
		σ_{uts} (MPa)	σ_y (MPa)	ΔL (2%, 2")	% R.A.	HB
1045	L.C.	565	310	16	40	163
	E.F.	625	530	12	35	179
	R.E.F.*	585	505	12	45	170

Donde: σ_{uts} = Resistencia a la Tracción; σ_y = Resistencia a la Fluencia; ΔL = Elongación en 2%; %R.A.= Porcentaje de Reducción de Area; HB = Dureza Brinell; * = Recocido Estirado en Frío.

2.5.- Fatiga de los Metales

Un metal que esté sujeto a tensiones repetidas deberá fallar a una tensión mucho más baja que la necesaria para producir la fractura en una aplicación de carga. A aquellas fallas ocurridas en condiciones de carga dinámica se les conoce como fallas por fatiga, debido a que han sido observadas después de un período considerablemente largo de servicio. Las fracturas se pueden reconocer usualmente por el aspecto de su superficie (ver Figura II-1) ⁽⁶⁾, que muestra una región lisa, debida al frotamiento que ocurre cuando se propaga la grieta a través de la sección y una región rugosa, originada cuando el miembro fractura dúctilmente por haber disminuido la sección sana al no poder soportar el esfuerzo aplicado, como indica Dieter ⁽³⁾. Es frecuente que el progreso de la fractura aparezca señalado por una serie de marcas anulares, que parecen propagarse, desde el punto de iniciación de la grieta; la misma se inicia usualmente en un punto de concentración de esfuerzo. Se requieren tres condiciones básicas para que se produzca una fractura:

- 1) Un esfuerzo máximo de tracción de valor elevado.
- 2) Una variación o fluctuación suficientemente intensa del esfuerzo aplicado.
- 3) Un número suficiente de ciclos.

Las causas reales de la fatiga se desconocen por lo cual el fenómeno es estudiado de manera empírica realizándose un tratamiento estadístico. No obstante en la vida real, una combinación de factores como la corrosión, sobrecarga, temperatura y esfuerzos combinados pueden tener gran importancia. En general para grandes volúmenes de material, la resistencia a fatiga disminuye. Esta observación viene del hecho de que en

los grandes volúmenes hay la tendencia a aumentar el número de puntos críticos donde las grietas pueden dar inicio; este hecho ha sido confirmado por algunos autores como Marín⁽⁴⁾. Las fracturas presentes en la vida real en componentes en servicio por lo general presentan una diversidad de aspectos manteniendo siempre las características fundamentales antes mencionadas y es gracias a la distinción entre las zonas presentes de la superficie de fractura que se logra establecer el origen de la misma, el cual parece residir en una fisura mínima que va extendiéndose progresivamente. Los cambios de sección y las rayas dejadas por el mecanizado constituyen buenas razones para la fractura según Cazaud.⁽⁵⁾ La figura II-1⁽⁶⁾ presenta las distintas zonas que se pueden presentar en una superficie de fractura.

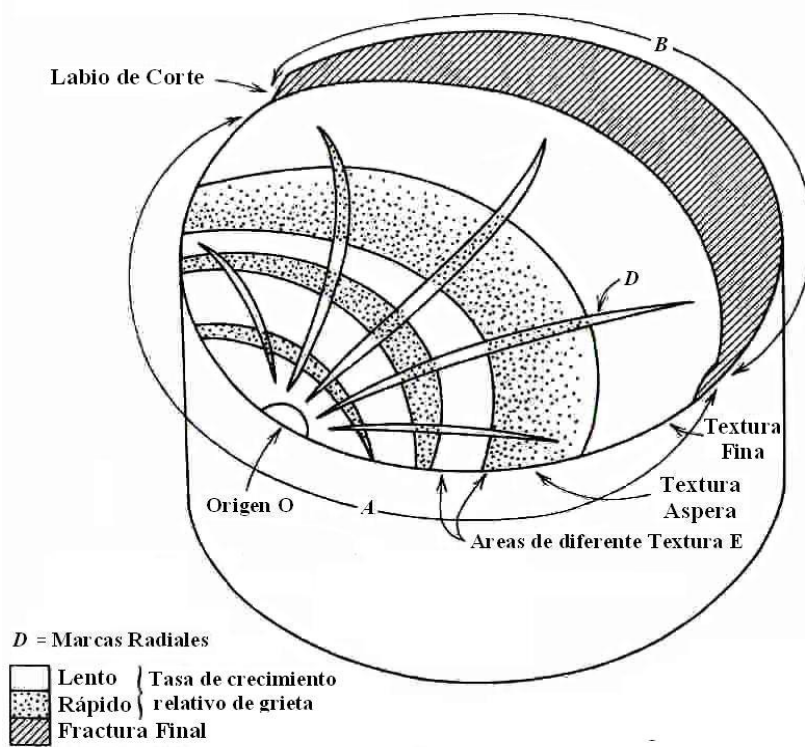


Figura II-1.- Rotura por fatiga de una hélice de aleación ligera de alta resistencia

2.5.1.- Ciclos de Tensión

La Figura II-2a representa un ciclo de inversión completa de esfuerzo sinusoidal. Obsérvese que en este caso los esfuerzos máximo (σ_{\max}) y mínimo (σ_{\min}) son iguales en magnitud mas no en sentido, siendo el negativo el algebraicamente más pequeño del ciclo considerándose de compresión en tanto que el otro es de tracción. La Figura II-2b muestra un ciclo en el que el esfuerzos máximos y el mínimo no son iguales. La Figura II-2c⁽⁸⁾ presenta un ciclo de esfuerzos complejos. Un ciclo de esfuerzos fluctuantes

puede considerarse constituido por dos componentes: un esfuerzo medio, o estacionaria, σ_m , y otro alterno o variable, σ_a según Dieter⁽³⁾

Hay que considerar también el intervalo de esfuerzo σ_r . De la Figura II-2b puede deducirse que el intervalo de esfuerzos es la diferencia algebraica entre el máximo y el mínimo del ciclo:

$$\sigma_r = \sigma_{\text{máx}} - \sigma_{\text{mín}} \quad (\text{Ec. 2.1})$$

El esfuerzo alterno es entonces igual a la mitad del intervalo:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_r}{2} \quad (\text{Ec. 2.2})$$

El esfuerzo medio es la media algebraica de los esfuerzos máximo y mínimo del ciclo:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\text{máx}} + \sigma_{\text{mín}}}{2} \quad (\text{Ec. 2.3})$$

Otra cantidad que se emplea algunas veces al presentar los datos de fatiga es la relación R definida por:

$$R = \frac{\sigma_{\text{mín}}}{\sigma_{\text{máx}}} \quad (\text{Ec. 2.4})$$

De tal manera que se pueden definir tres condiciones según ASM⁽⁷⁾:

-1 < R < 0 Ciclo parcialmente invertido

R = 0 Ciclaje correspondiente a un esfuerzo mínimo igual a cero

R < 1 Ciclaje entre dos esfuerzos de tensión

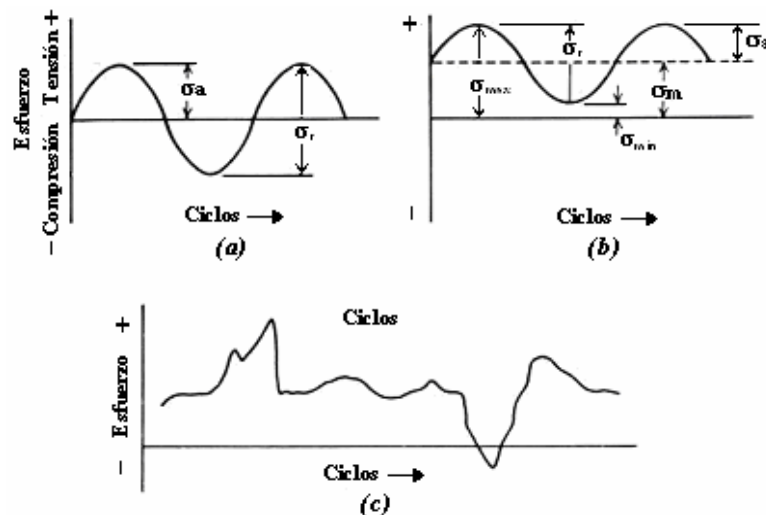


Figura II-2.- Ciclos típicos de fatiga. a) Esfuerzo alterno o inversión completa; b) Esfuerzo Pulsante o repetido; c) Ciclo irregular, aleatorio o complejo.

2.5.2.- Curva de Wöhler o Curva S-N (Esfuerzo-Número de Ciclos)

Nos da la vida a fatiga de una probeta expresada en número de ciclos a falla, N_f , para el máximo esfuerzo aplicado. Al ver una curva típica de estas se apreciará que el número de ciclos que dura una probeta antes de fallar aumenta al disminuir el esfuerzo. La Figura II-3 ⁽⁶⁾ muestra una curva de Wöhler de varias aleaciones desarrollada en una máquina de flexión rotativa. Mientras no se indique otra cosa, N_f es el número de ciclos necesarios para producir la fractura completa de la probeta, es la suma del número de ciclos que hacen falta para que se inicie una grieta y el de los que transcurren durante la propagación de la grieta hasta la fractura total; por lo general no suele hacerse distinción entre estos dos sumandos. Para algunos materiales como el acero y el titanio, la curva de Wöhler presenta un tramo horizontal a un esfuerzo límite determinado conocido como límite de fatiga o “Endurance Limit”, por debajo del cual se presume que el material durará un número indefinido de ciclos sin fracturarse. Para determinar una curva de Wöhler se ensaya inicialmente una probeta a un esfuerzo elevado, por ejemplo a dos tercios de la resistencia a la tracción estática del material, progresivamente se va disminuyendo tal esfuerzo en cada ensayo siguiente hasta llegar a un punto en el cual una o dos no fracturen. El límite de fatiga se tomará como el esfuerzo máximo en el que una probeta no fracture, después de un número indefinido de ciclos.

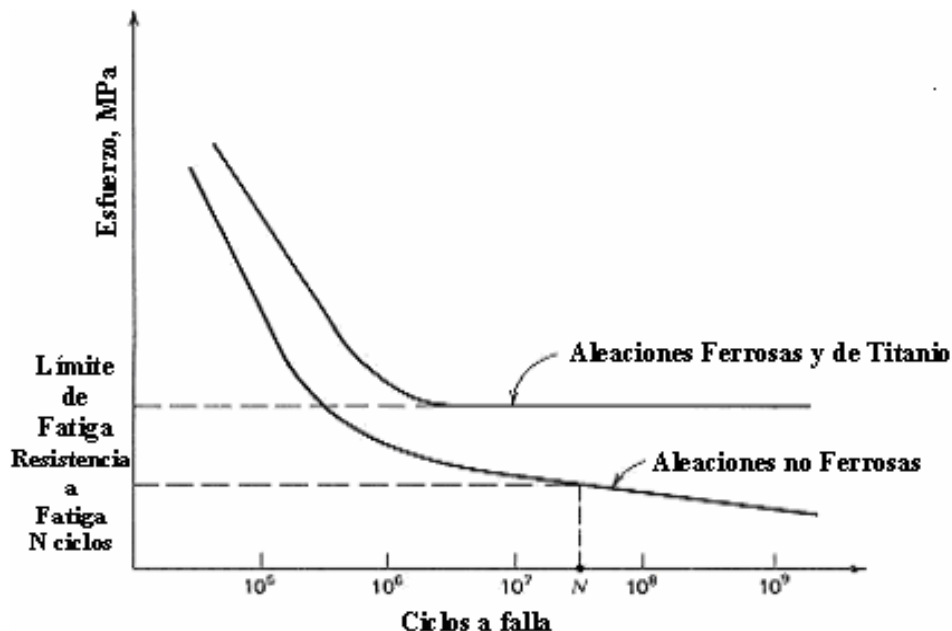


Figura II-3.- Curvas de Wöhler de distintas aleaciones sometidas a cargas axiales de amplitud constante.

2.5.3.- Límite de fatiga

Para determinar el límite de fatiga de un material hay que aceptar que cada probeta tiene su propio límite de fatiga, un valor de esfuerzo en el que se producirá la fractura, pero por debajo del cual no fallará y que este valor crítico varía de una probeta a otra por razones poco definidas. El problema estadístico de la determinación precisa del límite de fatiga se complica por el hecho de que no se puede medir el valor individual del límite de fatiga de cada una de las probetas. Lo único que se puede hacer es ensayar cada probeta a un determinado valor de esfuerzo y si fractura, es porque el valor escogido era algo mayor que su límite de fatiga, según Dieter ⁽³⁾.

2.5.4.- Tasa de crecimiento de grieta

En metales la tasa de crecimiento de la grieta es una función del intervalo de la intensidad del esfuerzo. Casi siempre los resultados de los experimentos que se llevan a cabo están expresados en un gráfico de tasa de crecimiento de grieta por fatiga (da/dN) versus intervalo de intensidad de esfuerzo (ΔK). Algunas de las regiones pueden ser identificadas según la Figura II-4 ⁽¹⁰⁾. En la región I se encuentra el umbral de intensidad de esfuerzo ΔK_{TH} , por debajo del cual el crecimiento de la grieta no puede ser detectado.

La tasa de crecimiento de grieta es sensible a la microestructura y al esfuerzo medio σ_m de esa región. Inmediatamente se haya la zona II donde los datos del crecimiento de grieta aparecen descritos por la relación de Paris ⁽⁹⁾:

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad (\text{Ec. 2.5 })$$

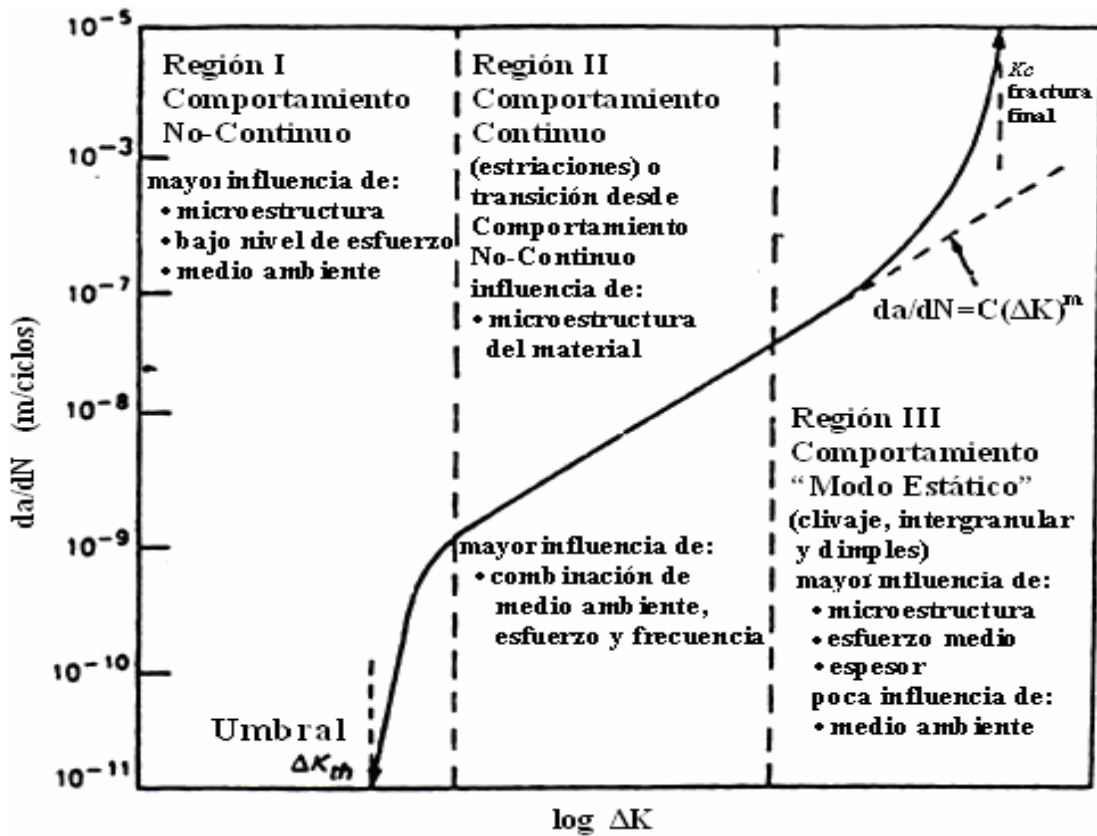


Figura II-4.- Curva de da/dN vs. $\log \Delta K$

En la región III la tasa de crecimiento de grieta se incrementa rápidamente con el incremento de ΔK . La fracción de vida a fatiga correspondiente a esta región es insignificante por lo cual esa región es la menos importante. La relación anterior puede ser descrita en modelos basados en el desplazamiento de la punta de grieta, es decir modelos en donde el crecimiento de la grieta ocurre durante cada carga cíclica y la extensión de la grieta puede ser directamente relacionada al desplazamiento de la punta de la grieta o a la distancia sobre la cual se alcanza la deformación real a la fractura. En segundo lugar tenemos los modelos basados en los criterios acumulativos como deformación plástica acumulativa, energía plástica acumulativa o daño por fatiga acumulado. Gracias a estudios fractográficos realizados sobre superficies de fractura de especímenes o probetas sometidos a carga cíclica, se han detectado estriaciones por fatiga o marcas periódicas. Se han hecho estudios acerca del crecimiento de grietas por fatiga y se han correlacionado con estas marcas superficiales de fractura. Los resultados de estas observaciones indican que el crecimiento de estas grietas, es en general un proceso periódico que requiere muchos ciclos; el mismo se promueve en cada uno y sin una amplitud limitada como indica Davidson y Lankford⁽¹¹⁾.

2.5.5.- Fatiga en Uniones Soldadas

Existe un número de factores que pueden contribuir a una reducción de la resistencia a la fatiga en una unión soldada. El más importante es la presencia de concentradores de esfuerzo en las discontinuidades geométricas de la superficie de la unión, pero además si el metal soldado se encuentra en estado de colada o parcialmente deformado, entonces puede ser inherentemente más débil que el material sin tratamiento, en particular si contiene defectos internos⁽¹²⁾. Puchi et al⁽¹³⁾, desarrollaron un trabajo en donde se verifica la gran influencia que presenta el radio de curvatura en uniones soldadas del acero inoxidable 316L, constatándose que al disminuir este se incrementa el factor de concentrador de esfuerzo el cual produce una reducción en el número de ciclos a falla.

El problema de la predicción de vida por fatiga en estructuras soldadas continúa siendo un reto para la ingeniería. En la mayoría de los casos las razones son más que nada atribuidas a la complejidad del diseño de los miembros soldados y a la variedad de las cargas de servicio a las que estas estructuras se encuentran sometidas. Kihl⁽¹⁴⁾ et al, han determinado el efecto que producen las cargas aleatorias en probetas con forma cruciforme, (simulando estructuras de geometrías complicadas con presencia de cuatro cordones de soldadura). Debido a la presencia de estos concentradores de esfuerzo y a los esfuerzos residuales en el talón de las soldaduras, las grietas por fatiga comienzan en el talón de la misma hacia el centro del espécimen propagándose luego hacia los bordes filosos. El metal adyacente a la soldadura puede quedar afectado por el proceso de soldadura presentándose esfuerzos residuales. La resistencia estática de una unión soldada es a menudo tan grande como la del metal sin soldadura debido a que el refuerzo de la soldadura aumenta la sección. La resistencia a la fatiga, por otro lado, no puede aumentarse al incrementar el tamaño de la soldadura ni por la adición de bandas reforzantes, porque el fallo ocurrirá luego en la transición entre la unión y el metal base como consecuencia de la concentración de los esfuerzos introducidos. La resistencia máxima a la fatiga se consigue reduciendo la discontinuidad en la unión. La rigidez mucho mayor de las uniones soldadas da lugar también a una amortiguación estructural menor y esto puede conducir en algunas condiciones a fallo como consecuencia de las vibraciones resonantes. No obstante existen ejemplos de que las grietas producidas por la fatiga ordinariamente se extienden lentamente en las estructuras soldadas⁽¹²⁾.

2.5.6.- Soldaduras a Tope

Para las estructuras de aceros dúctiles, una unión por soldadura a tope correcta tiene una resistencia a la fatiga de aproximadamente las dos terceras partes de la de una placa sin soldadura. Como ya se mencionó antes, los concentradores de tensión sobre la superficie, son el origen más frecuente de las grietas que se desarrollan por fatiga. Así como también la carencia de penetración o las grietas, bien en el metal soldado o en la zona afectada por el calor. Newman⁽¹²⁾ emprendió una investigación cuantitativa del efecto de los defectos de soldadura sobre la resistencia a la fatiga llevando a cabo una serie de ensayos por flexión alternativa con diversas soldaduras a tope en un tubo de 6 pulgadas de diámetro dentro de las cuales se introdujeron deliberadamente defectos. La carencia de penetración redujo el valor entre ± 1 y $\pm 1,5$ ton./pulg.2. Las grietas transversales reducían enormemente la resistencia a la fatiga.

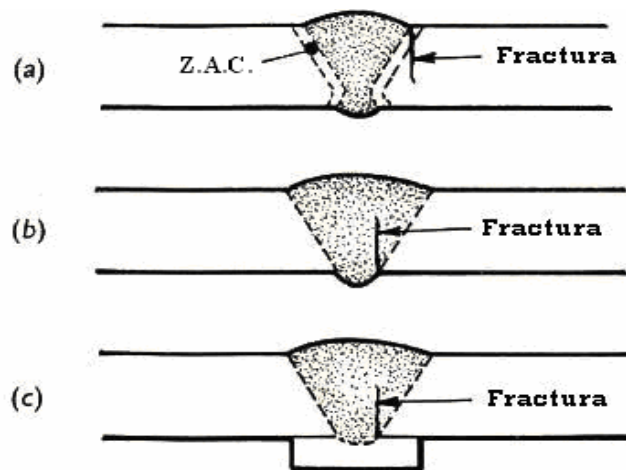


Figura II-5.- Modos típicos de fractura en especímenes de soldadura a tope⁽¹⁵⁾. ZAC: Zona Afectada por el Calor.

2.6.- Daño Acumulado

2.6.1.- Introducción

El estudio convencional de la fatiga se realiza sometiendo especímenes a ensayos con una amplitud de esfuerzo constante. Sin embargo, en una gran variedad de condiciones de servicio los componentes o piezas están sometidos a historiales de esfuerzo en donde las cargas no poseen una amplitud constante, es decir el daño

progresivo del material se produce a diferentes niveles de esfuerzos cíclicos cada uno de los cuales produce un daño sobre el material. En la Figura II-6⁽¹⁷⁾ se puede apreciar un historial típico de esfuerzos variados, conjuntamente con la curva de Wöhler respectiva. El deterioro de los materiales bajo estas condiciones de aplicación de cargas es conocido como “Daño acumulado por fatiga” o simplemente “Daño acumulado”. El problema que representa el estudio del comportamiento de los materiales bajo condiciones de daño acumulado aun no se ha resuelto. De todas las teorías estudiadas hasta ahora la que universalmente ha sido aceptada como la de mayor contribución es el modelo de “Daño Lineal” (RDL) propuesto por Palmgren en 1924 durante su estadía en la compañía sueca SKF, como una contribución a la industria de rodamientos de bola. Unos quince años después Langer⁽¹⁶⁾ quien trabajaba en Westinghouse, en el área de generación de potencia, propuso una regla similar para envases de presión y tuberías de acero.

Posteriormente Miner, de la compañía Douglas Aircraft, en 1945, hizo un desarrollo matemático de esta teoría:

$$D = \sum (n_i/N_i) = \sum r_i \quad (\text{Ec. 2.6})$$

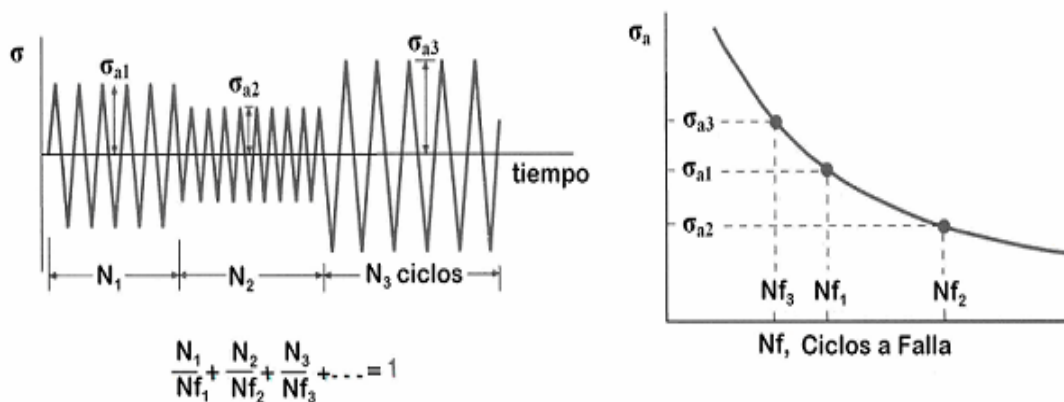


Figura II-6.- Uso de la Regla Palmgreen-Miner para la predicción de vida con una amplitud de carga variable.

Donde de “D” es la fracción de daño, “ni” y “Ni” son el número de ciclos aplicados y el número de ciclos a falla para una amplitud de esfuerzo constante respectivamente. Además, Miner postuló que el fallo se produce cuando D alcanza la unidad. De todas las teorías desarrolladas hasta ahora, ninguna ha logrado dar una respuesta de mayor simplicidad y aplicabilidad en condiciones de servicio como el

modelo de Miner, razón por la cual a pesar de su conocida falta de exactitud bajo diversas condiciones de servicio, sigue siendo la más utilizada a nivel industrial⁽¹⁸⁾.

2.6.2.- Ensayos para la Evaluación del Daño Acumulado

Existen varios métodos de ensayo que permiten la evaluación del comportamiento de los materiales bajo condiciones de daño acumulado por fatiga. Sin embargo, quizás los más simples de estos ensayos, son los de dos bloques, que se realizan empleando solamente dos niveles de esfuerzo. En estos se aplica primeramente sobre la probeta o componente a evaluar un valor de esfuerzo fijo hasta alcanzar un número de ciclos determinado equivalente a un porcentaje de vida específico de la vida a fatiga según la curva de Wöhler, a continuación se le somete a otro valor de esfuerzo hasta la fractura, simulando de esta forma una aproximación cercana a las condiciones reales de servicio del componente. Cuando los esfuerzos son aplicados de un esfuerzo mayor a otro menor, se dice que el ensayo fue realizado de forma descendente, mientras que cuando los bloques son aplicados de manera inversa se dice que el ensayo fue realizado de forma ascendente. La secuencia de aplicación de las cargas es un factor muy importante a tomar en cuenta en este tipo de ensayos, pues la misma es determinante en la vida a fatiga de los materiales bajo estas condiciones de aplicación de esfuerzo. Para muchos materiales, el deterioro tiene lugar particularmente a esfuerzos altos asociado a una baja relación de ciclos tal como lo indica Forrest⁽¹²⁾

2.6.3.- Daño Acumulado por Fatiga

El pronostico de daño acumulado por fatiga de partes sujetas a esfuerzos por encima del límite de fatiga del material, en el mejor de los casos es un procedimiento aproximado. El análisis puede ser simple, basado en esfuerzos nominales y con la suposición de que el daño es lineal con el número de ciclos. En ensayos con ciclos de carga uniforme, los efectos acumulados de todos los ciclos eventualmente pueden producir falla por fatiga (a menos que la carga este por debajo del límite de fatiga predominante). Los procesos⁽¹⁹⁾ de fatiga pueden ser vistos de una u otra forma como una acumulación de daño en dirección de un máximo tolerable, o como un agotamiento de la vida (o ductilidad) inherente en el material.

Para analizar y predecir las consecuencias de cargas complejas, se da la primera discusión con el diagrama de vida esquematizado y simplificado según la Figura II-7⁽¹⁹⁾,

a un esfuerzo constante de σ_1 , la vida es de 150 ciclos, y en σ_2 es de 300. Partiendo de A hasta B, o desde C a D la vida es gradualmente agotada. En los puntos A y C la vida disponible es del 100%, en cada nivel y en B y D la vida ha sido consumida. Si se asume una acumulación de daño lineal, cada ciclo contribuye con la misma suma en el nivel de esfuerzo dado. En σ_1 los ciclos van desde A hasta E y consumen un tercio de la vida en el proceso. Considerando que después de llegar a E el nivel de esfuerzo es cambiado a σ_2 . En los análisis de resultados de un paso tal, se puede asumir que un cierto porcentaje de vida consumida en uno de los niveles de esfuerzo, es equivalente al consumo del mismo porcentaje de vida en cualquier amplitud de esfuerzos diferentes. Este tercio de la vida en σ_1 es un tercio de la vida en σ_2 , en el paso desde el punto E a F en 100 ciclos. Puesto que sólo se ha consumido un tercio de la vida en σ_1 se esperan 2/3 disponibles a este nivel de esfuerzo y en el nivel de esfuerzo σ_2 se de la falla en el punto D, aunque dos niveles de esfuerzo distintos estén implicados. En la Figura II-8⁽¹⁹⁾ se puede apreciar un cambio de un nivel bajo hasta un nivel alto. Por ejemplo, 150 ciclos en σ_2 es el 50% de la vida. Pasando hacia σ_1 , significa que hemos comenzado a 75 ciclos, el cual esta por la mitad de la vida en el nuevo nivel. Si el daño es acumulado linealmente, la fractura debe ocurrir en el punto B.

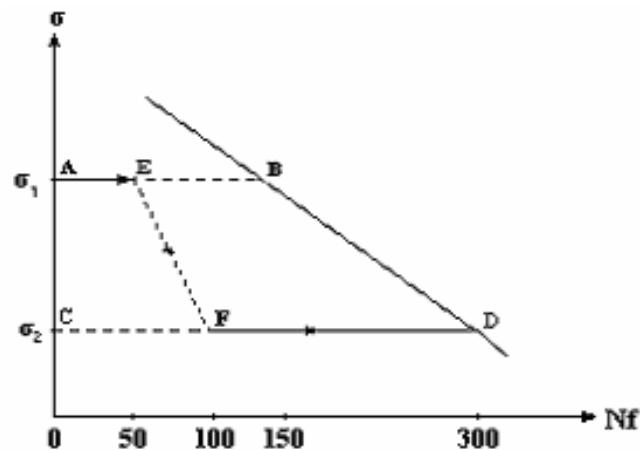


Figura II-7.- Acumulación de Daño en un paso de carga de alto a bajo.

Investigadores como Sonsino, Lagoda y Demofonti ⁽²⁰⁾, han realizado estudios de daño acumulado bajo amplitudes de esfuerzo variable en juntas soldadas en aceros de media a alta resistencia con distintas geometrías y espesores, los cuales son ampliamente utilizados en construcciones metálicas, obteniendo como resultado de sus investigaciones que la resistencia a fatiga no depende realmente de la resistencia del

material sino del modo de carga, es decir, axial o flexionante. También en el sistema de esfuerzos locales desaparece la influencia de la geometría del espécimen. Para cálculos de vida a fatiga, tratándose de diseño, recomiendan usar un valor del daño de $D = 0,3$.

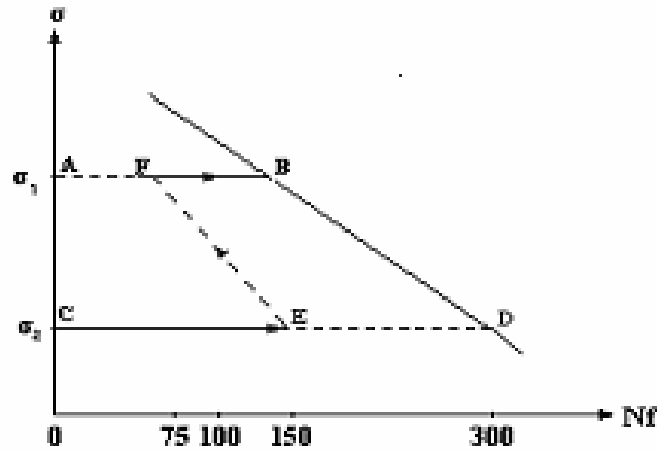


Figura II-8.- Acumulación de Daño en un paso de carga de bajo a alto.

2.6.4.- Teorías y Modelos de Daño Acumulado

Existen numerosos métodos para la predicción de vida a fatiga; fundamentalmente todos ellos involucran el concepto de acumulación gradual de daño durante el proceso de carga. En general, algunas bibliografías (Osgood⁽²¹⁾) los categorizan según sus diferencias así: Daño Acumulado Lineal, Daño Acumulado no Lineal y Daño Acumulado Lineal o no Lineal basado en la curva S-N modificada .

2.6.4.1.- Teorías lineales de daño acumulado

2.6.4.1.1.- Ley de daño acumulado lineal

Tal como se mencionó anteriormente Miner dio un tratamiento matemático al concepto introducido por Palmgren, obteniéndose la ley de daño acumulado lineal (RDL) representada por la ecuación 2.7 presentada en el trabajo de Fatemi y Yang⁽¹⁸⁾ :

$$D = \sum (n_i/N_i) = \sum r_i \quad (\text{Ec. 2.7})$$

En donde “D” representa la fracción de daño del material, “n_i” y “N_i” representan el número de ciclos aplicados y el número de ciclos a falla para una amplitud de esfuerzo constante respectivamente, cuya razón es denotada como “r_i” también llamada relación de ciclos, correspondiente al daño producido a un nivel de esfuerzo específico.

En esta teoría la cuantificación del daño se basa en asumir que el material acumula un trabajo constante por ciclo y que este trabajo a su vez produce una acumulación de energía en el material, razón por la cual asumiendo que esta absorción es de carácter lineal la falla o fractura se producirá cuando la ecuación 2.7 sea igual a 1. La mayor deficiencia de la RDL es que evalúa cada nivel de esfuerzo de forma independiente, sin tomar en cuenta la secuencia de aplicación del mismo ni el efecto de la interacción entre los distintos niveles de esfuerzo a los que se somete al material. En 1949 Machlin propuso una ley de daño lineal con base metalúrgica que es básicamente otra forma de expresión de la RDL. En 1950 Coffin y colaboradores expresaron la RDL en términos del intervalo de deformación plástica que fue posteriormente relacionado con la vida a fatiga mediante el coeficiente de Coffin- Manson. En posteriores estudios Topper y Biggs usaron la RDL basada en la deformación para correlacionar sus resultados experimentales. Basado en la RDL con base en la deformación, Miller realizó también numerosos estudios experimentales. Sin embargo no importa cual versión de la RDL sea utilizada, la misma resulta insatisfactoria, pues evidencias experimentales en ensayos de esfuerzos totalmente invertidos aplicados en dos bloques reportan que r_i es mayor a 1 cuando el mismo es ascendente, es decir de un esfuerzo menor a uno mayor y $r_i < 1$ para ensayos descendentes es decir de un esfuerzo mayor a uno menor.

2.6.4.1.2.- Teoría lineal de daño en dos etapas

Esta teoría mejora la Teoría lineal de daño, manteniendo su simplicidad. Siguiendo los conceptos establecidos anteriormente por Langer, Grover consideraron la relación de ciclos “ r_i ” de forma separada para dos etapas en el daño por fatiga:

1. El daño para la etapa de iniciación de grieta estaría definido como:

$$N_I = \alpha N_f \quad (\text{Ec. 2.8})$$

2. El daño para la etapa de propagación de grieta estaría definido como:

$$N_{II} = (1 - \alpha) N_f \quad (\text{Ec. 2.9})$$

Donde α es el factor de fracción de vida para la iniciación de la etapa y N_f el número de ciclos a falla para un esfuerzo constante. Manson en oposición al trabajo realizado por Grover, planteó la Ley Doble de Daño Acumulado Lineal (LDDAL) en 1966, en donde las dos etapas fueron representadas por las ecuaciones:

$$\text{Etapa 1 (Iniciación de Grieta): } N_I = N_f - P N_f^{0,6} \quad (\text{Ec. 2.10})$$

$$\text{Etapa 2 (Propagación de Grieta): } N_{II} = P N_f^{0,6} \quad (\text{Ec. 2.11})$$

Donde P es el coeficiente de la vida a fatiga para la segunda etapa. En la Figura II-9⁽¹⁸⁾ se puede apreciar el empleo de la (LDDAL) a un ensayo de esfuerzos descendentes en dos bloques.

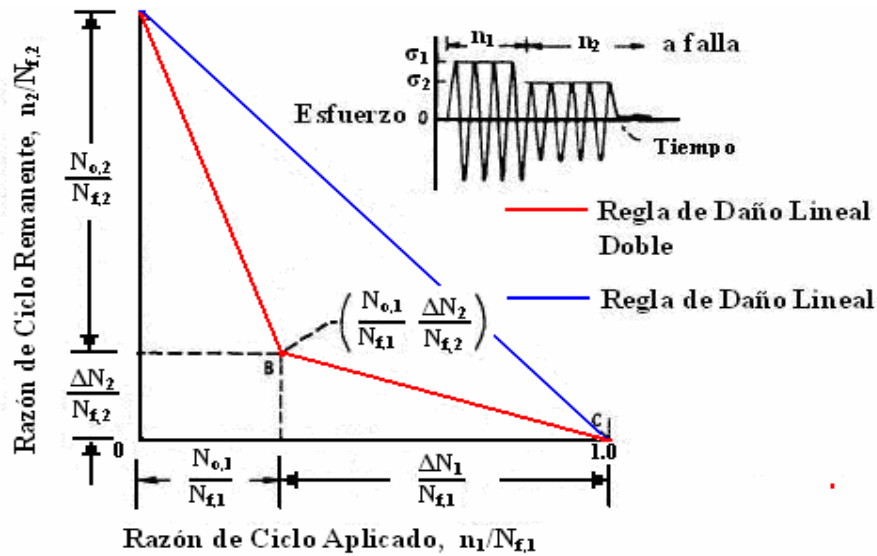


Figura II-9.- Gráfico de (LDDAL) aplicada a un ensayo de esfuerzos descendentes en dos Bloques.

2.6.4.2.- Teorías de Daño No-Lineales

2.6.4.2.1.- Teoría de Marco-Starke

Para remediar las deficiencias de la RDL, Richart y Newmark introdujeron en 1948 el concepto de las curvas de daño o curvas D – r, partiendo de la base que estas curvas eran diferentes para cada nivel de esfuerzo aplicado. Basados en este concepto y en resultados experimentales, Marco y Starkey propusieron el primer modelo no lineal de daño acumulado que toma en cuenta la dependencia de los esfuerzos aplicados, representada por la siguiente ecuación potencial:

$$D = \sum r_i^{x_i} \quad (\text{Ec. 2.12})$$

Donde x_i es la variable de cantidad relacionada con el nivel de carga i .

Las curvas de daño que representan esta relación se pueden apreciar en la Figura II-6, donde una línea diagonal $X = Y$ representaría la RDL de Miner, la cual sería un caso especial de la ecuación 2.12 con $x_i = 1$. Como se puede observar en la gráfica, la vida del material calculada mediante esta teoría resulta en $r_i > 1$ para una secuencia de esfuerzos ascendente y en $r_i < 1$ para una secuencia de esfuerzos descendente.

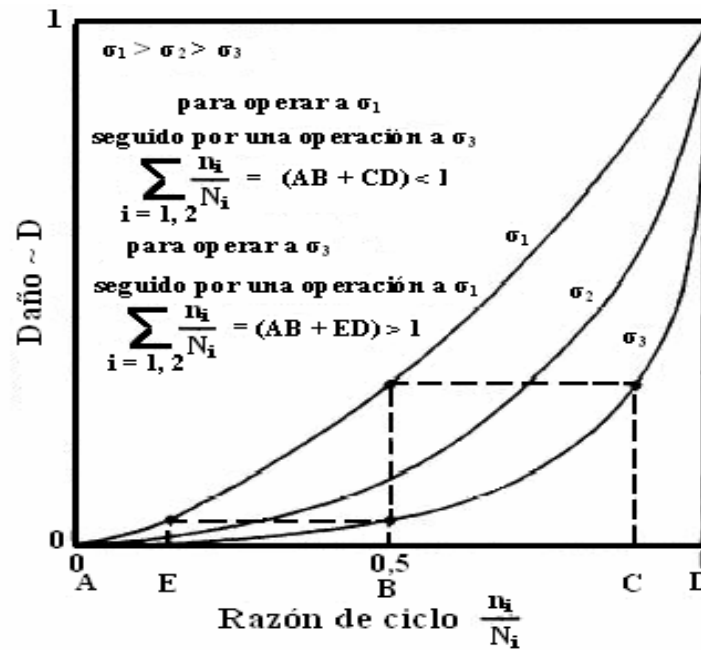


Figura II-10.- Representación Grafica de la curva de Daño vs Relación de Ciclos para la Teoría de Marco-Starkey.

2.6.4.2.2.- Modelo de la Curva de Daño (CDA) Simple y Modelo de la Doble Curva de Daño (DCDA)

Para refinar la LDDAL y basados en la realidad física, en el sentido que la mayor manifestación de daño es debida al crecimiento de la grieta, lo que a su vez involucra muchos procesos complicados como apilamiento de dislocaciones, formación de múltiples micro-grietas con orientación independiente, etc. Manson y Halford tomaron el concepto de las curvas de daño y formularon un modelo empírico de estas curvas basados el crecimiento de la grieta. Proponiendo así dos nuevos modelos: El modelo de la curva de daño simple (CDA) y el modelo de la doble curva de daño (DCDA).

Modelo de la curva de daño simple (CDA):El modelo de la curva de daño simple está representado por la siguiente ecuación:

$$a = a_0 + (a_f - a_0) r^q \tag{Ec. 2.13}$$

Donde a_0 , a y a_f son la longitud inicial ($r = 0$), instantánea y final ($r = 1$) de la grieta, respectivamente, y q es una función de N de la forma:

$$q = BN^\beta \tag{Ec. 2.14}$$

Donde B y β son dos constantes del material. El Daño es entonces definido como una relación entre la longitud instantánea y final de la grieta:

$$D = \frac{a}{a_f} \quad (\text{Ec. 2.15})$$

En muchos de los casos, $a_0 = 0$ y el daño simplemente se convierte en la forma:

$$D = r^q \quad (\text{Ec. 2.16})$$

Modelo de la doble curva de daño (DCDA): Este modelo fue desarrollado tomando en cuenta la LDDAL y sumándole un término de carácter lineal a la ecuación de la DCA, el modelo puede presentarse de la siguiente manera:

$$D = \left[(pr)^k + (1-p)^k r^{kq} \right]^{\frac{1}{k}} \quad (\text{Ec. 2.17})$$

Donde k es un exponente que da un buen ajuste a la línea de la teoría de daño lineal en dos etapas y p es una constante medida a partir de la pendiente de la primera línea de acumulación de daño en LDDAL:

$$p = \frac{D_{knee}}{r_{knee}} = \frac{A \left(\frac{Nr}{N} \right)^\alpha}{1 - (1-A) \left(\frac{Nr}{N} \right)^\alpha} \quad (\text{Ec. 2.18})$$

En líneas generales, la DCDA es una curva continua de daño conformada en su etapa inicial por una porción de la línea correspondiente a la LDDAL, luego doblada con una curvatura basada en la CDA, para posteriormente en su etapa final volver a converger con la recta que representa la LDDAL.

Para evaluar la efectividad de la DCDA Manson y Halford realizaron una serie de ensayos de daño acumulado sobre un acero inoxidable 316 y una aleación Haynes 118 encontrando una buena correlación entre los resultados experimentales y la DCDA. Los resultados de los ensayos de dos bloques de esfuerzos descendentes sobre el acero inoxidable 316 pueden apreciarse en la Figura II-12⁽¹⁸⁾.

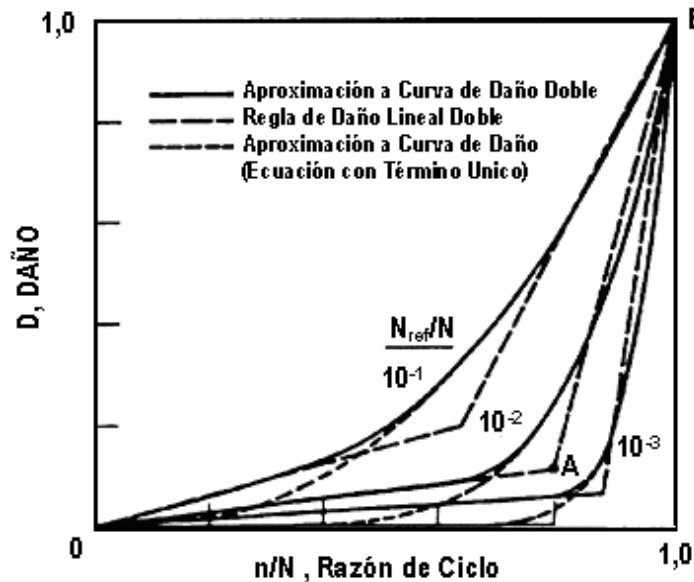


Figura II-11.- Gráfico Comparativo de laDCDA con la LDDAL y la CDA.

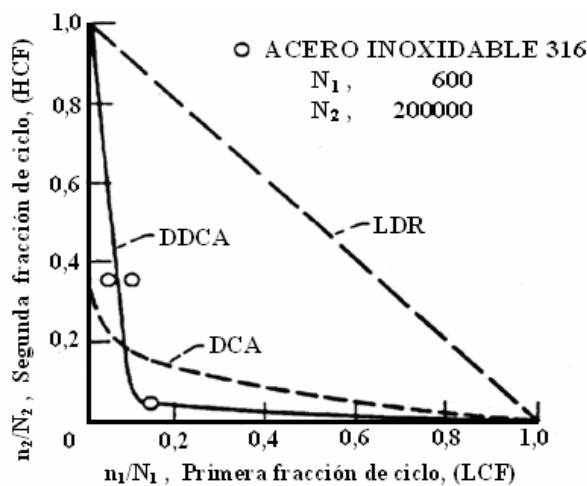


Figura II-12.- Resultados obtenidos por Manson–Halford en ensayos de dos bloques de esfuerzos Descendentes sobre un Acero inoxidable 316.

2.6.4.2.3.- Teorías Basadas en la Modificación de Curvas de Vida a la Fatiga S-N

La principal virtud de estas teorías es que las mismas toman en cuenta el efecto de la interacción de los esfuerzos aplicados. Entre estas teorías se incluyen los modelos de Corten-Dolan y de Freudenthal-Heller. Ambas teorías se basan en una rotación en el sentido de las agujas del reloj de la curva de vida a la fatiga original (Curva S-N).

En el modelo de Corten-Dolan el punto de referencia para la rotación es el correspondiente al más alto nivel de esfuerzo aplicado sobre el material, mientras que

en el modelo de Freudenthal-Heller se toma como punto de referencia para la rotación el nivel de esfuerzo correspondiente a una vida a la fatiga entre 103 y 104 ciclos. Posteriormente Spitzer y Corten intentaron mejorar el modelo inicialmente planteado por Corten-Dolan y sugirieron que la pendiente de la curva S-N modificada, es decir, rotada podía obtenerse a partir del promedio de las constantes obtenidas en base a resultados de unos pocos ensayos dos bloques de esfuerzo.

Ensayos de flexión rotativa realizados por Manson y colaboradores sobre un acero SAE 4130 para examinar el concepto de las curvas S-N modificadas y el punto de convergencia de la rotación, sugirieron que el punto correspondiente a una vida a fatiga entre 102 y 103 ciclos podía ser seleccionado como punto de rotación para este material, además este modelo proporcionó un método para predecir la reducción de la resistencia límite producida por un daño por preciclaje. En la Figura II-13 puede apreciarse una representación para ensayos de dos bloques de esfuerzos tanto ascendentes como descendentes, donde la RDL de Miner está representada por la línea sólida, mientras que la línea punteada corresponde a la rotación de la curva S-N sugerida por Corten-Dolan.

En la representación de la Figura II-13 ⁽¹⁸⁾ se puede apreciar claramente que la RDL y la teoría de Corten-Dolan difieren en la capacidad de tomar en cuenta el efecto de la interacción entre los esfuerzos aplicados.

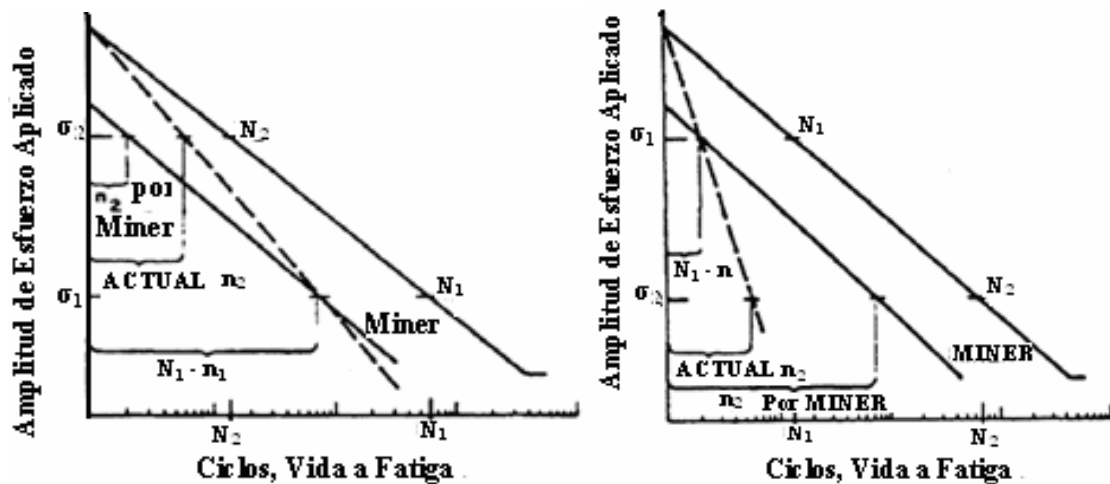


Figura II-13.- Representación de la LDR de Miner y la teoría de Corten-Dolan para ensayos de dos bloques de esfuerzo. (a) Esfuerzos ascendentes y (b) Esfuerzos descendentes.

2.6.4.2.4.- Teorías Basadas en el Crecimiento de Grieta

Otros modelos para el análisis del daño acumulado por fatiga son los fundamentados en el concepto de crecimiento de grieta. En 1952 Shanley introdujo su

teoría de daño acumulado, que utiliza la longitud de la grieta como medida del daño sobre el material y sugirió que la velocidad de crecimiento de la grieta variaba con el nivel de esfuerzo aplicado sobre el material de forma lineal o exponencial. Valluri en 1961 introdujo un modelo de daño por crecimiento de grieta de forma diferencial. El desarrollo cuantitativo de la teoría fue basado en conceptos derivados de la teoría de dislocaciones y en la síntesis de la teoría de fractura macroscópica elasto-plástica. La ecuación de esta teoría es expresada de forma similar a la Mecánica de fractura lineal elástica (MFLE) de la siguiente forma:

$$\frac{da}{dN} = Cf(\sigma)a \quad (\text{Ec. 2.19})$$

Donde a es la longitud de grieta, C es una constante y $f(\sigma)$ es una función que depende del material y de la configuración de carga. Otra teoría que usa el concepto de crecimiento de grieta es la formulada por Scharon y Crandall en 1966 y su expresión matemática es la siguiente:

$$\frac{da}{dN} = a^m f(\sigma_i) \quad (\text{Ec. 2.20})$$

Donde m es una constante del material. Más recientemente luego de 1970 numerosas teorías basadas en el crecimiento de grieta han sido formuladas, las cuales dan una mejor explicación a los fenómenos físicos de daño asociados al crecimiento de la grieta. Un modelo bastante popular es el de Wheeler, el cual asume que la velocidad de crecimiento de la grieta está relacionada con la zona plástica generada en la punta de la misma, que se encuentra bajo esfuerzos residuales compresivos creados por la sobrecarga del material. Este modelo modifica la ecuación de crecimiento de grieta (Ec. 2.5) bajo esfuerzo constante mediante la adición de un factor empírico de retardo del crecimiento C_i . Quedando expresada como sigue:

$$\frac{da}{dN} = C_i [A(\Delta K)^n] \quad (\text{Ec. 2.21})$$

$$\text{Donde: } C_i = (r_p / r_{\max})^p \quad (\text{Ec. 2.22})$$

Siendo r_p y r_{\max} , la zona plástica asociada con el nivel de esfuerzo del ciclo y la distancia desde la punta de la grieta hasta el punto más lejano de la zona elástico - plástica creada por la sobrecarga, respectivamente y p es un exponente empírico que depende de las propiedades del material y de la configuración de esfuerzos aplicados. Otro modelo basado en la interpretación de observaciones experimentales fue el propuesto por Vasek-Polak, quienes identificaron dos regímenes de daño diferentes, el

régimen de iniciación de grieta y el de crecimiento de grieta a velocidad constante, planteando:

$$\text{Régimen I (Iniciación de Grieta): } \frac{da}{dN} = Vi \text{ para } a_0 \leq a \leq a_c \quad (\text{Ec. 2.23})$$

$$\text{Régimen II (Propagación de Grieta): } \frac{da}{dN} = Vi + k(a-a_c) \text{ para } a_c \leq a \leq a_f \quad (\text{Ec. 2.24})$$

Donde V_i es la velocidad de crecimiento de la grieta, K es un coeficiente y a_0 , a_c , a_f son la longitud inicial, instantánea, crítica y final de la grieta, respectivamente. La longitud crítica de la grieta define la transición del comportamiento inicial al de propagación y fue definida por Vasek-Polak como la longitud aproximada de la grieta a la mitad de la vida del material, es decir, la longitud de la grieta en $N_f / 2$. Por otra parte Vasek-Polak también encontraron que las magnitudes de V_i , K y a_c eran dependientes del nivel de esfuerzos aplicado y que las mismas incrementaban conforme incrementaba el nivel de esfuerzo. La representación de la curva de daño (D - r) basada en Vasek-Polak donde el daño se encuentra cuantificado por la relación $D = a/a_f$ puede apreciarse en la Figura II-14⁽¹⁸⁾

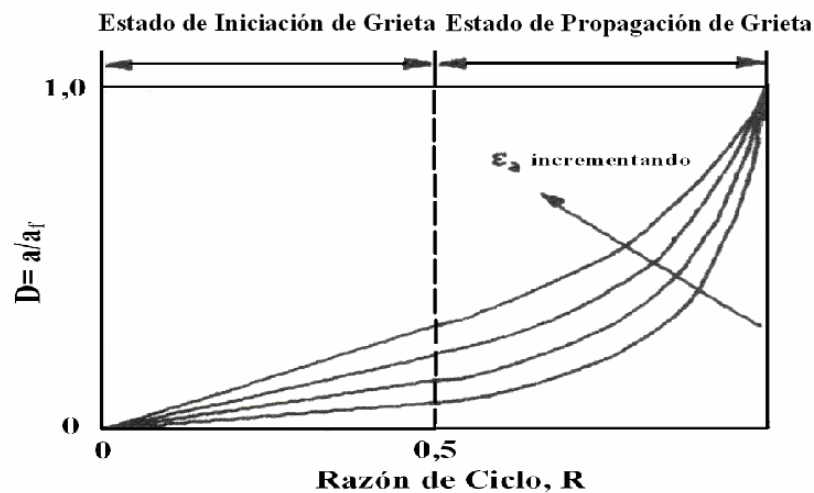


Figura II-14.- Curva D-r propuesta por Vasek y Polak .

2.6.5.- Antecedentes de estudios de Daño Acumulado

2.6.5.1.- Lorca J. L., Santos L. H. D., “Estudio del Daño Acumulado por Fatiga Torsional en Ejes de los Turbogeneradores de CADAPE Planta Centro”, Escuela de Ingeniería Mecánica; 2005, Facultad de Ingeniería de la U.C.V.

Los ingenieros Lorca⁽²²⁾ y Santos realizaron una investigación en el área de Daño Acumulado, específicamente sobre el turbogenerador de la unidad N° 2 de la Planta Centro Yaracuy CADAPE. La línea de transmisión de esta planta forma parte del sistema de transmisión centro-occidental, el cual opera a su máximo límite de transferencia de potencia, lo que imposibilita suplir los incrementos en la demanda que pudieran presentarse. Es por ello que ENELVEN realizó la instalación de bancos de capacitores en serie en el sistema de transmisión, con la finalidad de incrementar la capacidad de transferencia de potencia. Esta técnica ya empleada en EEUU, específicamente en 1970 en la planta termoeléctrica de Mohave, trajo algunos inconvenientes dentro de las unidades de generación en dicha planta pues hubo daños en los ejes de los alternadores de las unidades turbogeneradoras que motivaron su sustitución por fatiga, viéndose afectada su vida útil debido a torsión cíclica, calentamiento extremo y deformación plástica. Gracias a este antecedente es que se motivó a hacer las evaluaciones respectivas, implementando a modo de prueba un equipo de monitoreo torsional conocido como TorFat (Elaborado por la Universidad Alemana Fraunhofer-Institut für Techno-und Wirtschaftsmathematik) el cual registra las oscilaciones torsionales y mide el porcentaje de daño acumulado por interacción torsional producto de oscilaciones de tensión en la red de transmisión, paralelamente y a través de la regla lineal de Palgreen-Miner, se calculó el porcentaje de daño acumulado, todo esto con el objeto de comparar los resultados por ambos métodos y así poder establecer políticas para la implementación de un sistema de monitoreo permanente a fin de poder estimar la pérdida de vida esperada. Al final se pudo apreciar una diferencia de 12% respecto a los valores del TorFat. También se apreció que para niveles de esfuerzo por debajo del límite de resistencia a la fatiga del material, la regla de daño acumulado propuesta por Palgreen-Miner, pierde proximidad en los valores.

2.6.5.2.- Ramos, A.; “Estudio del Daño Acumulado en el Comportamiento a la Fatiga del Acero SAE 4340 Templado y Revenido”, Escuela de Ingeniería Metalúrgica; 2004, Facultad de Ingeniería de la U.C.V.

El trabajo realizado por el ingeniero Antonio Ramos⁽²³⁾ estuvo orientado a evaluar el efecto del daño acumulado sobre material en cuestión. Para tal fin se realizaron

ensayos de fatiga al aire en condiciones de flexión rotativa sobre especímenes de fatiga sin entalla. Tales ensayos de fatiga se efectuaron a cinco niveles de esfuerzos distintos, representando diferentes fracciones del esfuerzo de fluencia del material, para así determinar el comportamiento a la fatiga del material bajo condiciones de alto ciclaje (Número total de ciclos > 105); previamente se elaboró la curva de Wöhler del material base y según esta, fueron posteriormente realizados ensayos de daño acumulado en dos bloques de esfuerzos ascendentes y descendentes, involucrando diferentes fracciones de vida consumida en el material, los cuales establecieron el comportamiento del material al daño acumulado bajo condiciones de alto ciclaje. Los resultados revelaron que cuando los esfuerzos se aplican en bloques en forma descendentes, es decir primeramente a un esfuerzo mayor y luego a uno de menor magnitud, el comportamiento del material ante el daño se desvía fuertemente de forma negativa de la Teoría de Daño Acumulativo Lineal propuesta por Miner, lo que radica en que la aplicación de esta teoría produzca una sobreestimación de la vida real del material bajo estas condiciones de aplicación de cargas. Por otra parte los resultados de los ensayos de daño acumulado en forma ascendentes, evidenciaron que el comportamiento del material ante el daño se desvía de forma positiva de lo descrito por Miner, lo que implica una subestimación de la vida real del material con la aplicación de esta teoría, hecho este que se evidencia mas claramente para fracciones de vida consumida superiores a 0,5. Por otra parte el estudio Fractográfico de las superficies de fractura ha sugerido que la aplicación de bloques de esfuerzo en forma ascendente, propicia múltiples inicios de grietas en el material, mientras que la aplicación de bloques de esfuerzos descendente promueve la formación de una única zona de inicio de grietas en el mismo.

2.6.5.3.- Gómez, C; “Análisis del Daño Acumulado por Fatiga en un acero SAE 4340 templado y revenido”, Escuela de Ingeniería Metalúrgica, 2004, Facultad de Ingeniería de la U.C.V.

El ingeniero Metalúrgico Carlos Gómez⁽²⁴⁾ realizó su trabajo especial de grado con la finalidad de determinar la efectividad de la regla de Palmgren-Miner en la predicción del daño ocasionado por fatiga en condición de flexión rotativa. Las probetas usadas en los experimentos fueron primeramente maquinadas bajo la norma ASTM-E606. Cabe destacar que a todas se les mecanizó una entalla de 0,5mm de diámetro. Se emplearon cuatro niveles de esfuerzo alternante, empleando seis probetas por cada nivel, obteniéndose la curva de Wöhler, así como los parámetros de la ecuación de

Básquin. Los ensayos de daño acumulado fueron ejecutados en bloques de esfuerzo ascendentes y descendentes con tres probetas por cada grupo de ensayo. Luego a través de un análisis por microscopía electrónica barrido (MEB) se identificaron las superficies de fractura representativas de cada grupo de ensayo además de realizar la medición del tamaño crítico de grieta según cada condición. Adicionalmente se llevó a cabo un estudio de Elementos Finitos a través del programa ANSYS en el laboratorio de mecánica de la Universidad de Lille, Francia, para establecer la distribución de esfuerzos y deformaciones en las probetas, obteniéndose un comportamiento satisfactorio para la regla de Palmgren-Miner independientemente de los niveles de esfuerzo empleado o de la forma de cómo se ejecutaron dichos ensayos.

2.6.5.4.- Marcano, J.; “Análisis del Daño Acumulado en Fatiga en el Acero AISI 1045”, Escuela de Ingeniería Mecánica, 2005, Facultad de Ingeniería de la U.C.V.

El ingeniero Jan Marcano⁽²⁵⁾ realizó estudio enfocado al Daño Acumulado en probetas cilíndricas constituidas por acero AISI 1045, se efectuaron ensayos de fatiga de flexión rotativa para construir su respectiva curva de Wöhler. Posteriormente se realizaron ensayos a dos bloques de esfuerzos buscando estudiar la ley lineal de Palmgren-Miner, estableciendo una comparación entre la teoría y los resultados experimentales. Los ensayos de dos bloques fueron realizados en forma ascendente y descendente, tomando como primer esfuerzo 378 Mpa al 50% de la vida de fatiga, mientras que el segundo bloque las piezas fueron subdivididas en cuatro grupos y ensayadas a los siguientes esfuerzos 378, 336,294 y 252 MPa hasta la falla para los descendentes. Para los ascendentes se realizó colocando como primer bloque 252 MPa al 50% de la vida de fatiga y repitiendo el mismo orden anterior para el segundo bloque. En conclusión se presentó disminución de la resistencia a la fatiga en los ensayos realizados de manera decreciente a dos bloques, comparados con los realizados crecientemente, cumpliendo con lo predicho por Miner. No se cumple la ley de Palmgren-Miner en la región de alto ciclaje, mientras que para un número menor de ciclos se acerca más a lo sugerido por la regla de daño lineal. Observándose que el inicio de la grieta se forma en el entorno de la entalla y el crecimiento de dicha grieta se produce de manera transgranular.

CAPÍTULO III

PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

CAPÍTULO III

PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

3.1.- *Flujograma del procedimiento experimental*

El estudio se llevó a cabo de acuerdo al siguiente flujograma:

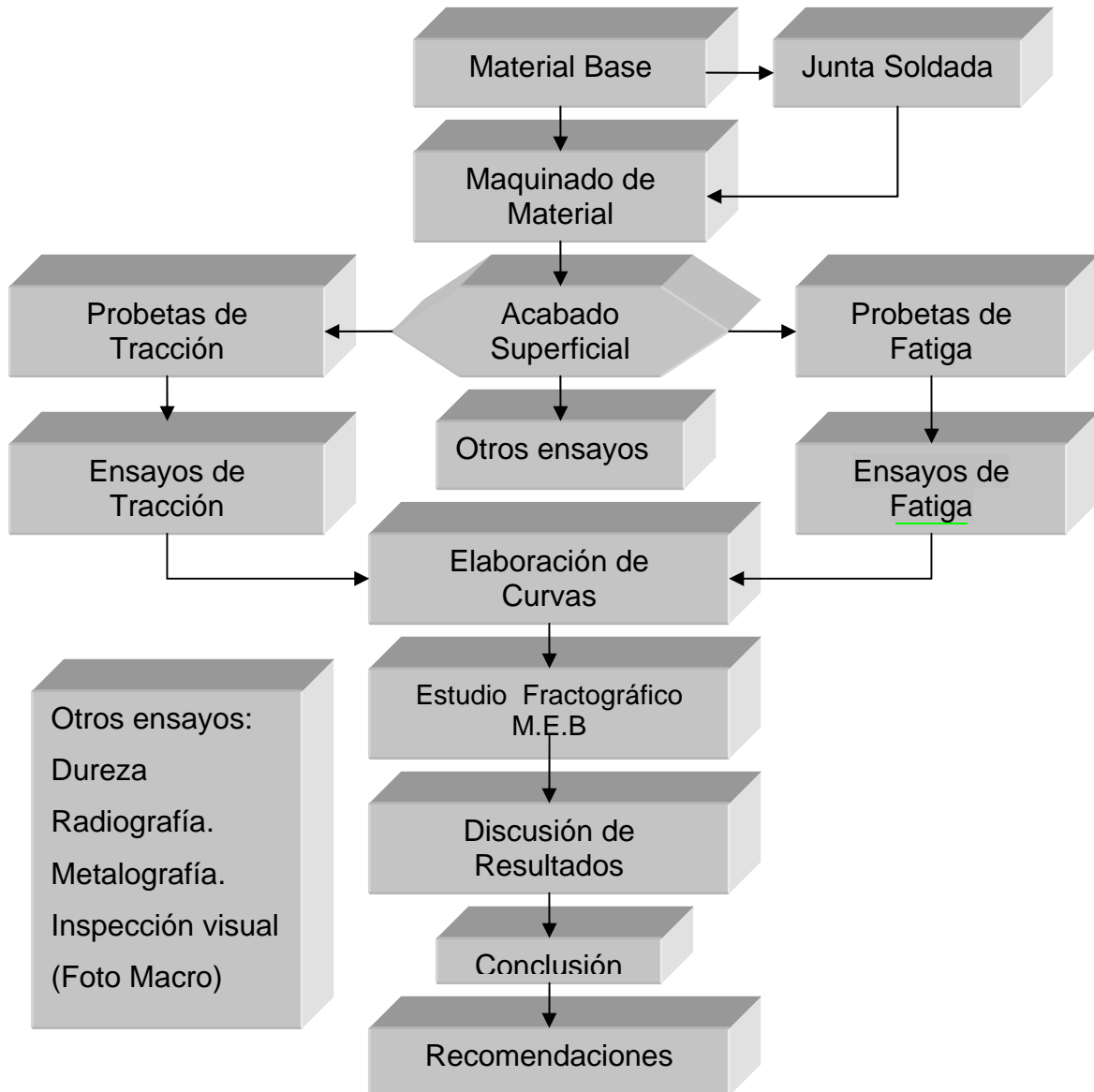


Figura III-1.- Flujograma del procedimiento experimental.

3.2.- Material base

El acero fue recibido en forma de láminas con una longitud de 1 m por 75 mm de ancho y 8 mm de espesor, tal como se muestra en la Figura III-2.

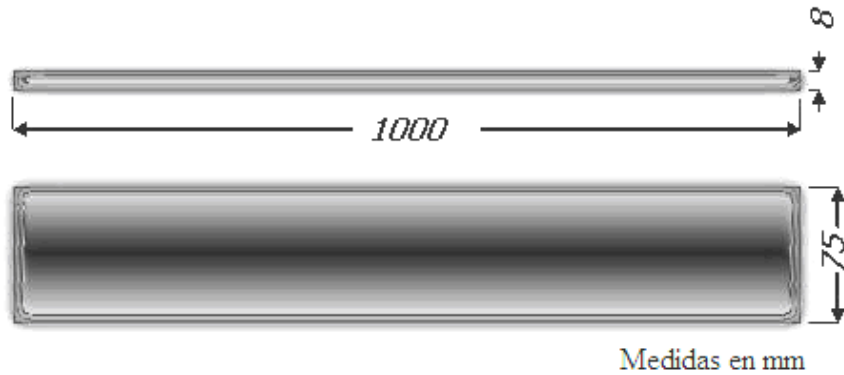


Figura III-2.- Dimensiones del material original.

3.3.- Preparación del cupón de prueba

Para la obtención de las probetas de fatiga se procedió a cortar las láminas a una longitud tal que permitiera aplicar el cordón de soldadura uniformemente, garantizando el consumo total del electrodo, para evitar la condición de parada-inicio, obteniéndose así las pletinas (4 en total de cada lámina). Posteriormente se biselaron todas las pletinas por un sólo lado con un ángulo de 30 grados dejando un talón de 3 mm. Posteriormente fueron llevadas a la empresa ARCOMETAL ubicada en la zona industrial de San Vicente, Maracay, Edo. Aragua para la aplicación del cordón. La disposición de la junta se muestra en la Figura III-3. La fabricación del cupón de prueba se hizo de la siguiente manera:

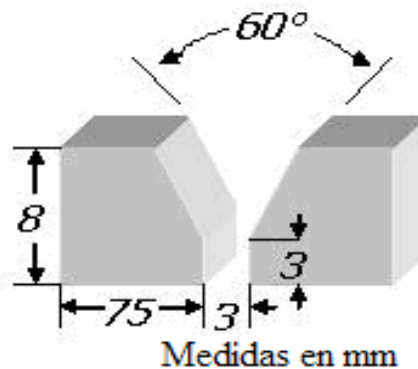


Figura III-3.- Disposición de la junta.

1.-Colocación del Refuerzo: Consistió de una pletina de acero delgada de 9,75 mm de ancho y 3 mm de espesor la cual fue colocada en la cara posterior de la junta a fabricar, unida al material base a través de unos puntos de soldadura con el mismo electrodo a emplear para la ejecución del cordón. Hay que destacar que la unión de las dos juntas se hizo dejando un ángulo de 10 a 13 grados, ya que durante el enfriamiento se presenta cierta alineación con respecto al eje horizontal de la soldadura debido a la contracción del material base. De esta manera, se obtuvo una configuración como la que se indica en la Figura III-4. Al final de la soldadura, entre las pletinas no debe haber un ángulo mayor a 5°.

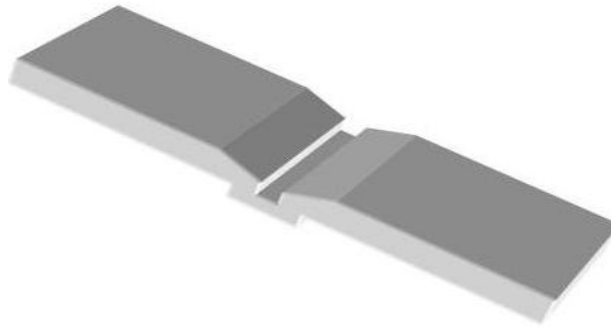


Figura III-4.- Preparación de la junta.

2.-Aplicación del cordón: Las juntas soldadas se obtuvieron a través del proceso de soldadura manual de arco revestido y empleando un electrodo E-8018-B2 de 3,25 mm de diámetro y 450 mm de largo. Se trabajó con un amperaje entre 110-130 A. La soldadura se realizó a tope y en posición plana. Previo a la aplicación, fueron calentados tanto el electrodo como el material base con la finalidad de erradicar todo indicio de humedad existente en ellos. Una vez aplicado el primer pase de la soldadura como tal, se dejó enfriando hasta llegar a una temperatura específica que pudiera oscilar entre aproximadamente 160–190°C. Dicha temperatura debe mantenerse fija durante la aplicación de todas las pasadas de una misma junta, ya que si no se cumple esto se pudieran originar defectos. Las pasadas se hicieron de la siguiente forma: dos consecutivas en una misma dirección una al lado de la otra conformándose una capa, y luego dos pasadas subsiguientes en dirección contraria obteniéndose otra capa. Tales pases tuvieron un ancho que osciló entre 2-3 veces el diámetro del electrodo. En total se hicieron ocho pases, cuatro en una dirección y cuatro en dirección contraria. Una vez aplicado el cordón de soldadura, las juntas se dejaron enfriando debajo de paños de amianto, evitando que dicho proceso se

diera de manera violenta. Hay que hacer mención al hecho de que al final de cada pase no se hizo limpieza sin antes detectar cualquier defecto durante la aplicación de la soldadura, retrocediendo para fundir de nuevo y evitando que quedara hidrógeno atrapado durante el enfriamiento que pudiera producir fragilización del cordón.

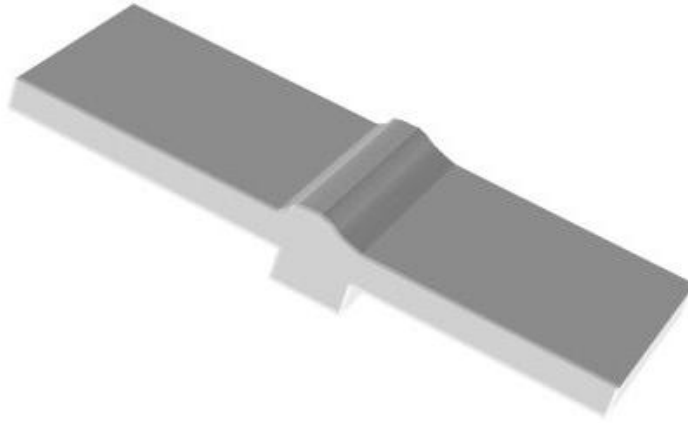


Figura III-5.- Recreación del cordón de soldadura.

3.4.- Maquinado de las probetas

El maquinado se llevó a cabo tanto a junta soldada como a material base. Los ensayos de tracción (material base) fueron realizados según la norma ASTM A – 370 en tanto que para las de fatiga se siguió lo establecido en la norma ASTM E 466. El maquinado se llevó a cabo en el Taller Mecánico J. V., C. A., ubicado en el sector Turumo, carretera Caracas-Guarenas. Las probetas obtenidas se ilustran en la Figura III-6.

Las dimensiones de las probetas tanto de tracción como de fatiga fueron establecidas según lo estipulado en las normas respectivas. La longitud de los hombros de las probetas de tracción (fig. 3.6a) fue de 80 x 20 mm, dimensión condicionada por el equipo de ensayo, ya que esta longitud evita la posibilidad del uso de extensores en las mordazas. En lo referente a las dimensiones de la sección de ensayo de las probetas de tracción, estas 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. Para el caso de las probetas de fatiga (fig. 3.6b), las dimensiones fueron 25,4 x 26,5 mm para los hombros, 8 mm de espesor, 16 mm de ancho, 48 mm de largo en la sección calibrada y 64 mm de radio de curvatura.

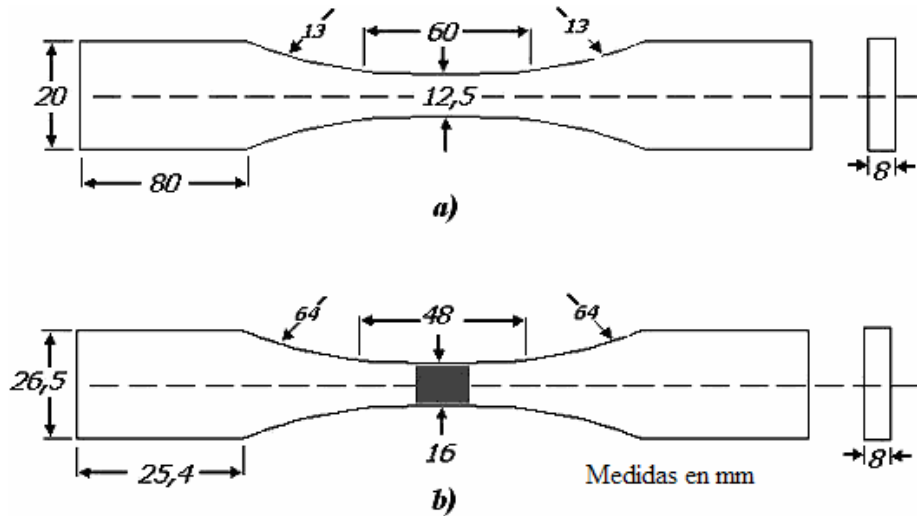


Figura III-6.- Diseño de las probetas. 3.6.a) Probeta para ensayos de Tracción. 3.6.b) Probeta para ensayos de fatiga.

Basados en las normas ASTM anteriormente mencionadas se fijó un número de probetas para los ensayos de fatiga respectivos, a fin de obtener la mayor precisión posible en la descripción de la vida a la fatiga de las juntas en función del esfuerzo alternante aplicado. Por lo tanto, se determinó que un número comprendido entre 12 y 24 sería lo adecuado. Las propiedades mecánicas estáticas de las juntas tales como esfuerzo de fluencia y resistencia a la tracción fueron determinadas empleando tres probetas.

También se maquinaron probetas rectangulares empleadas para llevar a cabo los ensayos de microindentación y análisis microestructural. Estas 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, ver Figura III-7.

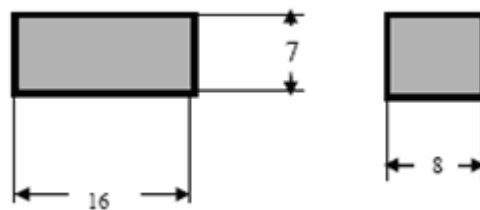


Figura III-7.- Probeta rectangular para ensayo de dureza. (Medidas en mm).

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

Para efectos de mejorar la manipulación de las probetas de material base a las cuales se les evaluaría la condición microestructural, se procedió al montaje de las mismas en resinas termoestables, específicamente polvo transóptico con una condición de polimerización de 4.400 psi de presión, a una temperatura de 160°C, durante 8 minutos, siendo posteriormente retirado dicho montaje de la prensa (ver Figura III-8).



Figura III-8.- Equipo de Montaje, marca Buehler, modelo Simplimet II.

Posteriormente se procedió al desbaste, iniciándose con papel de carburo de silicio N° 320. Seguidamente y de manera secuencial fueron utilizados papeles abrasivos N° 400, 600, 800, 1200 hasta 1500. Llegado este punto se procedió al lavado y secado de las muestras para pasar al próximo paso. Cabe destacar que la práctica de lavado se realiza cada vez que se desea cambiar de granulometría de abrasivo garantizando un mejor acabado. A continuación se procedió al pulido para alcanzar la condición especular en la superficie de la muestra a ser examinada. Inicialmente se empleó un paño blando impregnado con una solución abrasiva de polvo de óxido de cromo de tamaño de partícula de 0,5 μm . En la Figura III-9 se puede apreciar el equipo utilizado para el desbaste.



Figura III-9.- Equipo de Desbaste, marca Buehler modelo Ecomet 4.

Una vez alcanzada la condición especular en la superficie de la muestra se procedió al revelado de la microestructura por ataque químico, empleando como reactivo Nital, por un tiempo de 5 s. Por último, se tomaron las fotomicrografías con un equipo marca Olympus (ver Figura III-10).



Figura III-10.- Microscópio Óptico, marca Olympus.

El conjunto la junta fue sometido al mismo procedimiento de preparación metalográfica antes mencionado, para el revelado de la microestructura desarrollada durante el proceso de fabricación de la junta. Se tomaron imágenes esterográficas con una lupa marca Nikon, modelo SMZ-U, tal como se puede apreciar en la Figura III-11. Se tomaron imágenes tanto en la superficie externa del cordón como en un corte transversal del cordón, pudiéndose de esta forma identificar microscópicamente las distintas zonas generadas durante la fabricación de la junta.



Figura III-11.- Lupa Estereográfica marca Nikon, modelo SMZ-U.

Por último, a través de microscopía electrónica de barrido se tomaron fotomicrografías a mayores aumentos del cordón de soldadura y del electrodo empleado. Para este último, se hizo uso de las facilidades de de análisis elemental a través de Espectroscopía por Dispersión en energía de rayos X (EDS), para identificar todos sus componentes.

3.6.- Evaluación del Cordón de Soldadura por Radiografía Industrial

Con el fin de caracterizar el cordón de soldadura de la junta soldada se empleó una técnica ampliamente usada, estandarizada y documentada en la literatura así como los defectos detectables a través de esta por medio de la comparación. Se empleó un equipo de rayos X marca Adrex, modelo 1652, tal como el mostrado en la Figura III-12

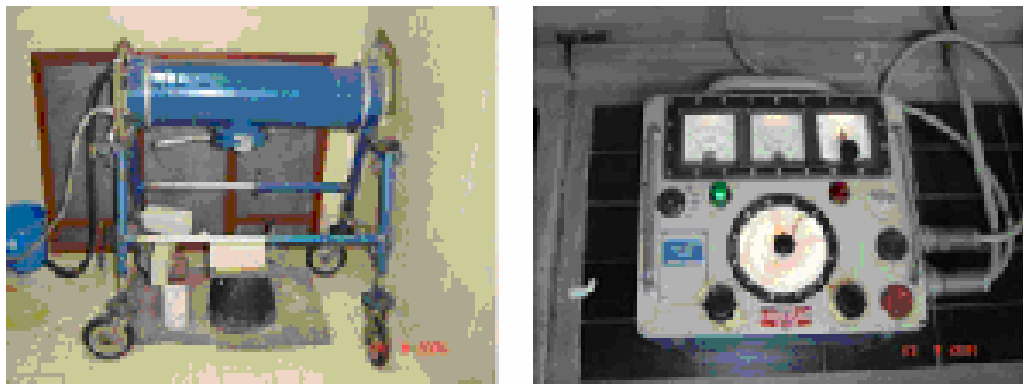


Figura III-12.- Equipo de Rayos X, marca Adrex modelo 1652.

Se procedió a estudiar la porción más gruesa del conjunto equivalente al cordón de soldadura y la pletina de refuerzo, estando en el orden de los 20 mm de espesor. Con este valor, los datos de la placa a usar (película STRUCTURIX D4) y un voltaje dentro del intervalo de la capacidad del equipo, se utilizó el gráfico mostrado en la

Figura III-13 a fin de determinar el valor de la intensidad de la corriente por minuto, E. Luego empleando la ecuación:

$$E = I * t \quad (\text{ec. 3.1})$$

Se pudo determinar el tiempo de exposición. En donde:

I = intensidad de la corriente, en mA.

t = tiempo de exposición, en min.

Despejando el tiempo se obtuvo que este era de 3,5 min usando I = 2 mA.

Por lo tanto las condiciones de trabajo son:

Espesor de la junta soldada: cordón + pletina = 20mm

Tipo de película: STRUCTURIX D4

E: 7 mA. Min

I: 2 mA

t: 3,5 min.

Voltaje: 220 kv

Dens 2, Pb: 27, m FF:70 cm.

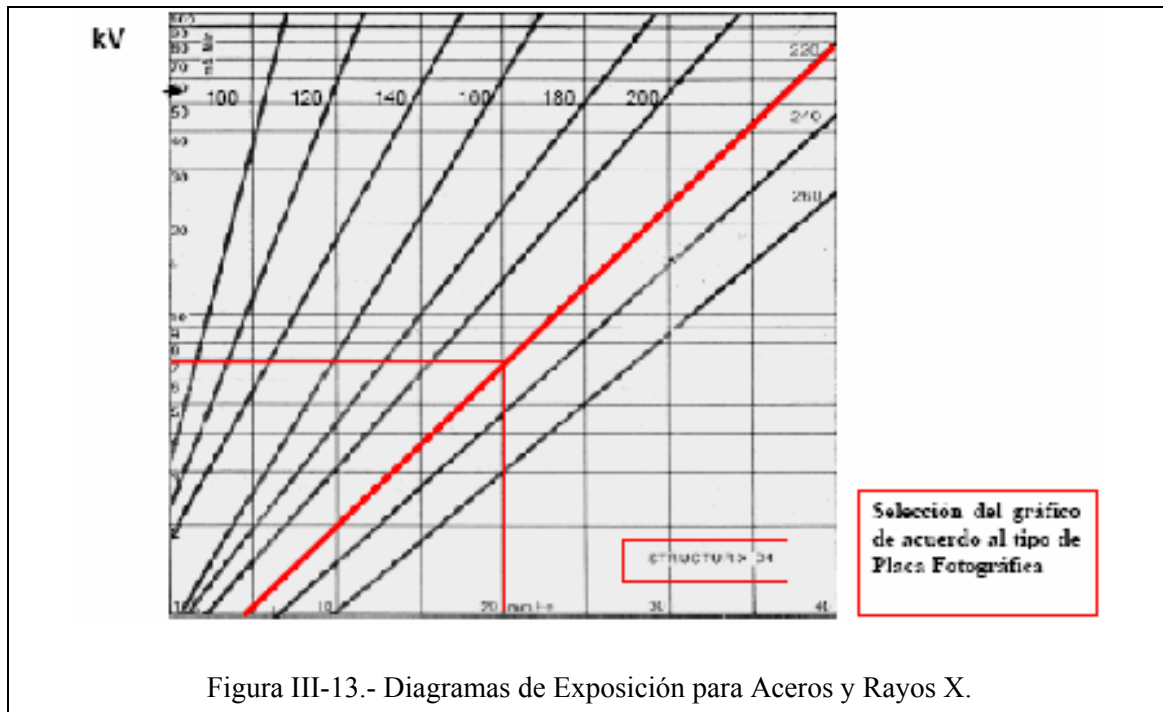


Figura III-13.- Diagramas de Exposición para Aceros y Rayos X.

3.7.- 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/cordón de soldadura (junta soldada); para ello se empleó un Microdurómetro Leco, modelo M400H, como el mostrado en la Figura III-14. Se empleó un penetrador Vickers y se utilizó un barrido de cargas de: 50, 100, 200, 300 y 500 g. Cabe destacar que se dispuso de un software que controlaba la pletina motorizada del equipo de microindentación, (ver Figura III-16), permitiendo de esta forma diseñar una plantilla la cual es capaz de reproducir los puntos de análisis durante los ensayos.



Figura III-14.- Microdurómetro marca Leco, modelo M400H.

La plantilla se diseñó para realizar cuatro medidas por carga tal como se muestra en la Figura III-15, 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. Tal ecuación es:

$$HV = \frac{2P_x \text{sen}\left(\frac{\alpha}{2}\right)}{d^2} \quad (\text{ec. 3.2})$$

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 versus el inverso de la diagonal promedio



Figura III-16.- Pletina motorizada del equipo de microindentación estática.

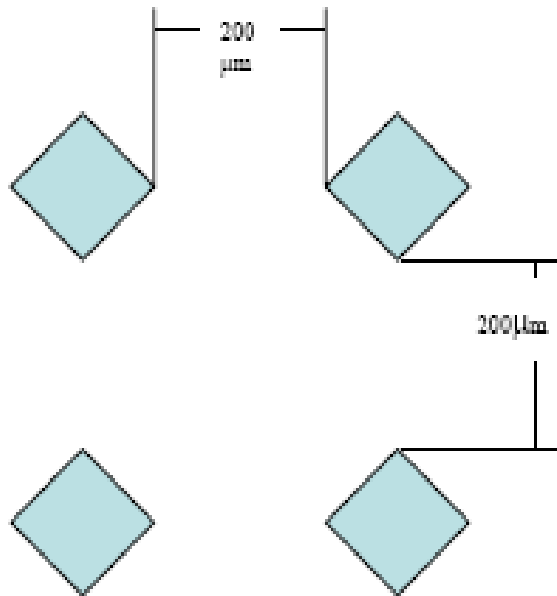


Figura III-15.- Plantilla diseñada para la aplicación de microindentaciones.

3.8.- Preparación Superficial de las probetas

Luego de fabricadas las probetas, se procedió a dar el acabado superficial. Para ello se realizó un lijado y un pulido de la sección de ensayo de la probeta de fatiga, a fin de garantizar una rugosidad uniforme en la superficie del espécimen, ya que como se sabe cualquier defecto superficial sobre estas puede originar concentradores de esfuerzos, los cuales actuarían como fuente de nucleación de grietas que a la larga pudieran afectar su comportamiento a la fatiga y por ende dar lugar a valores no representativos del verdadero número de ciclos a falla de la junta.

Las probetas fueron preparadas superficialmente según lo establecido en las normas ASTM E-606 empleando para ello material abrasivo con la siguiente secuencia: 80, 120, 240, 320, 400, 500, 600, 1200 y 1500 con lo cual se originó el desbaste con dirección paralela a la superficie de manera manual. Posteriormente se seleccionó una muestra de tres probetas a las cuales se les realizaron tres medidas de rugosidad por cada cara, a objeto de determinar su acabado superficial, obteniéndose una Rugosidad (Ra) mucho menor a 0,2 μm . Las probetas empleadas en los ensayos de tracción y las de fatiga de metal base fueron pulidas por todas sus caras mientras que las probetas para fatiga con la junta soldada fueron pulidas por todas sus caras evitando tocar el refuerzo del condón de soldadura.



Figura III-17.- Interferómetro.

Para determinar la rugosidad de las muestras se empleó un interferómetro de luz marca Zygo, modelo New View 200, ubicado en le Escuela de Ingeniería Metalúrgica y Ciencia de los Materiales de la Universidad Central de Venezuela, específicamente en el Laboratorio de Nuevos Materiales y Corrosión. Ver Figura III-17.

3.9.- Ensayos de Tracción

Una vez maquinadas y preparadas superficialmente las probetas de tracción, se procedió a realizar los ensayos respectivos. Para ello se empleó una Máquina Universal de Ensayos Mecánicos marca Instron, modelo 8502, con la cual se registraron los valores de carga y alargamiento, información a partir de la cual se pudieron estimar las propiedades mecánicas estáticas de los materiales ensayados. Los datos son almacenados en una computadora vinculada al equipo Instron, la cual esta configurada para almacenar dos puntos por segundo. La velocidad de desplazamiento del actuador o mordaza móvil fue de 1 mm/min.

A partir de los ensayos de tracción se obtuvieron tanto la resistencia a la fluencia evaluada a 0,2% de deformación, como el esfuerzo real a carga máxima (σ). Sin embargo, previo al procesamiento de la información registrada durante el ensayo fue necesario realizar una corrección por efectos de la deformación elástica de los elementos del equipo. De esta manera, los datos corregidos del alargamiento vienen dados por la siguiente ecuación:

$$(\Delta L_i)_{corr} = \Delta L_i - F_i \times \left[\frac{1}{K_{EXP}} - \frac{1}{K_{TEO}} \right] \quad (ec. 3.3)$$

Donde:

$(\Delta L_i)_{corr}$ es alargamiento corregido.

K_{EXP} es la rigidez experimental de los elementos de la máquina de ensayo.

K_{TEO} es la rigidez teórica de la probeta.

La rigidez experimental de los elementos de máquina y la rigidez teórica de la probeta se obtienen usando las siguientes ecuaciones:

$$K_{EXP} = \frac{\Sigma F_i}{\Sigma \Delta L_i} \quad (\text{ec. 3.4})$$

$$K_{TEO} = \frac{A_0 \times E}{L_0} \quad (\text{ec. 3.5})$$

Donde:

E = Módulo de Elasticidad.

L_0 = Longitud inicial de la sección de ensayo (probeta).

A_0 = Área transversal inicial de la probeta.

Posteriormente, se procedió a construir la gráfica esfuerzo-deformación ingenieril (S vs. e) y la gráfica esfuerzo-deformación real (σ vs. ε), usando las siguientes ecuaciones:

$$\text{Deformación ingenieril: } e_i = \frac{(\Delta L_i)_{corr}}{L_0}; \quad (\text{ec. 3.6})$$

$$\text{Deformación real: } \varepsilon_i = \ln(1 + e_i) \quad (\text{ec.3.7})$$

$$\text{Esfuerzo ingenieril: } S_i = \frac{F_i}{A_0} \quad (\text{ec. 3.8})$$

$$\text{Esfuerzo real: } \sigma_i = S_i \times (1 + e_i) \quad (\text{ec. 3.9})$$

3.10.- Ensayos de Fatiga

Una vez maquinadas y preparadas superficialmente las probetas tanto de metal base como de junta soldada, se procedió a realizar los ensayos de fatiga, para lo cual se empleó la Máquina Universal de Ensayos Mecánicos Instron (Figura III-19) citada anteriormente, (Figura III-18). Dichos ensayos fueron realizados en tres etapas tal como se muestra a continuación:

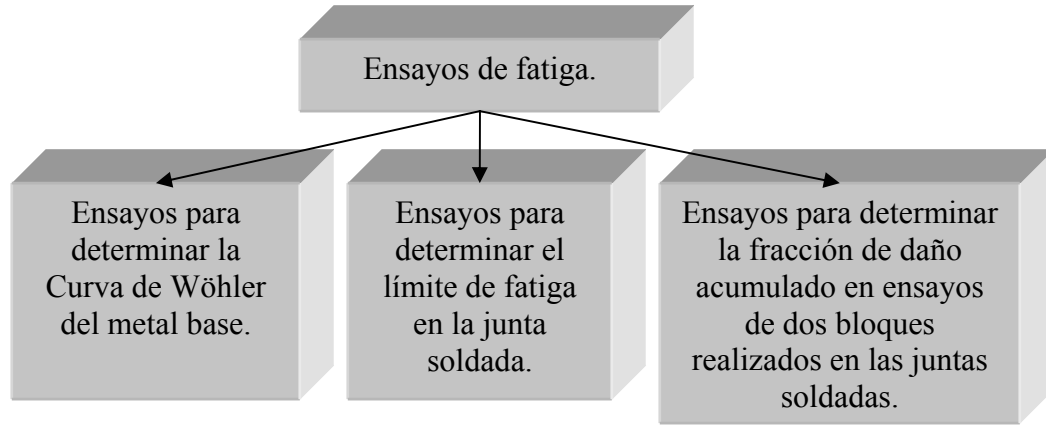


Figura III-18.- Diagrama de ensayos de fatiga.

Para la realización de los ensayos de fatiga se requirió ingresar en la computadora algunos parámetros, tales como el esfuerzo medio σ_m (ec. 2.3) y la amplitud del esfuerzo σ_a (ec. 2.2), los cuales vienen determinados por las dimensiones de las muestras (área de la sección transversal de la probeta). También hubo la necesidad de configurar la máquina Instron para establecer las condiciones de parada, las cuales serían:

- Cuando la probeta fracturara.
- Cuando el número de ciclos llegara a tres millones, lo cual es considerado como vida infinita.

En el caso de Ensayos de Daño Acumulado:

- Cuando culminara el primer bloque de esfuerzo, lo cual ocurría al cumplirse un ciclaje específico.
- Si el número de ciclos llegara a tres millones, en el caso de efectuarse el segundo bloque de esfuerzo.

La frecuencia de trabajo estipulada fue de 20 Hz. Se ajustó la presión con que las mordazas sujetan a las probetas, siendo esta de 30 MPa aproximadamente.

Con los datos obtenidos de los ensayos de vida a fatiga tanto de material base como de junta soldada, se procedió a construir las curvas de Wöhler respectivas en escala semilogarítmica y obtener los parámetros de la ecuación paramétrica simple que representa la vida a fatiga en función del esfuerzo alternante aplicado (ecuación de Basquín) para esta condición de ensayo. Esta ecuación viene dada por:

$$S_a = S_f (N_f)^b \quad (\text{ec. 3.10})$$

Donde, S_a es la resistencia a la fatiga del material, S_f es el coeficiente de resistencia a la fatiga, N_f , es el número de ciclos a falla y b el exponente de resistencia a la fatiga o exponente de Básquin. Para lograr esta ecuación fue aplicado un método de regresión lineal a los valores obtenidos para la curva de vida a fatiga.

3.10.1.- Ensayos de vida a la fatiga del metal base para obtener la curva de Wöhler

Para la realización de estos ensayos, fueron empleadas 13 probetas las cuales son sometidas a diferentes niveles de esfuerzos, de acuerdo a la distribución indicada en la tabla III.1.

Tabla III-1.- Distribución de las probetas para la determinación de la Curva de Wöhler del metal base.

Nivel de Esfuerzo (MPa)	Número de Probetas
440	3
455	1
470	3
485	2
500	3
585	1

3.10.2.- Ensayos para obtener una aproximación al límite de fatiga y la vida a fatiga de las juntas soldadas

Se efectuaron una serie de ensayos para determinar una aproximación del límite de fatiga a través del método de la escalera tal como lo aplicó Ignoto⁽²⁸⁾ en su tesis doctoral, así como obtener una curva que represente aproximadamente el comportamiento de la junta. Las probetas fueron distribuidas tal como indica la Tabla III-2.- Distribución de probetas para junta soldada..

Tabla III-2.- Distribución de probetas para junta soldada.

Nivel de esfuerzo (MPa)	Número de probetas Ensayadas
300	3
350	3
360	3
370	2
375	2
400	3

3.10.3.- Ensayos de fatiga para determinar el daño acumulado en la junta soldada, a través de la aplicación de dos bloques de esfuerzo

Basados en la evaluación a la resistencia a la fatiga de la junta soldada, fueron diseñados los ensayos de daño acumulado los cuales se realizaron en dos modalidades: ascendentes y descendentes. Para estos ensayos se requirió asignar dos niveles de esfuerzo, uno máximo, que en nuestro caso fue de 400 MPa y el mínimo que fue de 360 MPa, niveles que fueron determinados según los resultados obtenidos en la etapa anterior. En la Tabla III-3 se visualiza la distribución de las probetas.

3.10.3.1.- Ensayos ascendentes

Inicialmente se sometió a un primer nivel de esfuerzo, en este caso de 360 MPa, es decir se consumió una fracción de vida equivalente al 50% ($X_c=0,5$) del promedio de ciclos a falla para este nivel, y a continuación se cambió el nivel de esfuerzo hasta la fractura de la probeta.

3.10.3.2.- Ensayos descendentes

Posteriormente se llevó a cabo el mismo procedimiento pero en forma inversa, es decir, se sometió la probeta al nivel de esfuerzo de 400 MPa para consumir una fracción de vida equivalente al 50%, es decir $X_c = 0,5$ ó hasta que se acumule un número de ciclos igual a la mitad del promedio de ciclos a falla para ese nivel de esfuerzo. A continuación se prosiguió el ensayo pero con una carga de 360 MPa hasta la fractura.

Tabla III-3.- Distribución de probetas para daño acumulado.

Bloque	Nivel de Esfuerzo (MPa)		Número de Probetas Ensayadas
Ascendente	Nivel de esfuerzo 1 (360 MPa) 50% Nf	Nivel de esfuerzo 2 (400 MPa) hasta la fractura.	4
Descendente	Nivel de esfuerzo 2 (400 MPa) 50% Nf	Nivel de esfuerzo 1 (360 MPa) hasta la fractura.	4



Figura III-19.- Máquina Universal de Ensayos Mecánicos, marca Instron, modelo 8502.

A pesar de que los ensayos de daño acumulado en dos niveles de esfuerzo no representan condiciones reales de servicio, sirven para comprobar la regla lineal de acumulación de daño propuesta por Palmgren-Miner, así como para determinar la relación existente entre lo que dice la regla y los resultados obtenidos experimentalmente.

Con los resultados obtenidos de estos ensayos se graficó la curva de Vida Consumida (X_c) vs. Vida Remanente (X_r), en este caso $X_c = X_r = 0,5$. La vida consumida es la fracción de la vida a fatiga al esfuerzo inicial o primer bloque en términos de ciclos, la cual se obtiene a partir de los promedios de la vida a falla para cada nivel de esfuerzo; por otra parte la vida remanente es la vida que al sumarse a la consumida debería totalizar la unidad ó 100% de acuerdo a la regla del daño lineal.

3.11.- Determinación de los radios de curvatura de las juntas

Después de obtenidas las fotomicrografías, se procedió a la determinación de los radios de curvaturas de las juntas soldadas de acuerdo a un procedimiento similar al empleado por Saya⁽²⁹⁾ en su Trabajo Especial de Grado, en el cual se empleó el software Autocad versión 2006. El procedimiento para determinar dichos radios fue el siguiente:

- El primer paso fue insertar la figura en la página “modelo” del autocad; esto se hizo de manera muy sencilla arrastrando la foto de la junta soldada sobre la ventana del programa.
- El segundo paso consistió en dibujar una línea sobre la micromarca. Esta se realizó colocando la opción de línea en el menú de dibujar.
- Se seleccionaron los dos objetos (la fotomacrografía y la línea dibujada).
- Se buscó en el menú de “modificar” la función de “escala”; el programa exigió colocar un punto base, tocando uno de los extremos de la línea. Se le asignó la categoría de referencia; el software exige precisar la longitud, por lo que se marcan los dos extremos de la línea dibujada. Por último, el programa exigió precisar el valor de la longitud, a lo cual se colocó el valor real de la micro marca (5 mm).

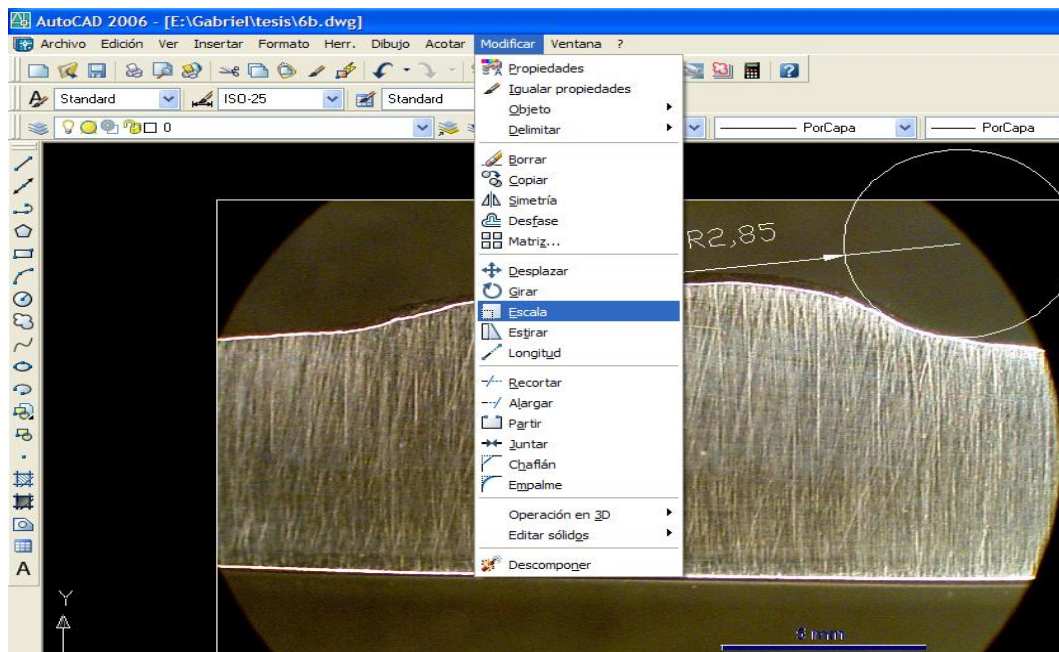


Figura III-20.- Opción de escala en Autocad.

- Como quinto paso se colocó en el menú de dibujar la opción de círculo y la sub-opción de tres puntos (Figura III-21). Se señalaron los tres puntos sobre el perfil de los radios, y el programa procedió a dibujar un círculo sobre los radios que nos interesaban medir.

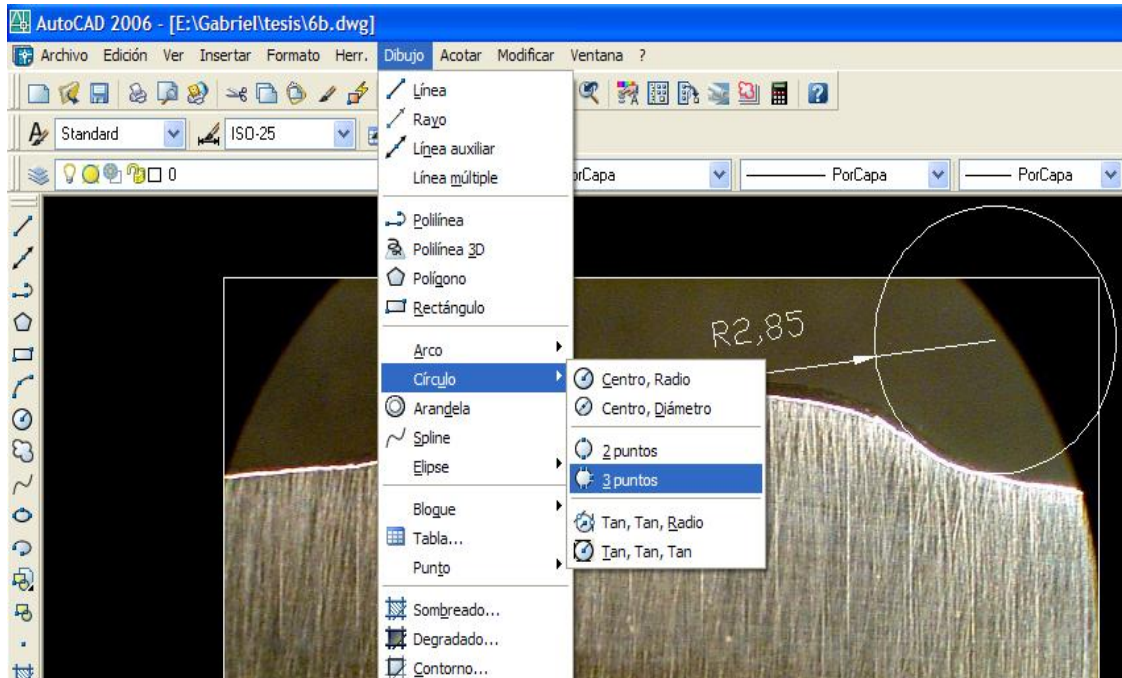


Figura III-21.- Opción de 3 puntos en Autocad.

- Por último se buscó dentro del menú de acotar la opción de radio.

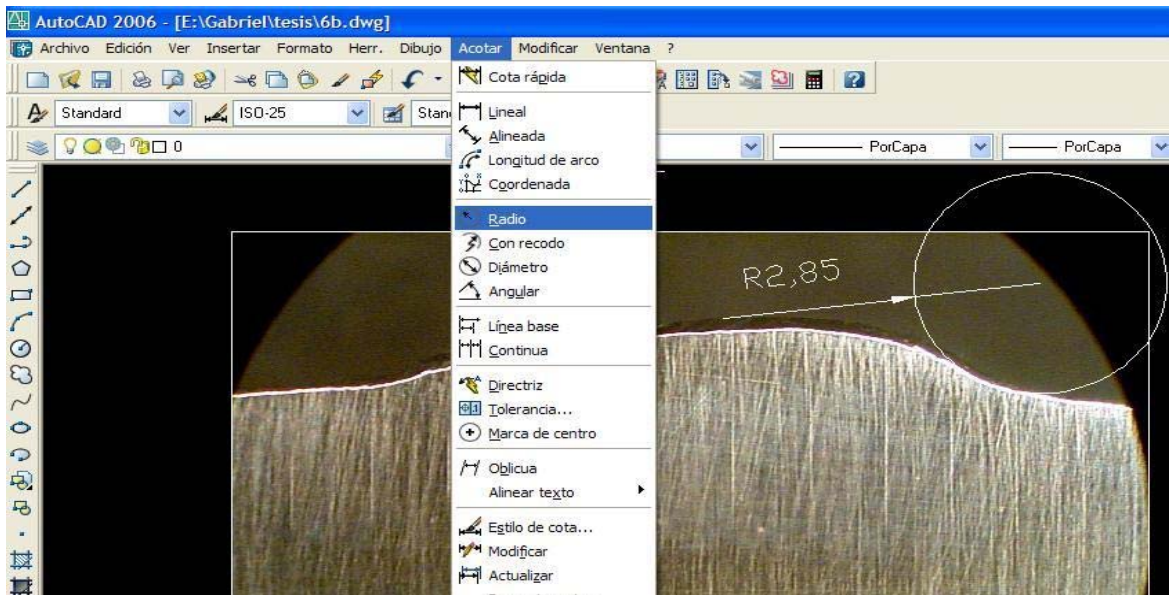


Figura III-22.- Función para acotar radio de curvatura en Autocad.

3.12.- Análisis Fractográfico

Después de culminar los ensayos se procedió a seleccionar un par de probetas representativas por cada tipo de ensayo (ensayos de fatiga para el metal base, ensayos de fatiga y daño acumulado para junta soldada). Cabe destacar que el criterio de selección consistió en escoger aquella probeta cuyo número de ciclos a falla estuviese más cercano al promedio para cada nivel de esfuerzo. Tanto a las probetas de material base como a las de junta soldada se les cortó transversalmente una sección de aproximadamente unos 5 mm de longitud a partir del punto más bajo de la zona de fractura, con el fin de poder observar la superficie de fractura en el Microscopio Electrónico de Barrido; en la Figura III-23.- **Corte de las piezas a ser analizadas en el microscopio electrónico.** se puede apreciar como se hizo el corte. Este estudio se realizó en un microscopio electrónico de barrido marca Phillips modelo XL 30 (Figura III-24.- Microscopio electrónico.) empleando un voltaje de aceleración de 25 kV. Las probetas fueron fijadas en la cámara del microscopio usando adhesivos conductores en las bases metálicas que posee dicho microscopio. La idea del estudio fue identificar las posibles zonas de inicios de las grietas, crecimiento, y de ruptura final.

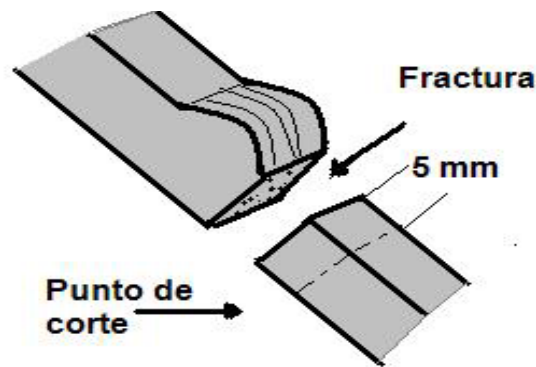


Figura III-23.- Corte de las piezas a ser analizadas en el microscopio electrónico.

A la sección restante de la probeta, es decir la que contiene el cordón de soldadura, se le realizó un corte transversal a una altura aproximada de 1 cm., por debajo del cordón, con el fin de observar a través de una lupa estereográfica las distintas zonas de la junta (cordón de soldadura, zona afectada por el calor y metal base) específicamente la parte lateral de la probeta que se encuentre más próximo al inicio de la grieta de fatiga. Dichos cortes fueron realizados empleando para ello una máquina de disco abrasivo marca Buehler, modelo

Abrasimet II. Posteriormente, las muestras fueron objeto de un proceso de limpieza con acetona empleando un equipo de ultrasonido marca Buehler, modelo Ultramet II, por un período de 10 minutos y luego con alcohol por espacio de 5 min.



Figura III-24.- Microscopio electrónico.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS EXPERIMENTALES

CAPÍTULO IV

RESULTADOS EXPERIMENTALES

4.1.- Evaluación microestructural a través de la técnica de Microscopía Óptica

4.1.1.- Caracterización del Material Base

El estudio de microscopía óptica realizado al material base AISI/SAE 1045, permite observar el tamaño de grano promedio, la distribución de los microconstituyentes y algunos aspectos morfológicos que sugirieran de algún tratamiento térmico aplicado al mismo. Este estudio fue llevado a cabo en un plano paralelo a la dirección de laminación, en la sección longitudinal.

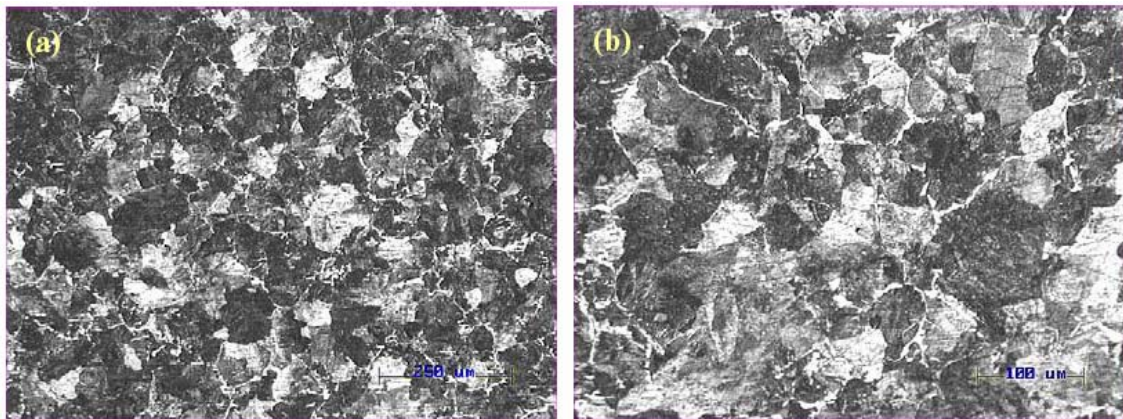


Figura IV-1.- Microestructura del acero 1045.

4.1.2.- Caracterización de la Junta Soldada

En la IV-2, se aprecia una vista general del cordón de soldadura y e la Figura IV-3 se aprecia una macrografía general de la sección del cordón, identificándose tres zonas: (b) Material base, (c) Zona afectada por el calor y (d) Intercara entre las dos zonas anteriores.

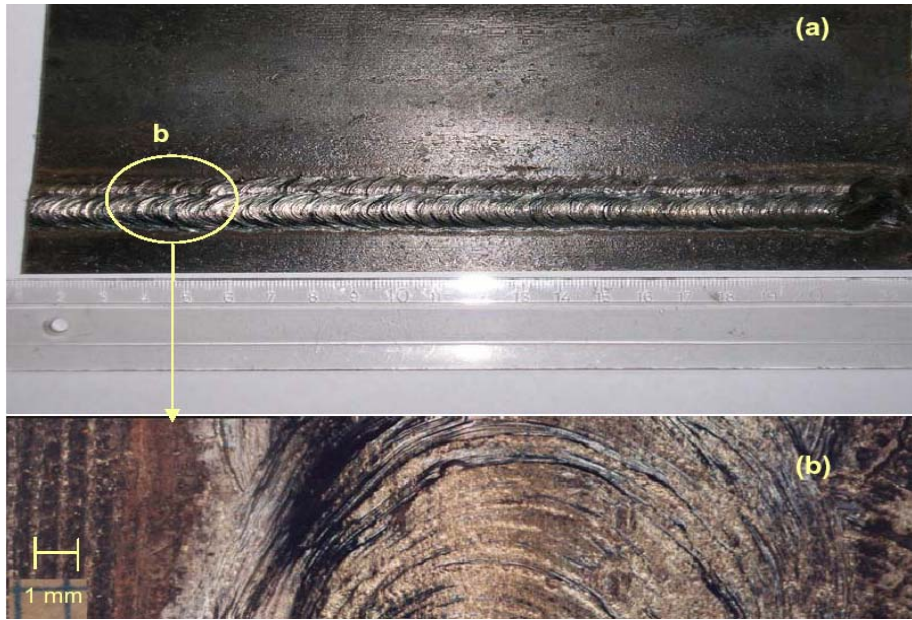


Figura IV-2.- Cordón de soldadura: (a) Vista general; (b) Detalles de los rizos.

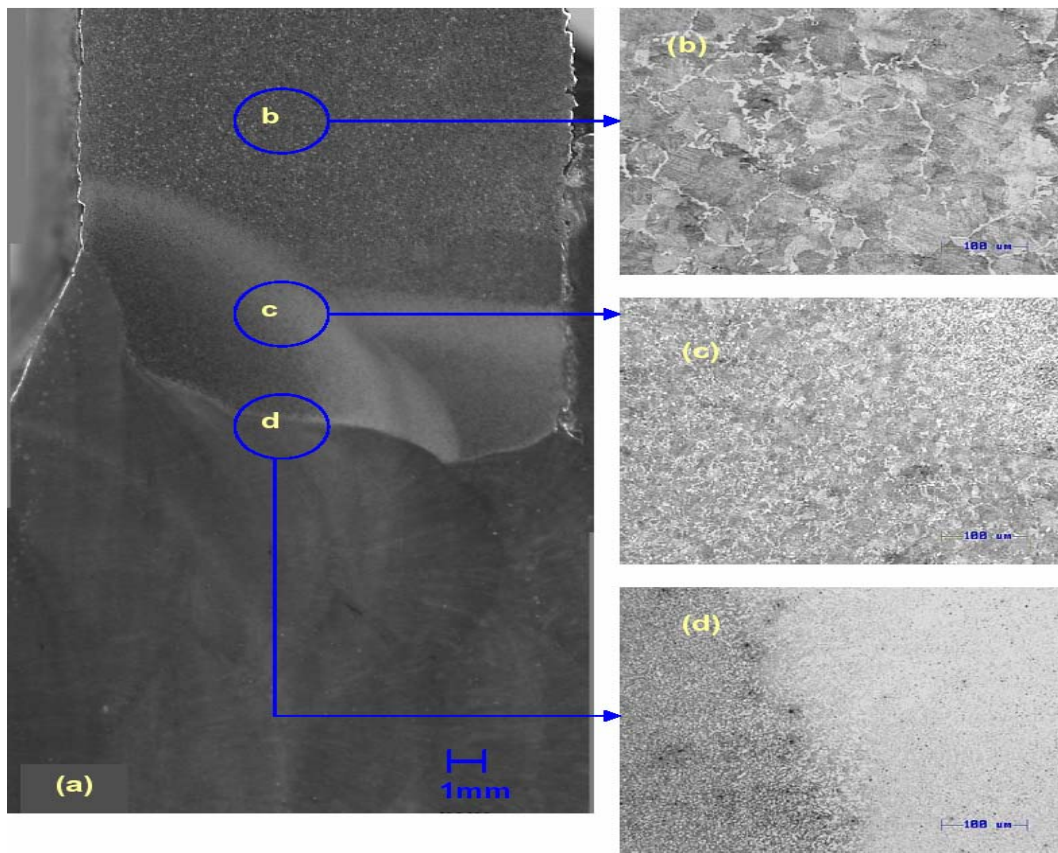


Figura IV-3.- Macrografía del Cordón de Soldadura (a) Vista General; Detalles: (b) Material base, (c) Zona afectada por el Calor, (d) Intercara cordón/ZAC.

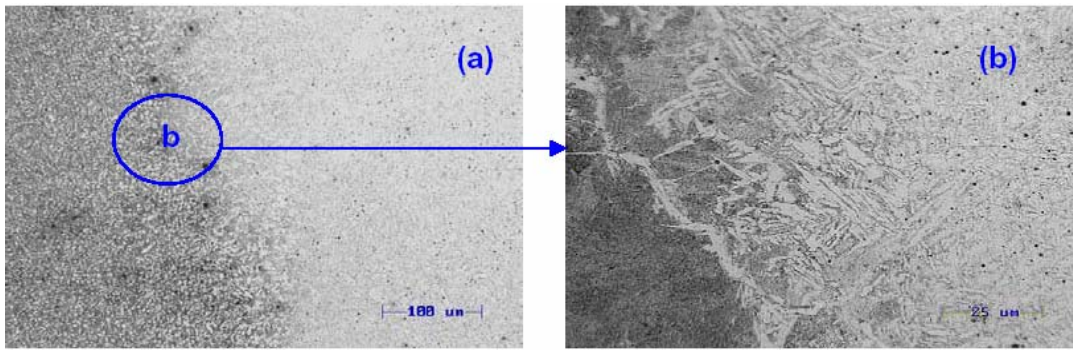


Figura IV-4.- Macrografía de la Intercara Cordón-Z.A.C.. (a)Vista General; (b) Detalle.

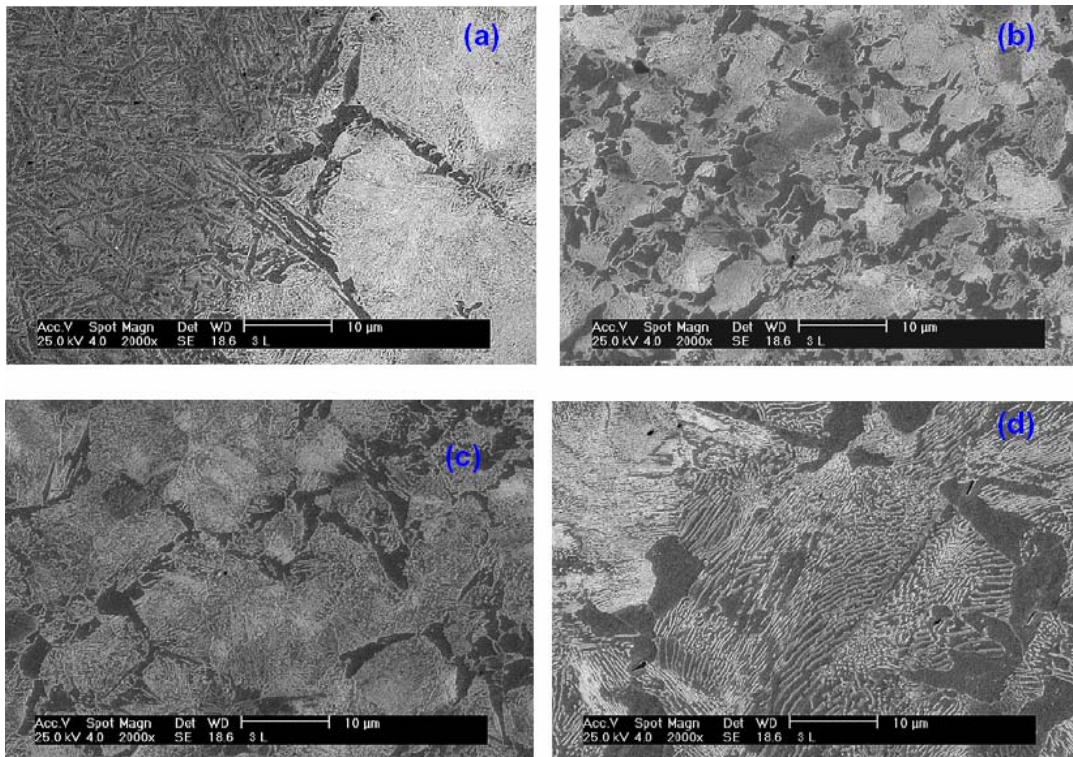


Figura IV-5.- Microestructura de la sección transversal de la Junta Soldada tomada mediante (MEB): (a) Región de la intercara Cordón-Zona afectada por el calor, (b) Zona afectada por el calor, (c) Zona afectada por el calor cercana al Metal Base, (d) Metal Base.

En la Figura Figura IV-6 se muestra una radiografía del cordón de soldadura, que conjuntamente con los estudios de microscopía óptica y las macrografías, constituyen el estudio para la caracterización de la junta soldada. Adicionalmente, se presenta un conjunto de imágenes de radiografías típicas mostrando estos defectos, los cuales ya han sido

publicados por el Sistema de END de la DUPONT (ver fig. 4.7) cuyo objetivo fue el de establecer una comparación.

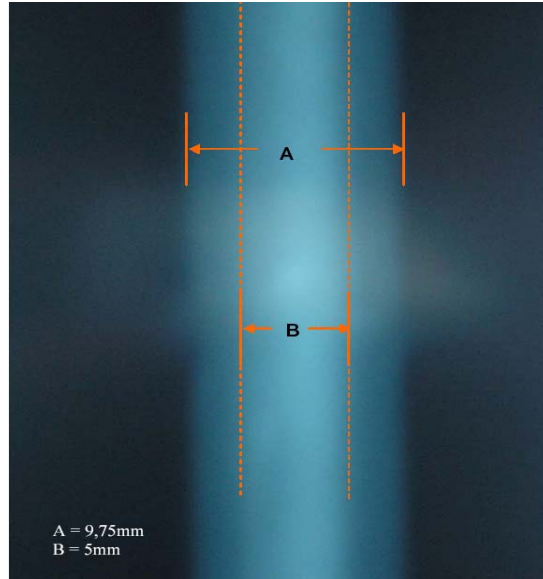


Figura IV-6.- Radiografía Industrial de la Junta Soldada.

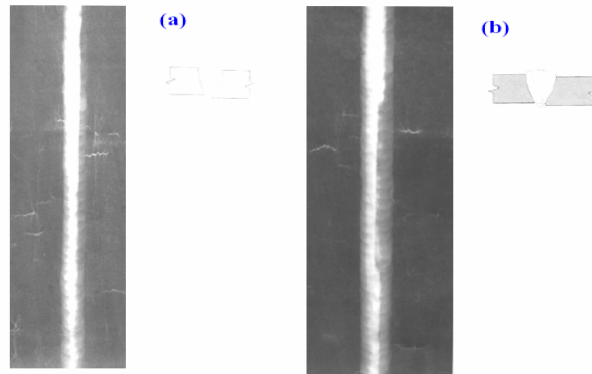


Figura IV-7.- Defectos típicos observados en una radiografía industrial (a) Desalineamiento; (b) Desalineamiento y falta de penetración por un solo lado.

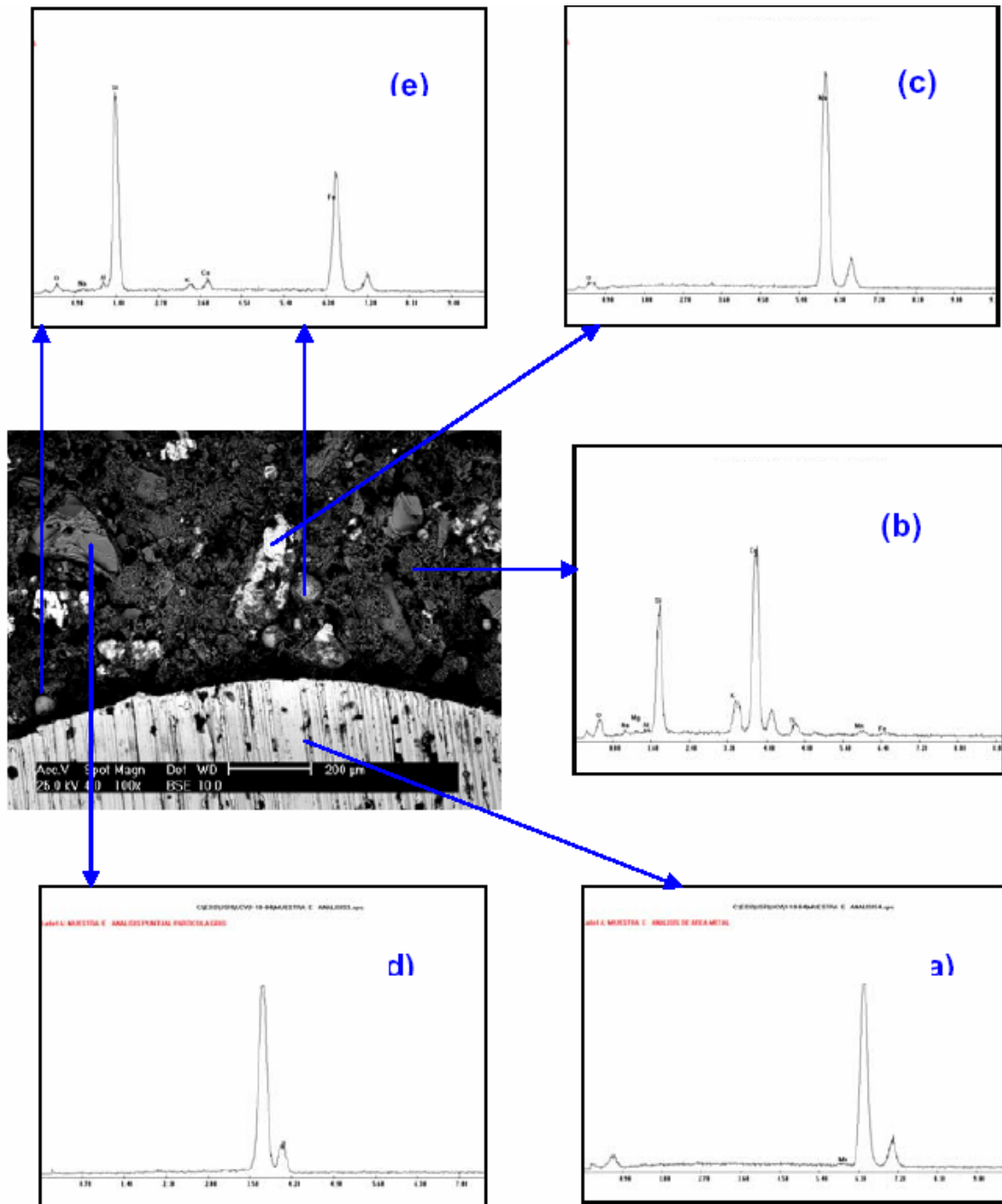


Figura IV-8.- Sección transversal del electrodo B-22 obtenida mediante MEB. (a) Análisis de la composición del alma del electrodo B-22; (b) Análisis de la composición del aglomerante. (c) EDS partícula clara; (d) EDS partícula gris oscuro; (e) EDS partícula esférica.

Tabla IV-1- Dureza Vickers para el acero AISI 1045

Carga (g)	Inverso Diagonal Promedio (mm)	Dureza Vickers (HB)	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 Estandar		14,51	0,14

Tabla IV-2.- Dureza Vickers para distintas regiones de la junta soldada.

Carga (g)	Cordón		ZAC		MB	
	(HB)	(GPa)	(HB)	(GPa)	(HB)	(GPa)
300	263,6	2,58	281,28	2,76	245,5	2,41

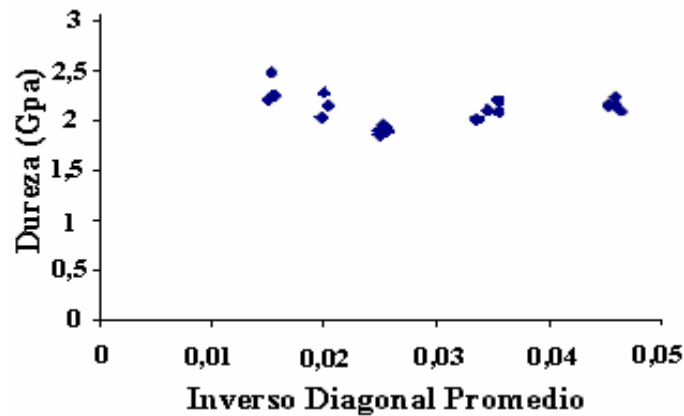


Figura IV-9.- Curva de dureza (GPa) vs. Inverso de la diagonal promedio.

La Figura IV-10 presenta un gráfico de la dureza Vickers en función de la posición a partir del cordón de soldadura, hasta alcanzar el metal base.

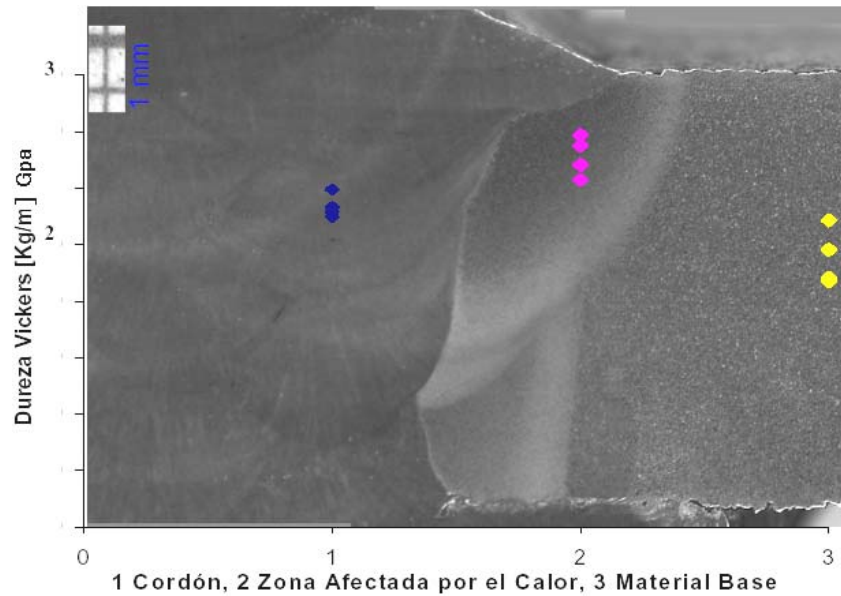


Figura IV-10.- Perfil de dureza del conjunto Material Base- Cordón de Soldadura.

4. 2.- Ensayo de Tracción Uniaxial

En la Tabla IV-3.- Propiedades mecánicas obtenidas del ensayo de tracción de un acero 1045 (metal base) obtenidos de la curva de esfuerzo deformación. se presentan los valores del esfuerzo de fluencia, σ_y , y esfuerzo real a carga máxima, σ_{uts} , derivados de las curvas esfuerzo-deformación real que se presentan en la Figura IV-11. Cabe destacar que estos ensayos se realizaron en condición de entrega. También hay que recordar que para cada uno de estos ensayos 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.

Tabla IV-3.- Propiedades mecánicas obtenidas del ensayo de tracción de un acero 1045 (metal base) obtenidos de la curva de esfuerzo deformación.

Probeta	σ_y [MPa]	σ_{uts} [MPa]	%Alarg.
1	398	821	22
2	394	807	18
3	385	830	23
Promedio	392	819	21
Desv. Est.	7	12	3

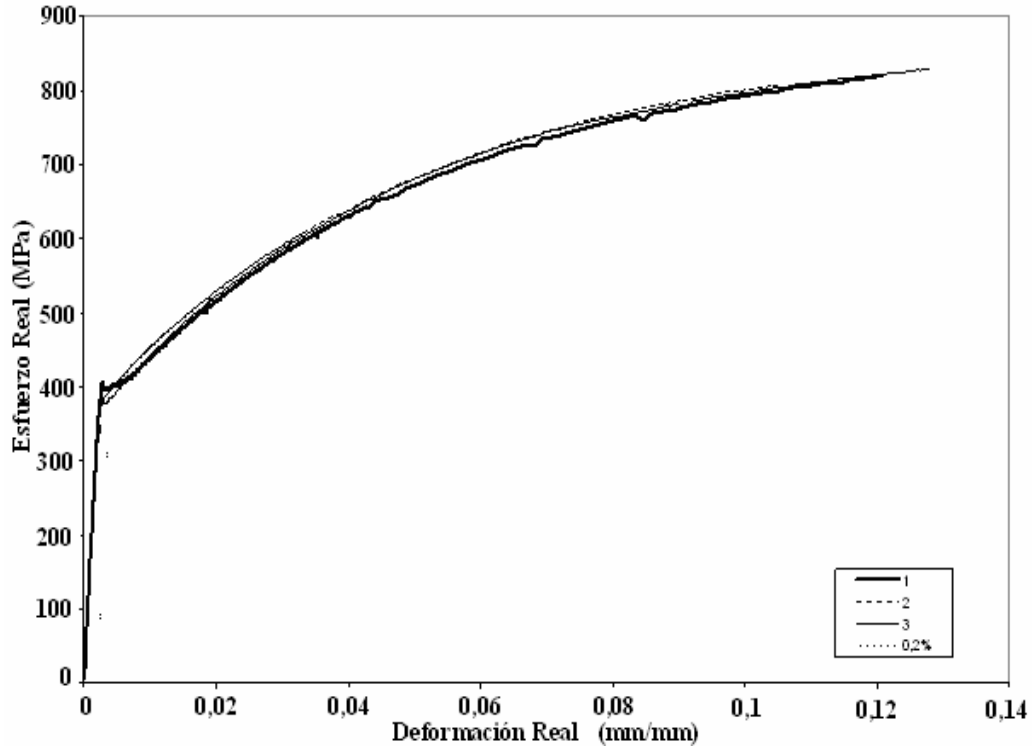


Figura IV-11.- Curva de esfuerzo-deformación para un acero AISI 1045 (metal base).

4.3.- Condiciones Superficiales de las Probetas

Previo a los ensayos de tracción se realizó un estudio de la rugosidad de las probetas para comprobar que cumplieran con las normas establecidas, ya que dicho parámetro pudiera afectar los resultados de los ensayos de fatiga. Con el pulido de las muestras se evita la presencia de concentradores de esfuerzo adicionales al cordón mismo, los cuales pudieran constituir puntos potenciales de nucleación de grietas. La condición superficial final de las probetas antes del ensayo se puede juzgar a partir de la siguiente tabla:

Tabla IV-4.- Rugosidad promedio de las probetas

Probetas	Rugosidad (Ra) (μm)
1	0,119
2	0,119
3	0,077
4	0,088
Promedio	0,101

A continuación se presentan los perfiles de rugosidad respectivos:

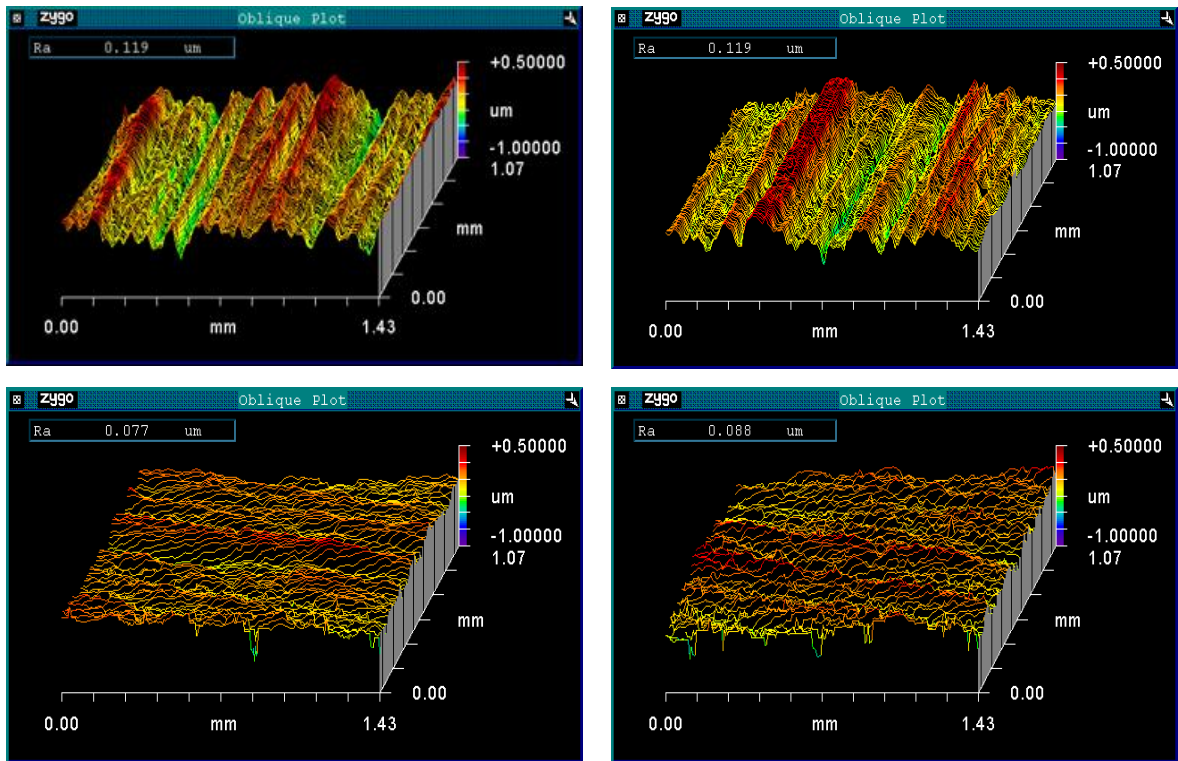


Figura IV-12.- Estudio perfilométrico de las probetas



Figura IV-13.- Condición superficial de las probetas antes de ser ensayadas.

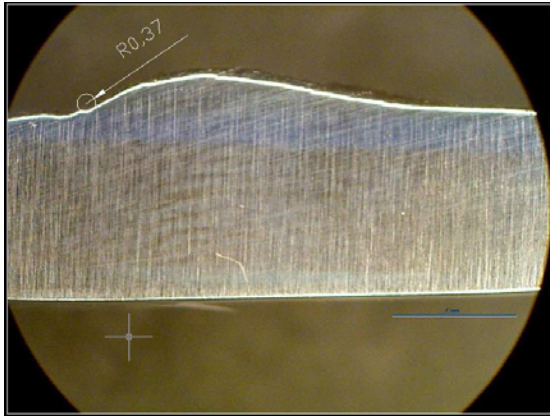
4.4.- Macrografías y radios de curvaturas

A continuación se presentan los radios de curvatura medidos en la zona ubicada entre el cordón y la zona afectada por el calor, los cuales fueron hallados a través del programa Autocad 2006 tal como se indica en la sección 3.6 del procedimiento experimental. La

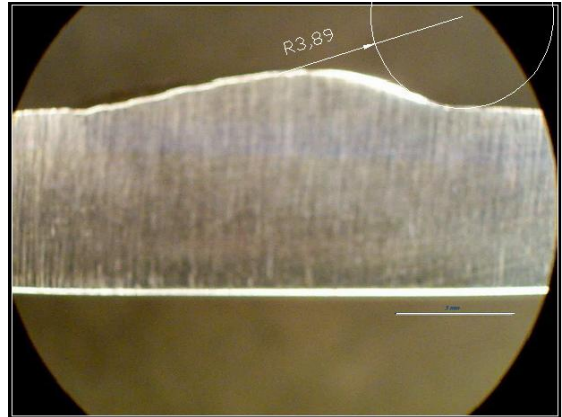
nomenclatura NA, indica que el radio de curvatura tienden a infinito. En las figuras Figura IV-14 a se presentan las respectivas macrografías a las que se les pudo medir el radio de curvatura.

Tabla IV-5 .- Valores de los radios de curvatura del cordón de soldadura.

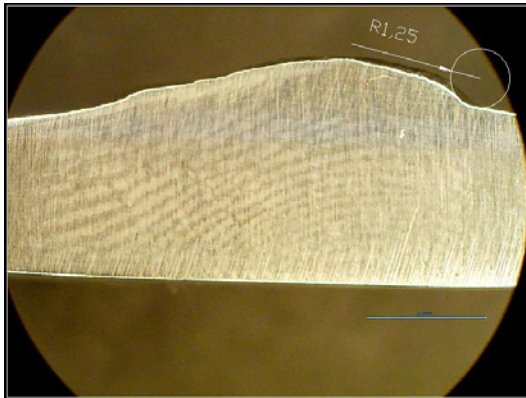
Probeta	Lado A (mm)		Lado B (mm)	
	Radio 1	Radio 2	Radio 1	Radio 2
11	0,37	NA	NA	3,89
12	NA	NA	NA	NA
13	NA	1,25	11,2	NA
14	NA	NA	3,6	NA
15	4,51	1,14	NA	NA
16	NA	6,38	1,37	NA
17	0,44	NA	NA	10,59
18	0,94	NA	NA	10,73
19	NA	NA	1,88	NA
20	NA	NA	NA	NA
23	NA	5,29	1,06	NA
24	NA	NA	NA	NA
26	NA	NA	NA	NA
27	NA	NA	NA	NA
28	0,48	1,11	NA	2,89
30	NA	NA	NA	NA
34	NA	3,57	0,93	NA
36	5,45	NA	NA	2,91



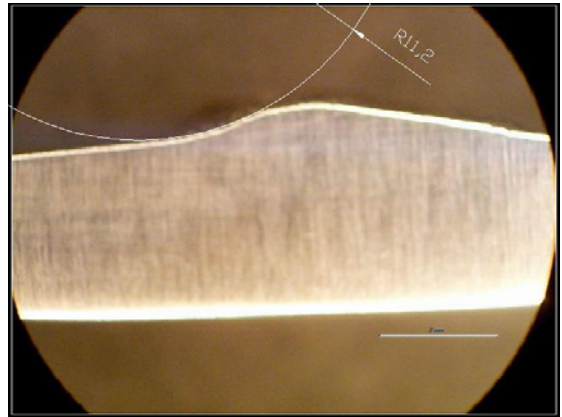
Probeta 11 Cara A



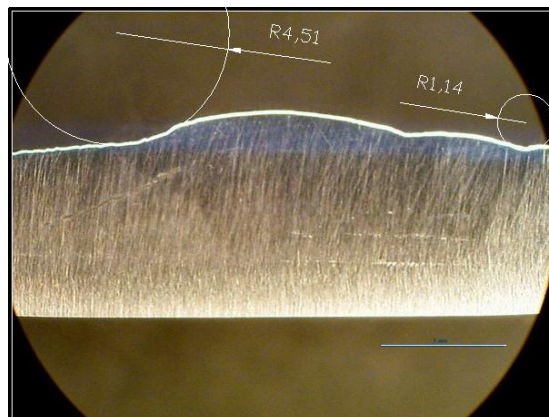
Probeta 11 Cara B



Probeta 13 Cara A

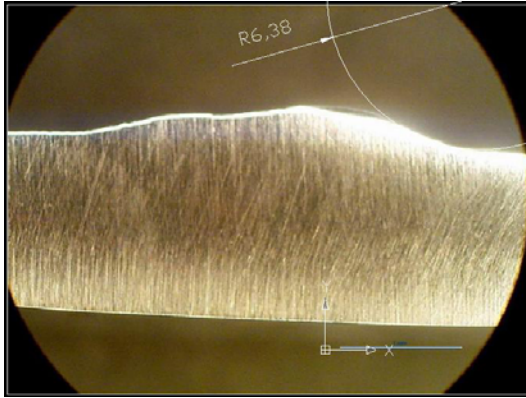


Probeta 13 Cara B

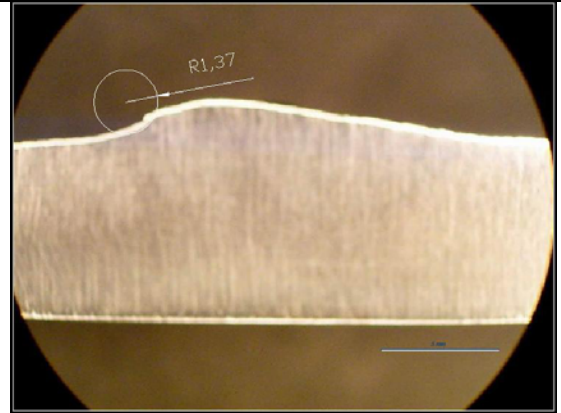


Probeta 15 Cara A

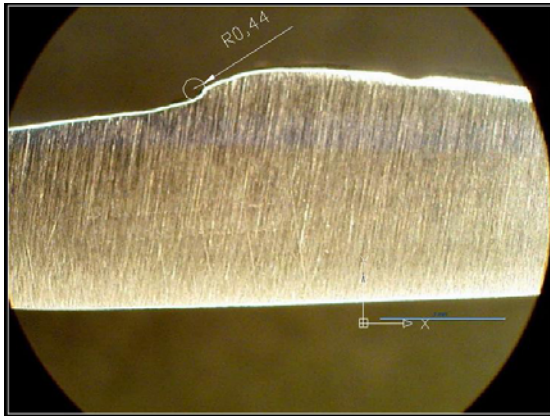
Figura IV-14 .- Macrografías y radios de curvatura; probetas 11, 13 y 15.



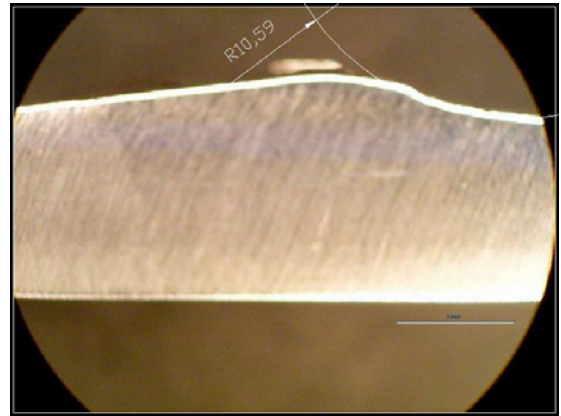
Probeta 16 Cara A



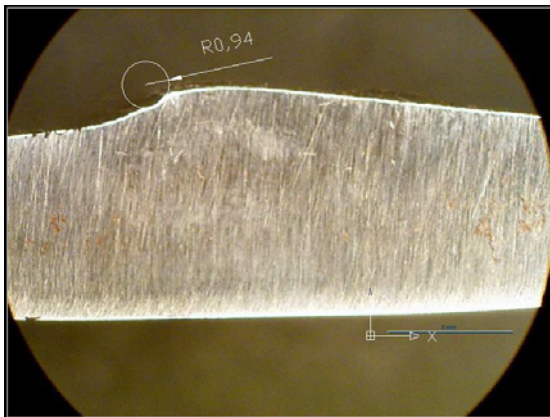
Probeta 16 Cara B



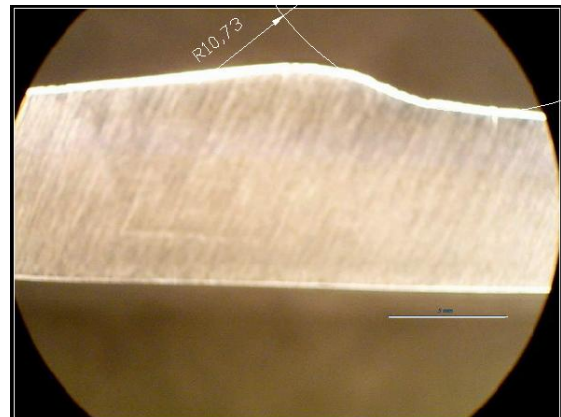
Probeta 17 Cara A



Probeta 17 Cara B

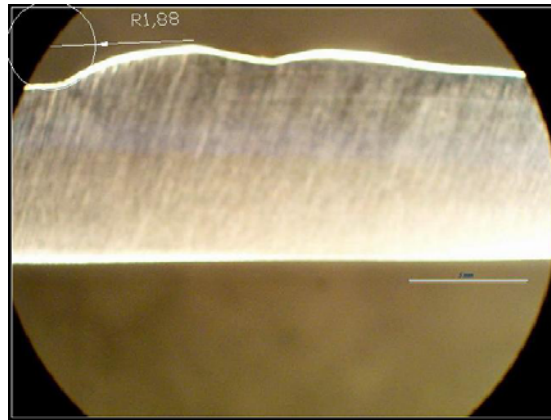


Probeta 18 Cara A

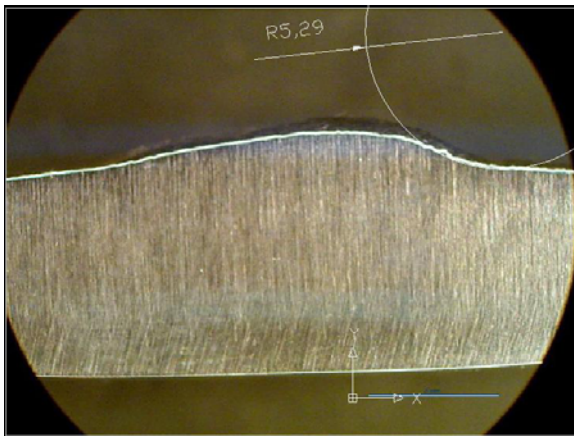


Probeta 18 Cara B

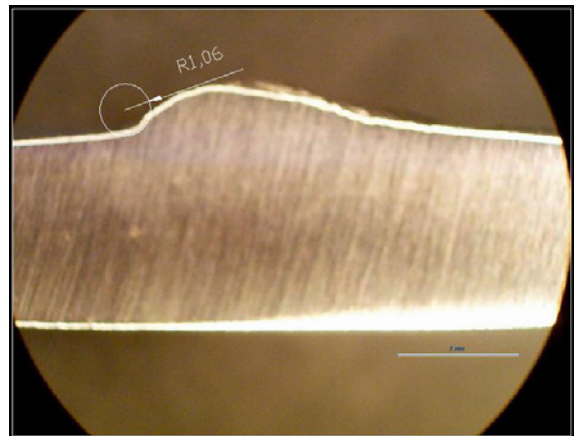
Figura IV-15.-Macrografías y radios de curvatura; probetas 16, 17 y 18.



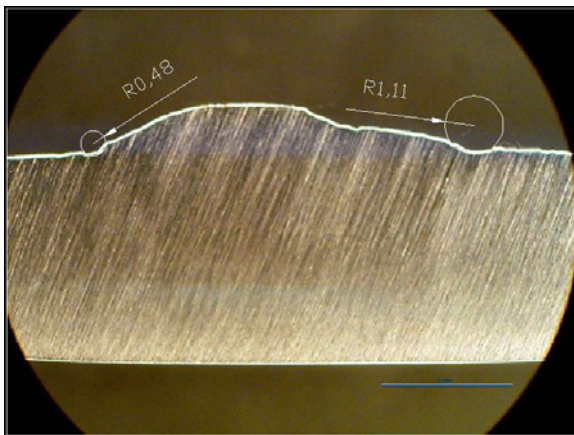
Probeta 19 Cara B



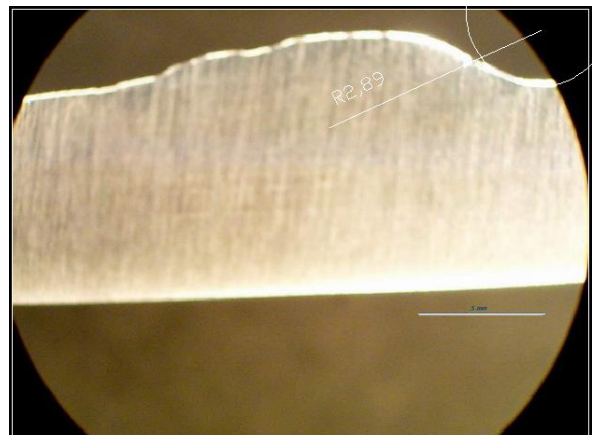
Probeta 23 Cara A



Probeta 23 Cara B

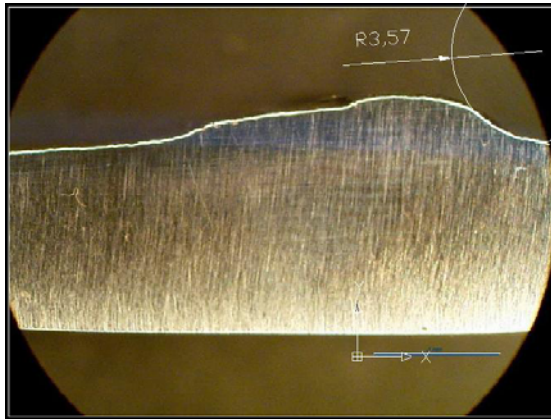


Probeta 28 Cara A

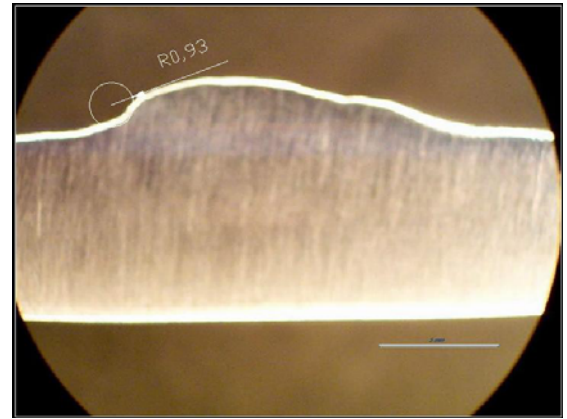


Probeta 28 Cara B

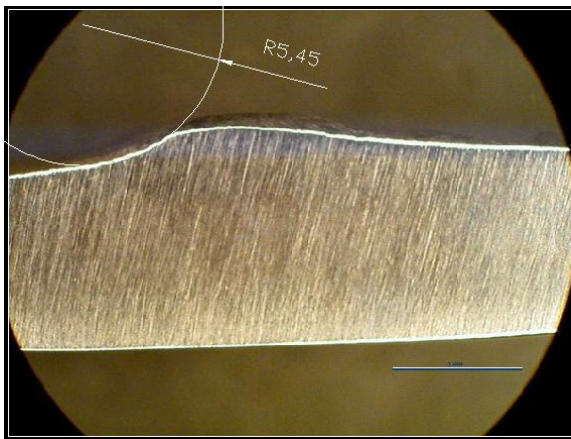
Figura IV-16 .- Macrografías y radios de curvatura; probetas 19, 23, 28.



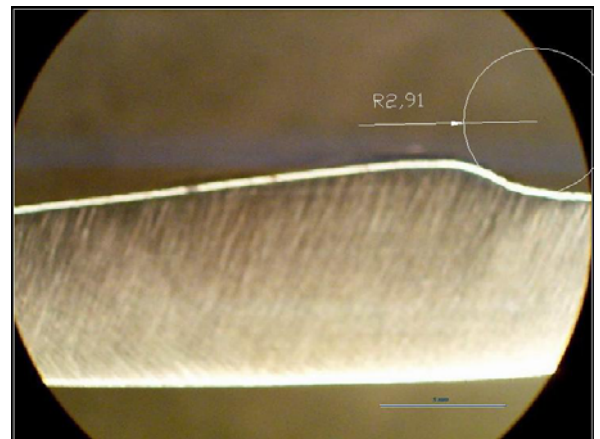
Probeta 34 Cara A



Probeta 34 Cara B



Probeta 36 Cara A



Probeta 36 Cara B

Figura IV-17 .- Macrografías y radios de curvatura; probetas 34 y 36.

4.5.- Ensayos de Fatiga

4.5.1.- Ensayos de fatiga para el material base y la junta soldada

Se realizaron una serie de ensayos de fatiga axial en el material base a fin de comparar la resistencia a la fatiga del mismo con el de la junta soldada. Estos ensayos fueron llevados a cabo a diferentes niveles de esfuerzo los cuales fueron de 440, 455, 470, 485, 500 y 585 MPa. Se ensayaron un total de 13 probetas y 8 probetas para la junta. Los resultados se presentan en la Tabla IV-6 y IV-.7 respectivamente. Las Curvas de Wöhler están representadas en la Figura IV-18.

Tabla IV-6.- Resultados obtenidos en los ensayos de fatiga axial del metal base de acero AISI 1045.

Probeta	Identificación	Esfuerzo (MPa)	N_f	Desviación Estándar	Promedio
Metal Base	7	440	853.993	232610	826.420
	8		1.044.014		
	9		581.252		
	10	455	225.063		225.063
	1	470	439.571	149874	270.129
	2		215.892		
	3		154.923		
	11	485	385.956	148329	281.072
	13		176.187		
	4	500	158.237	82348	251.143
	5		315.136		
	6		280.055		
	12	585	34.194		34.194

Tabla IV-7 .- Resultados de los ensayos de fatiga axial de la Junta Soldada de acero AISI 1045.

Probeta	Identificación	Esfuerzo (MPa)	N_f	Desviación Estándar	Promedio
Junta Soldada	19	360	503.235	55329	464112
	28		424.988		
	17	370	469.116	9926	462148
	18		455.079		
	16	375	458.067	90423	522006
	14		585.945		
	11	400	121.270	18972	134685
	12		148.100		

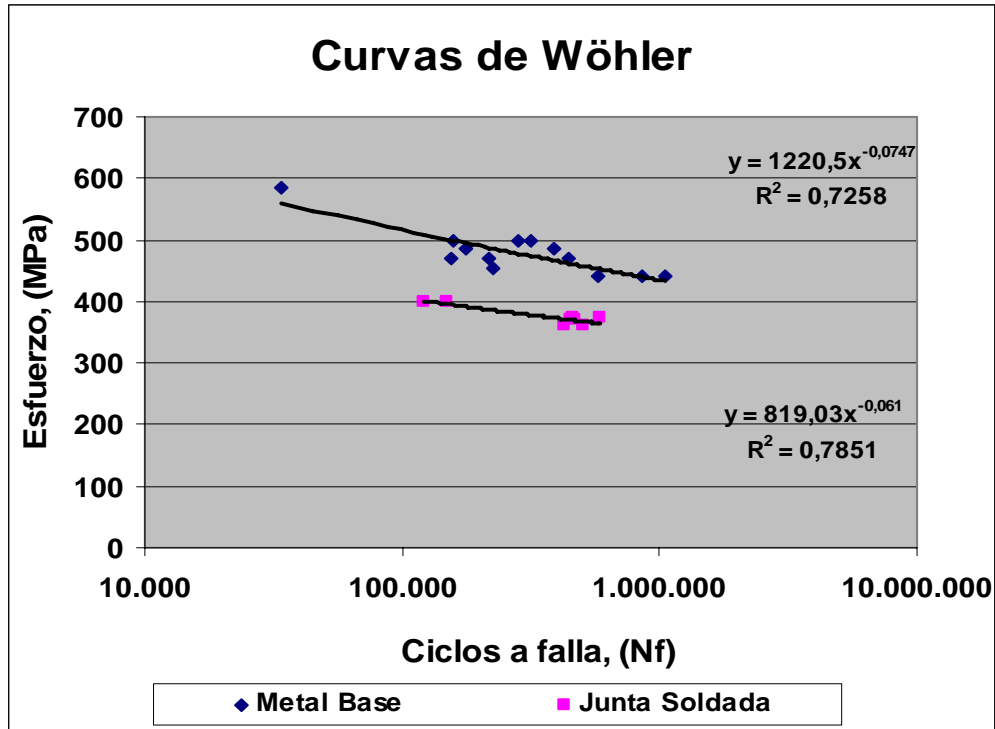


Figura IV-18.- Curvas de Wöhler tanto del material base como de la junta soldada (escala semi-logarítmica).

A continuación se presentan en las Tabla IV-8 y IV-9 los parámetros de las ecuaciones de Básiquin tanto para metal base como para junta soldada respectivamente.

Tabla IV-8.- Parámetros de la Ecuación de Básiquin para el Metal Base, obtenidos experimentalmente.

Datos de la Curva		Parámetros Ec. Básiquin	
Pendiente	-0,0747	b	-0,0747
Intersección (eje Y)	3,0865	Sf	1220,5
		Ecuación de Básiquin:	
R ²	0,7258	Sa=1220,5Nf -0,0747	

Tabla IV-9.- Parámetros de la Ecuación de Básquin para la Junta Soldada, obtenidos experimentalmente.

Datos de la Curva		Parámetros Ec. Básquin	
Pendiente	-0,061	b	-0,061
Intersección (eje Y)	2,9133	Sf	819,03
		Ecuación de Básquin:	
R ²	0,7851	Sa = 819,03Nf -0,061	

4.5.2.- Ensayos de daño acumulado

Tanto para los ensayos en forma ascendente como descendente sólo se obtuvieron un total de ocho (8) resultados representativos y válidos, los cuales se presentan a continuación:

Tabla IV-10.- Resultados de los ensayos de dos bloques aplicados en forma ascendente y descendente.

#	N° Probeta	Ciclaje Ascendente		#	N° Probeta	Ciclaje Descendente	
		1° Bloque	2° Bloque			1° Bloque	2° Bloque
		360 MPa	400 MPa			400 MPa	360 MPa
1	20	232.056	649.287	5	34	67.457	704.348
2	27		285.000	6	30		464.000
3	36		292.330	7	15		417.859
4	24		148.377	8	23		2.366.405

Tabla IV-11.- Fracciones de vida consumida y remanente llevados a cabo en forma ascendente.

Ensayos Ascendentes (360 MPa → 400 MPa)						
#	N° Probeta	Xc	Ciclos (Xc)	Nf	Xr	Ciclos Totales
1	20	0,5	232.056	649.287	4,81	881.343
2	27			285.000	2,11	517.056
3	36			292.330	2,17	524.386
4	24			148.377	1,10	380.433

Tabla IV-12.- Fracciones de vida consumida y remanente llevados a cabo en forma descendente.

Ensayos Descendentes (400 MPa → 360 MPa)						
#	Nº Probeta	Xc	Ciclos (Xc)	Nf	Xr	Ciclos Totales
1	34	0,5	67.457	704.348	1,52	771.805
2	30			464.000	1,00	531.457
3	15			417.859	0,90	485.316
4	23			2.366.405	5,10	2.433.862

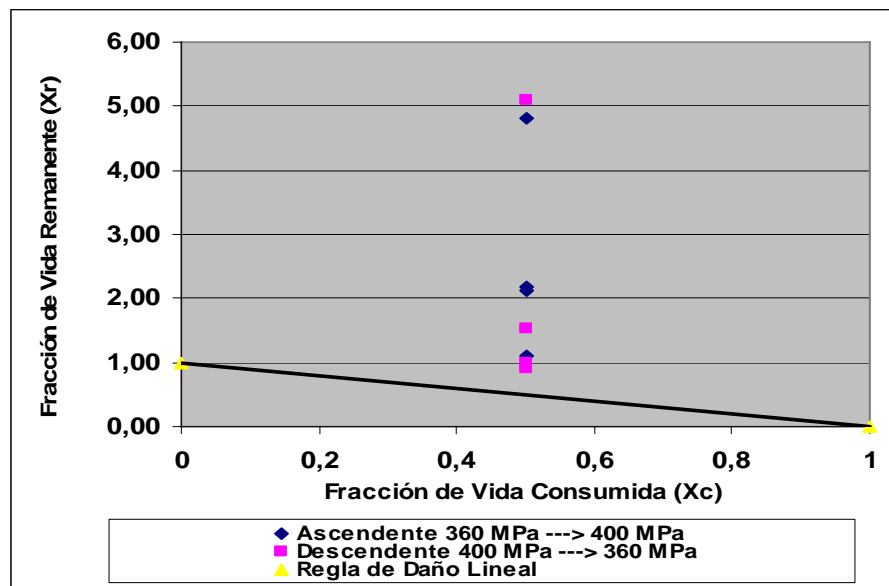


Figura IV-19.- Gráfico comparativo de las fracciones de vida remanente y consumida obtenidas experimentalmente y el comportamiento sugerido por Palmgren-Miner.

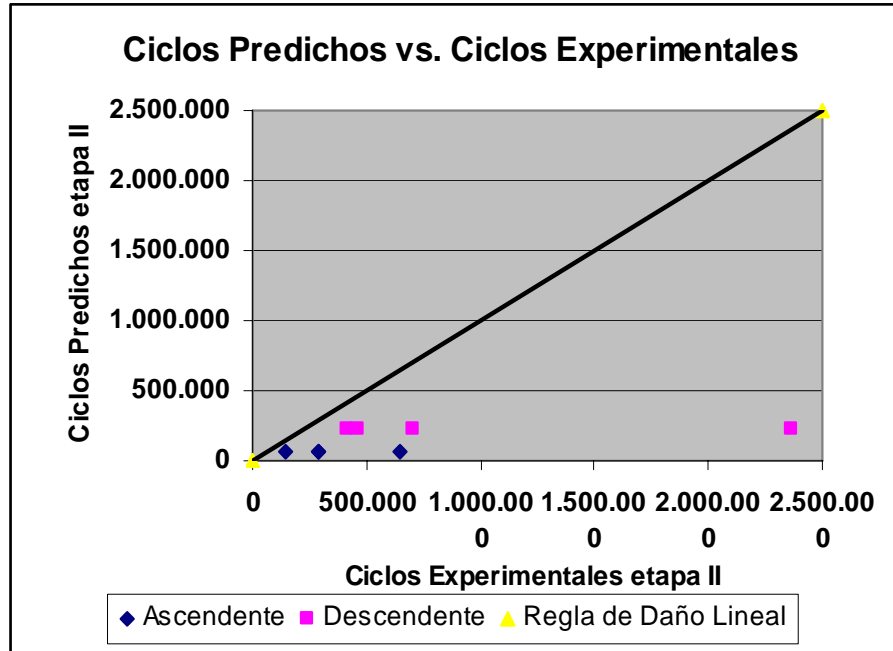
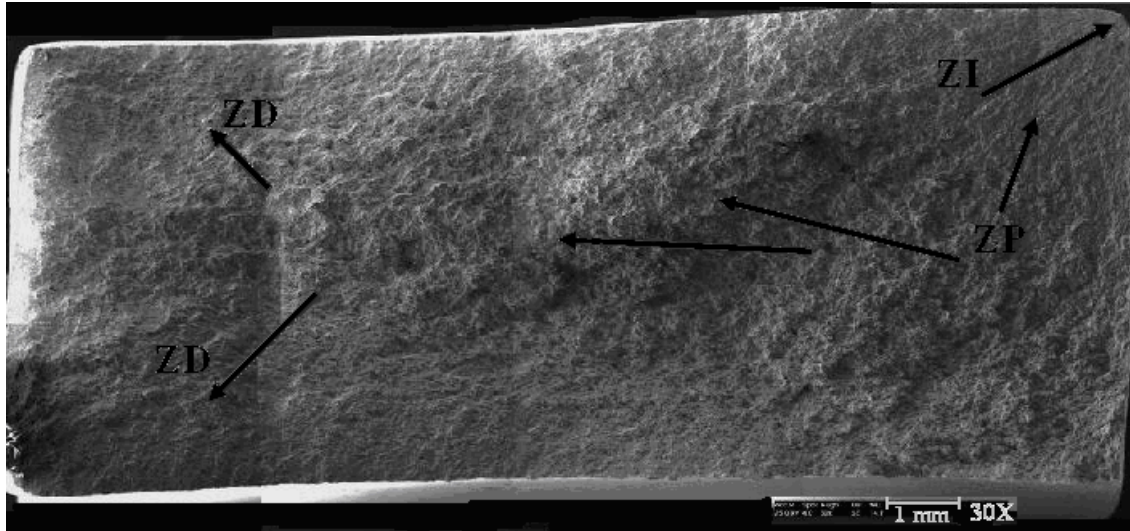


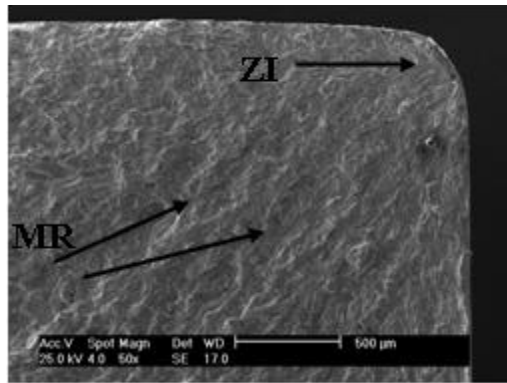
Figura IV-20 .-Curva de ciclos experimentales en la segunda etapa vs. número de ciclos predichos en la segunda etapa según el modelo de Palmgren-Miner.

4. 6.- Estudio Fractográfico

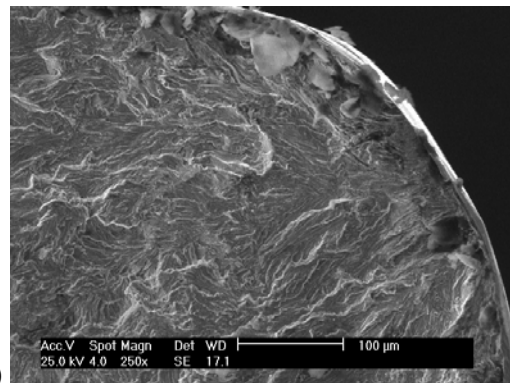
En las Figura IV-21 hasta la Figura IV-26 se pueden apreciar las macro y microfotografías realizadas a las probetas de junta soldada y material base.



(a)

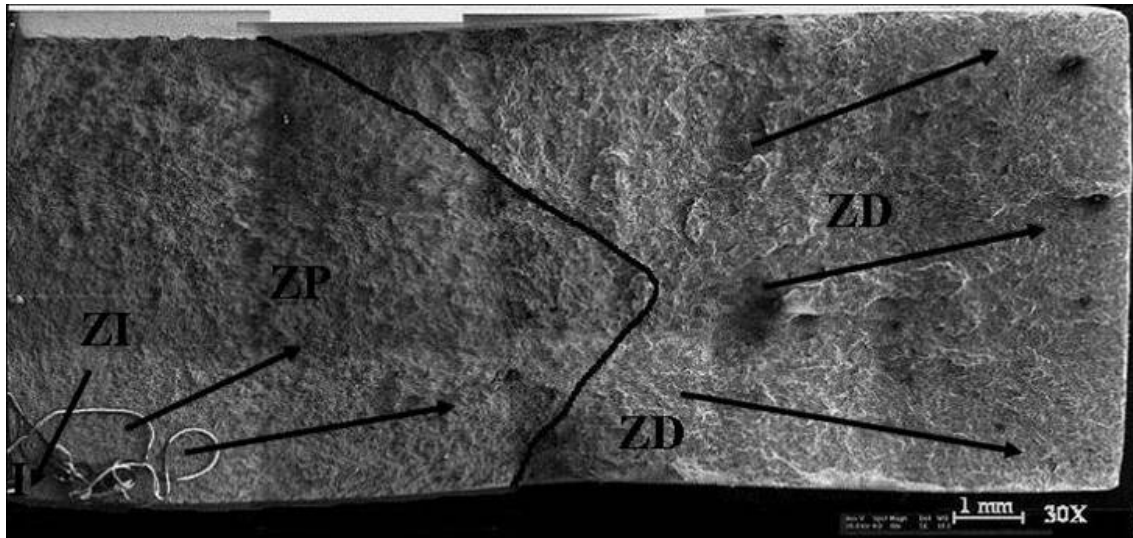


(b)

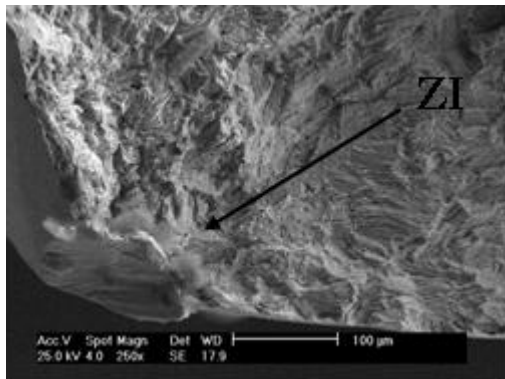


(c)

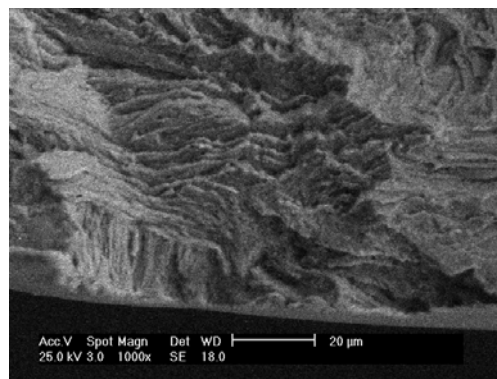
Figura IV-21.- Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la probeta de material base identificada como 1206 sometida a fatiga uniaxial a 500 MPa, (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle de inicio de grieta [50X]; (c) Detalle de inicio de grieta [250X].



(a)

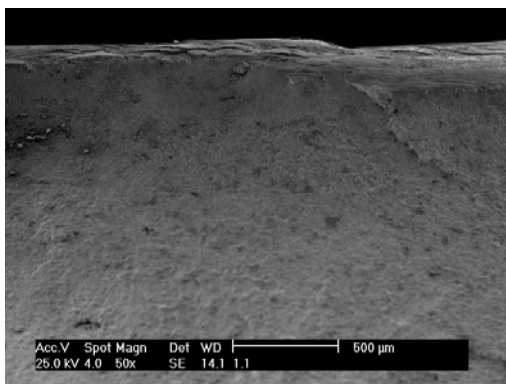
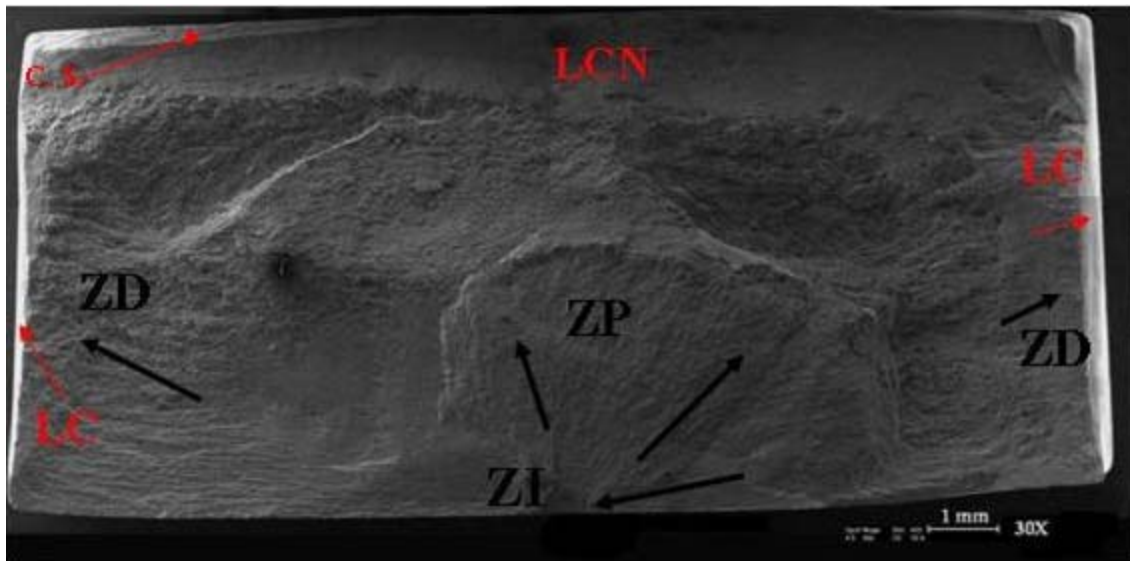


(b)

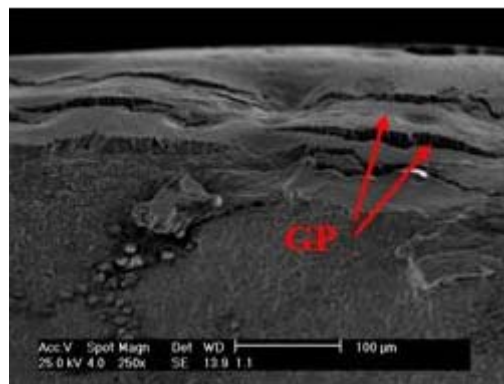


(c)

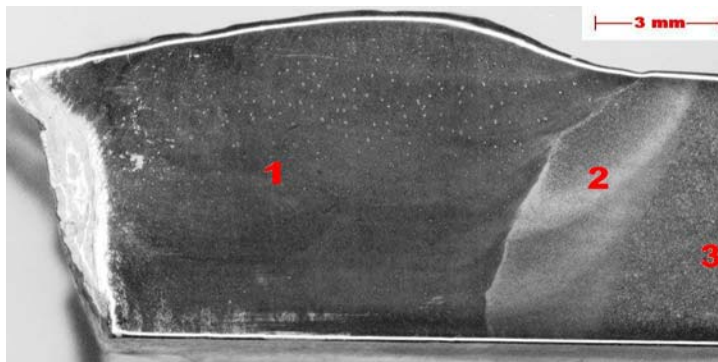
Figura IV-22.- Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la probeta de material base identificada como 1207 sometida a fatiga uniaxial a 440 MPa, (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle de inicio de grieta [250X]; (c) Detalle de inicio de grieta [1000X]



(b)



(c)



(d)

Figura IV-23.- Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la junta soldada identificada como 11 sometida a fatiga uniaxial a 400 MPa, (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle de inicio de grieta [50X]; (c) Detalle de inicio de grieta [250X]; (d) Lateral mostrando: 1-Cordón, 2-Z.A.C. y 3-M.B.

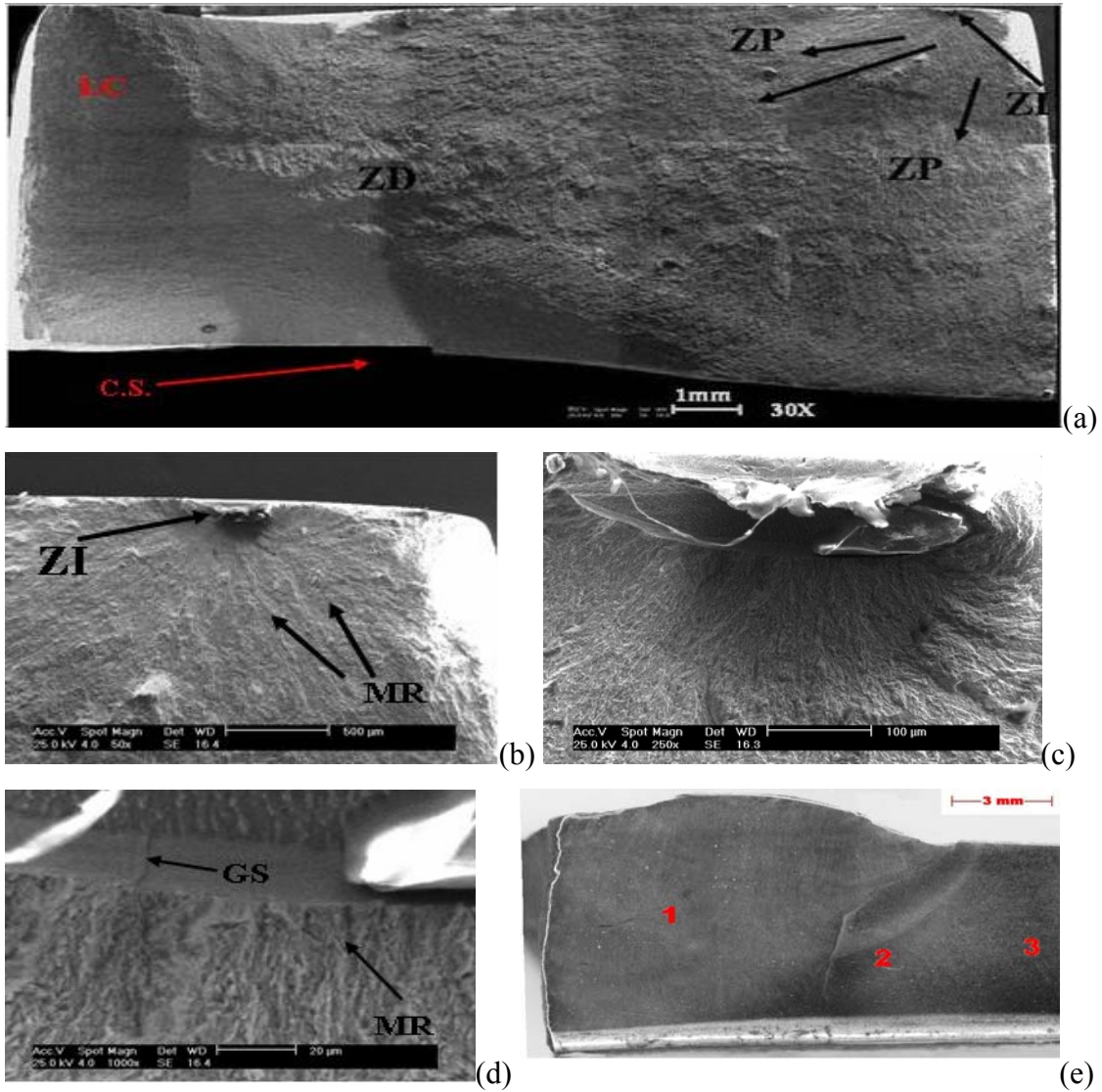


Figura IV-24 .- Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la junta soldada identificada como 19 sometida a fatiga uniaxial a 360 MPa, (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle del inicio de grieta [50X]; (c) Detalle a [250X]; (d) Detalle a [1000X]; (e) Lateral mostrando: 1-Cordón, 2-Z.A.C y 3- M.B.

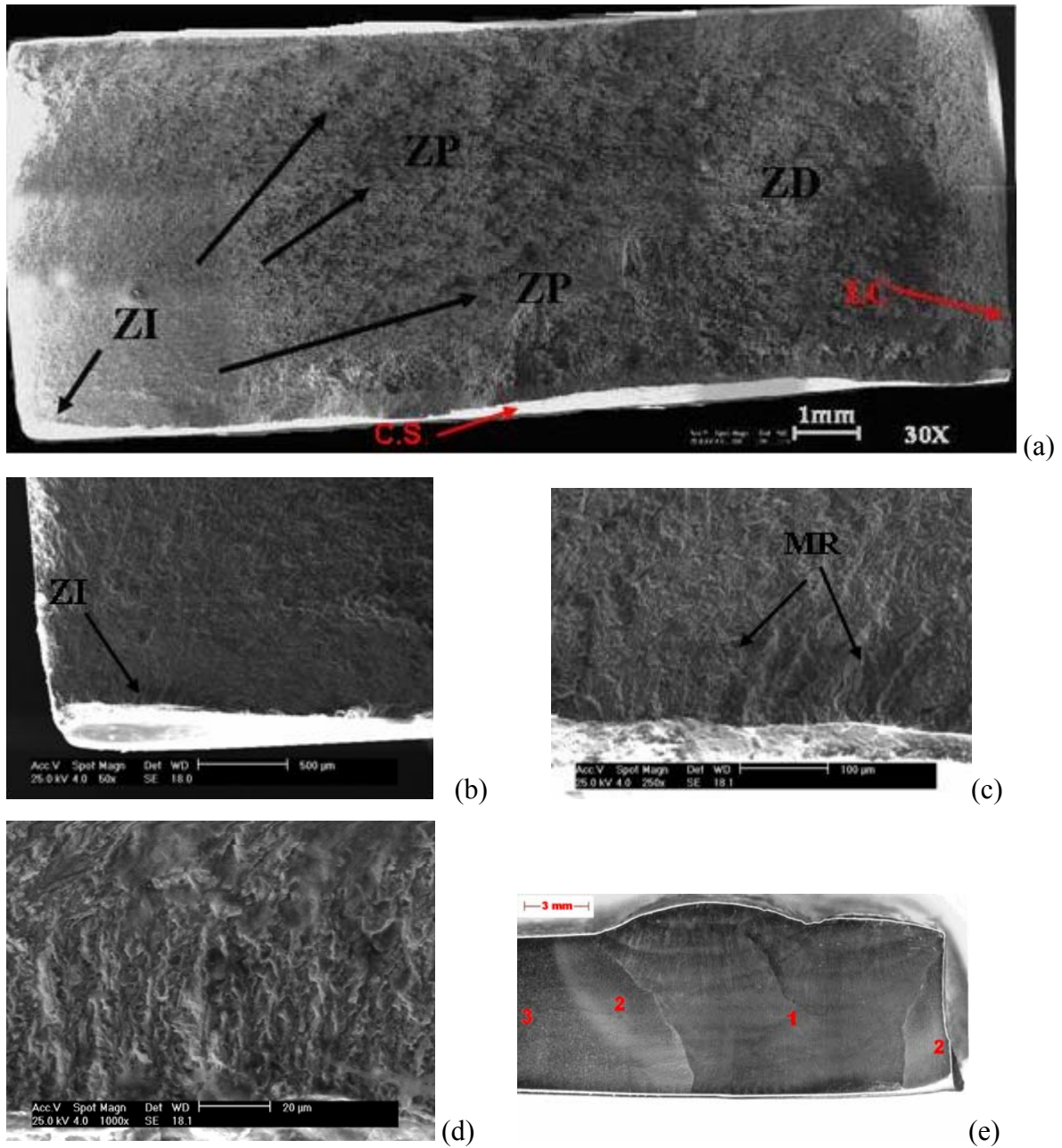


Figura IV-25 .- Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la junta soldada identificada como 27 sometida a ensayos de daño acumulado, en forma ascendente 0,5 Xc (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle del inicio de grieta [50X]; (c) Detalle del inicio de grieta [250X]; (d) Detalle del inicio de grieta [1000X]; (e) Lateral mostrando: 1-Cordón, 2-Z.A.C. y 3-M.B.

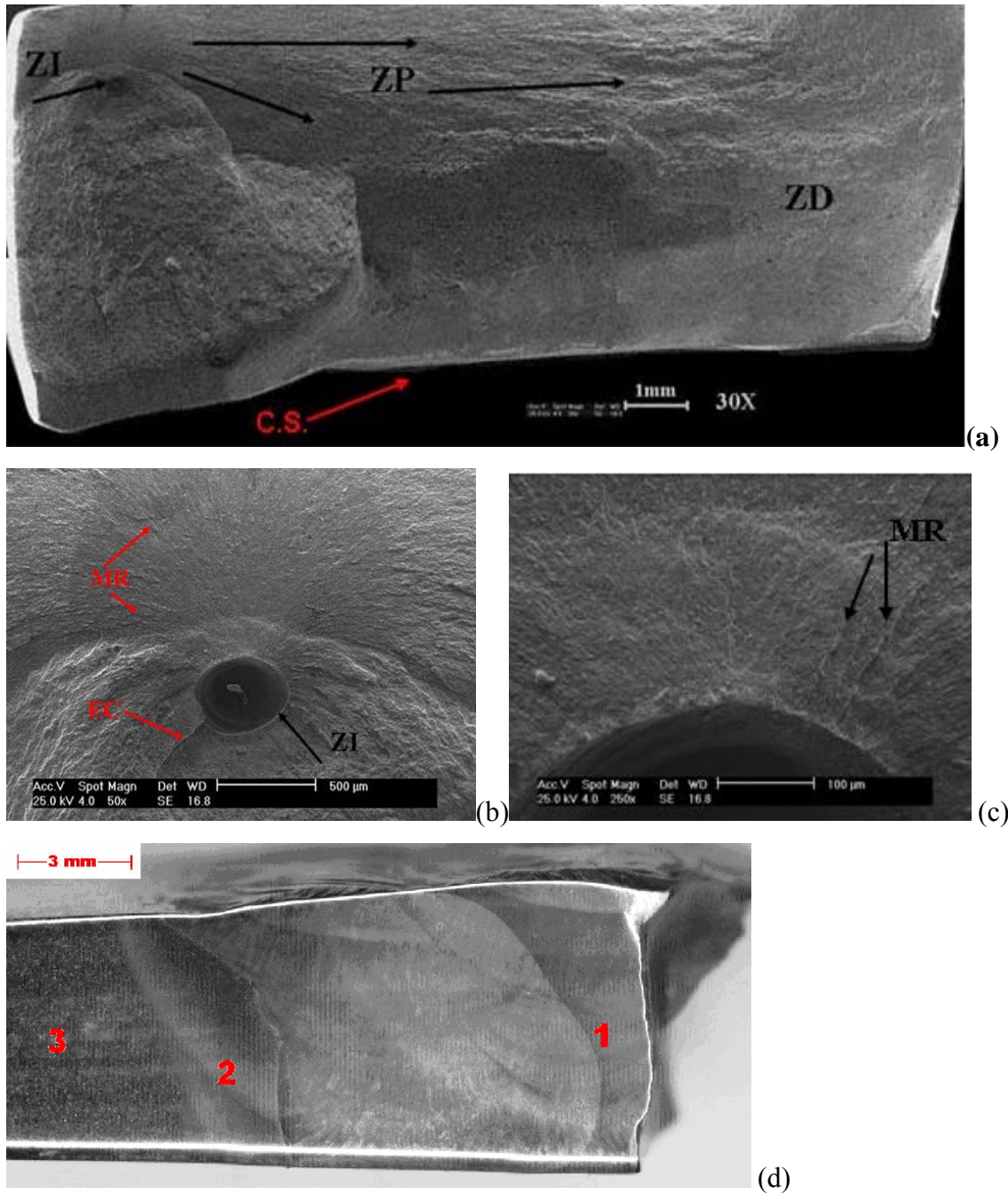


Figura IV-26 .- Fotomacrografía y fotomicrografías correspondientes a la junta soldada identificada como 30 sometida a ensayos de daño acumulado, en forma descendente 0,5 Xc (a) Superficie de fractura [30X]; (b) Detalle del inicio de grieta [50X]; (c) Detalle del inicio de grieta [250X]; (d) Lateral mostrando: 1-Cordón, 2-Z.A.C. y 3-M.B.

CAPÍTULO V

ANÁLISIS DE RESULTADOS

CAPÍTULO V

ANÁLISIS DE RESULTADOS

5.1.- Evaluación microestructural del Metal Base

La fotomicrografía IV-1 (a) fue tomada en una zona cercana al borde en tanto que la figura IV-1 (b) se tomó en el centro del espécimen, en ambas se puede apreciar la presencia de una red de ferrita en forma de placa (zonas claras), estructura equiaxial con una distribución del grano en forma homogénea, también se observa una estructura perlítica que corresponde a las zonas grises típica de un acero al medio carbono. Todo lo anterior sugiere que este material luego del conformado pudo ser sometido a un tipo de tratamiento térmico de normalizado. Otra posibilidad que cabe pensar es que este material haya sido sometido a un proceso de laminado en caliente.

La Figura IV-2 muestra un vista general del cordón de soldadura apreciándose un aspecto uniforme y rectilíneo, un detalle que hay que resaltar es el hecho de que no se visualizan regiones en donde se evidencien la condición de parada-inicio, lo cual se presentaría si durante la aplicación del cordón, esta práctica fuese interrumpida por algún motivo, como por ejemplo el agotamiento del electrodo. También se nota la presencia de rizos en la superficie, lo cual es imposible de evitar. Por otro lado, no se aprecian salpicaduras, inclusiones u óxidos superficiales que emerjan del cordón o en sus adyacencias. De la misma manera, tampoco se observa la presencia de poros de magnitud apreciable que pudiesen ser detectados a las magnificaciones utilizadas en la lupa estereográfica. Al ver la Figura IV-3 se puede apreciar que no se revelan defectos típicos como falta de fusión y/o penetración del cordón, presencia de poros, inclusiones, microgrietas, etc., lo que habla muy bien de la aplicación del cordón. En el detalle (c) se aprecia una microestructura más fina que la presentada por el material base en el detalle (b), lo cual se puede explicar en términos de un proceso de recristalización forzada por un incremento en la temperatura y el posterior enfriamiento brusco de las zonas cercanas a la zona de fusión, generándose una zona de grano más fina, trayendo como consecuencia una diferencia en cuanto a las propiedades mecánicas según la zona estudiada, como lo

demuestran los resultados obtenidos de las pruebas de microindentación. En la Figura IV-4a se muestra un detalle de la intercara cordón-zona afectada por el calor. A mayor resolución se puede apreciar en la Figura IV-4b una variación morfológica local, comparando la microestructura desarrollada en el cordón con la de la zona afectada por el calor. Esta diferencia puede atribuirse a la formación de una zona interfacial característica de estos procesos conocidos con el nombre de “Zona de Fusión del Metal Base”. En la unión soldada, la intercara de la soldadura es un estrecho límite que separa la zona de fusión del material de aporte del electrodo, de la zona afectada por el calor, constituida por 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.

A fin de verificar lo anteriormente expuesto se tomaron cuatro micrografías más mediante MEB, a fin de apreciar los cambios presentados en la microestructura a través de la junta como resultado de la aplicación de la soldadura. A través de microscopía óptica se pudo apreciar un cambio en el tamaño de la fase perlítica, el cual una vez finalizada la zona de fusión (intercara), en la Figura IV-5(a) se observa un tamaño de la perlita relativamente grande, cambiando bruscamente a una estructura fina la cual sólo pudo ser visualizada gracias a una alta magnificación tal como se aprecia en la Figura IV-.5b, para luego iniciarse un cambio paulatino en el tamaño de grano según se ve en la IV-.5c hasta llegar al metal base con su estructura original, ver figura IV-.5d.

En la Figura IV-6, el eje acotado B indica el cordón de soldadura, en tanto que la dimensión A corresponde a la pletina de refuerzo. Tal como se ve no hay presencia de poros, inclusiones, grietas así como evidencia alguna de defectos macroscópicos como desalineamiento, falta de fusión o penetración parcial.

En la Figura IV-8 se pueden apreciar los diferentes tipos de componentes que conforman el electrodo B-22, el cual tiene un diámetro de 3,35mm y una longitud de 45 mm. Todas las especificaciones se encuentran en el anexo 1. En esta imagen y con el apoyo

del análisis de composición, 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, es decir, la 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 Figura IV-8a. Por otra parte, al realizar un análisis detallado del recubrimiento de este electrodo, Figura IV-8b, se tiene que el aglomerante es decir, la matriz en donde están embebidos los demás elementos aleantes es de color gris oscuro y está compuesto por granos finos, y un alto porcentaje de Ca y Si entre otros componentes; también se pueden detectar Na, Ti, Mn, etc., estos últimos en cantidades poco significativas. 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 Mn, Figura IV-8c. Luego se tiene que las partículas grises, de geometría también irregular son mayoritariamente ricas en Ca, Figura IV-8 (d). Finalmente, las esferas de color gris claro son ricas en Fe y Si, aunque también tiene otros componentes tales como Al, K, Ca y Na, Figura IV-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.

En las Tabla IV-1 y IV-2 se muestran los valores obtenidos de dureza producto de un barrido de cargas aplicadas a dos muestras, una de material base y otra del la junta soldada respectivamente. En la primera tabla se observa que la menor dureza obtenida fue para la menor carga, en tanto que para la carga de 200 g. se obtuvo el máximo valor. En orden de mayor a menor dureza encontramos que la ZAC posee la máxima luego el cordón de soldadura y finalmente el material base.

Los datos obtenidos a partir de los ensayos de microindentación para el material base se presentan en la Tabla IV-1 ; los mismos revelan un comportamiento bastante uniforme en relación a los valores de dureza aquí determinados, lo cual 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.

En la Figura IV-9 se observa una tendencia horizontal al describir la relación funcional que existe entre los valores de la dureza y el inverso de la diagonal promedio. Este comportamiento sugiere 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.

De acuerdo a los resultados obtenidos de la evaluación por microindentación del material base, 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. 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 Figura IV-10, se grafica la dureza Vickers en función de la posición a partir del cordón de soldadura, hasta alcanzar el metal base, el cual 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 2,58 GPa, 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 4.1.2.

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 Fe que deposita un acero de baja aleación, al Cr-Mo. 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.

En la Tabla IV-3 se tienen los resultados obtenidos a partir del Ensayo de tracción uniaxial realizado para el material base en condición de entrega. En las curvas esfuerzo-deformación (Figura IV-11) se verifica claramente la reproducibilidad de los ensayos. El valor obtenido de esfuerzo de fluencia fue utilizado para determinar los valores de los esfuerzos que serían empleados en los ensayos de fatiga.

Cabe mencionar que para la determinación del estudio de la rugosidad fueron seleccionadas las probetas que visualmente presentaban menor calidad superficial, para asegurar que el resto de las piezas presentaran mejores condiciones. Aparte, se estableció que el promedio de la rugosidad anteriormente indicada es de $0,1 \mu\text{m}$ como se observa en la Tabla IV-4, está por la mitad del valor máximo establecido en la norma ASTM 606. La preparación superficial de las probetas es de suma importancia para los análisis de fatiga, lo que hace indispensable la eliminación de cualquier discontinuidad de la superficie. Podemos garantizar que las condiciones superficiales para la realización de los ensayos tanto de fatiga como de tracción fueron las ideales, esto colaboró en la reducción de concentradores de esfuerzos que podrían originar la nucleación de grietas producto de las condiciones originales presentadas en las probetas. El estado final de las probetas antes de ser ensayadas pudo ser observado en la Figura IV-13

A fin de determinar la incidencia de los radios de curvatura sobre la vida a fatiga, se realizaron mediciones de los cuatro radios de curvatura de las probetas a ensayar. Tal como se mencionó en la sección 3.6 (ver Figura IV-14, IV-15, IV-16, IV-17), en la Tabla IV-5 se señalan los radios de curvatura que no tienden a infinito. Dicho proceso no es otro sino el manual, el cual es susceptible a originar múltiples defectos a parte de la variabilidad en cuanto al valor de los mismos. Los radios de curvatura fueron inspeccionados a las 43 probetas, pero fueron señalados solo 18 de ellos, correspondientes a los ensayos válidos. Por otro lado, la variación en los radios de curvatura es producto del proceso en sí empleado para la obtención de la junta. Algunas de las probetas no tienen indicado el valor del radio, esto se debe a que su geometría resultó bastante plana, en otras palabras el radio

de curvatura tiende a infinito. Estos radios de curvatura podrían influir de una manera directa sobre la resistencia a la fatiga del material.

En las Tabla IV-6 y IV-.7 se pueden apreciar los resultados obtenidos de los ensayos de fatiga axial con el metal base y la junta soldada respectivamente, para el primero se ensayaron un total de 13 probetas, cantidad suficiente como para tener una buena representación del comportamiento del material, en tanto que para la junta soldada contamos con tan solo 8 ensayos válidos debido a la poca disponibilidad de material. De estos resultados obtuvimos las curvas de Wöhler correspondientes. Dichas curvas se pueden apreciar en la Figura IV-18 en escala semi-logarítmica, luego empleando un método de regresión lineal se obtuvieron los parámetros que aparecen en la ecuación de Bäsquin, es decir, S_f y b los cuales se presentan en las Tabla IV-8 y IV-.9.

Según la curva presentada en la Figura IV-19 , para el metal base se puede observar el comportamiento típico de un acero al carbono, a mayor esfuerzo aplicado, menor será la vida a fatiga del material, excepto por los valores obtenidos a 455 y 485 MPa donde el comportamiento es opuesto a lo indicado por la literatura⁽³⁾, estos dos valores no pudieron ser verificados debido a la poca disponibilidad de probetas, ya que inicialmente hubo una serie de ensayos cuyos resultados fueron inválidos pues la fractura se presentaba en la zona de los hombros de las mismas, debido posiblemente al diseño de la superficie de las mordazas que entra en contacto con el hombro de la probeta con el fin de sujetarla, inadecuado para este tipo de probetas. Otro factor que puede haber provocado la invalidez de algunos resultados es el desconocimiento acerca del valor de la presión necesaria que debe usarse para sujetar las probetas, pues al emplear un valor muy elevado se corre el riesgo de generar deformación plástica en los hombros de las probetas y en consecuencia esto actuaría como un concentrador de esfuerzo adicional e indeseado.

También se puede verificar que a mayores esfuerzos la dispersión disminuyó, comportamiento típico de todas las aleaciones metálicas en general; dicho comportamiento podría atribuirse al hecho de que bajo la aplicación de cargas elevadas, la falla esta

condicionada principalmente por el esfuerzo alternante, mientras que a bajos niveles de esfuerzo aplicado el factor probabilístico de nucleación de grieta tiene mayor peso⁽³⁰⁾.

La desviación estandar para 500 MPa fue tan sólo de 82.348 ciclos en contraste con el valor mínimo observado a 440 MPa. Para evaluar la correlación se calculó el factor R^2 tanto para el material base como para la junta soldada, estos se pueden apreciar en las Tabla IV-8 y IV-9 respectivamente, observándose que para el material base obtuvimos un valor de aproximadamente 0,73 y para la junta soldada de 0,79 valores que se tienen como admisibles, a partir de lo cual se puede decir que las curvas presentadas en la Figura IV-18 pueden tomarse como una aproximación al comportamiento de ambos materiales sometidos a fatiga durante su vida en servicio.

Por otro lado, en cuanto a la junta soldada, se realizaron ensayos partiendo desde los 300 MPa usando como referencia una fracción del esfuerzo de fluencia (σ_y) del material base, pasando por 350, 360, 370, 375 hasta llegar a 400 MPa; a este último valor la resistencia a fatiga disminuye drásticamente. Hay que resaltar el hecho de que aquellos ensayos llevados a cabo a bajo nivel de esfuerzo como el de 300 o 350 MPa tuvieron una duración de casi tres días sin parar la máquina. Para todos los niveles se emplearon 2 probetas. Cabe destacar que para los niveles de 300 y 350 MPa no se registró falla, sin embargo al aumentar 10 MPa, es decir al ensayar a 360 MPa se registraron fallas a un promedio de 464.112 ciclos, lo cual nos induce a pensar que el límite de fatiga se haya entre estos dos valores de esfuerzo. La menor desviación se presentó en el máximo nivel, es decir a 400 MPa. Contraria a la tendencia asumida como normal, a 375 MPa se verificó un aumento en el promedio de vida a fatiga motivado específicamente al comportamiento de la probeta número 14, acumulando un ciclaje de 585.945, lamentablemente este ensayo no se pudo verificar nuevamente debido a la falta de disponibilidad de probetas.

Hay que resaltar el hecho de que la zona de nucleación de grieta de las probetas 11 y 19 se ubicó en la raíz del cordón de soldadura, lo cual nos hace pensar en la posibilidad de la presencia de esfuerzos residuales consecuencia del mecanizado llevado a cabo en esta zona; inicialmente se tenía pensado que la región donde hay radio de curvatura o cambio

brusco del perfil como el límite entre el cordón y la zona afectada por el calor sería el punto preferencial tal como lo indica la literatura³⁰. En las Figura IV-14a IV-.18 se pueden apreciar los radios de curvatura.

Hay que resaltar el hecho de que las juntas fueron soldadas a través de un procedimiento manual el cual difiere de uno automatizado en donde el cordón de la soldadura presenta una geometría bien definida y en líneas generales uniforme, lo cual conlleva a pensar que la calidad del cordón podría variar en algunas zonas y en consecuencia repercute en los resultados y en la dispersión de los mismos.

Tal como se especifica en la sección 3.5.3 del procedimiento experimental, se llevaron a cabo ensayos de fatiga para estudiar el efecto del daño acumulado en las juntas soldadas a través de la aplicación de dos bloques de esfuerzo inicialmente en forma ascendente y luego descendente. Se trabajó con los niveles de esfuerzo extremos, con el fin de ser cónsonos con el intervalo de esfuerzos con los que se trabajó para obtener la curva de junta soldada presentada en la Figura IV-18. Se obtuvieron cuatro ensayos válidos para cada modalidad, tal como se presenta en la Tabla IV-10, en donde se hace la distinción de cada bloque (1° y 2°) dependiendo de la forma del ensayo. En el caso del primer bloque en forma ascendente se programó la máquina Instron de tal forma que se detuviese al acumularse 232.056 ciclos, equivalente al 50% del promedio de ciclos (Nf) obtenidos para 360 MPa, acto seguido se inicia el segundo bloque pero elevando el nivel de esfuerzo, es decir a 400 MPa hasta la falla de la probeta; el mismo procedimiento se ejecutó para el caso de los ensayos en forma descendente pero inicialmente a 400 MPa y luego a 360 MPa.

A partir de los resultados presentados en las Tabla IV-11 y IV-.12 se pudo graficar las Figura IV-19 y IV-.20, la primera compara las fracciones de vida remanente (X_r) y vida consumida (X_c) en sus dos modalidades, así como el comportamiento sugerido por la regla de daño lineal. En la figura 4.20 podemos apreciar que el comportamiento la junta soldada no cumple con lo predicho por Palmgren-Miner ya que D es distinto de la unidad. Al ver la Figura IV-19 y las Tabla IV-9 y IV-.10 se deduce que bajo las condiciones trabajadas, ya sea en forma ascendente o descendente, la regla de Miner subestima la fracción de vida remanente ya que la línea color negro, indicadora del comportamiento ideal se encuentra

por debajo de todos los puntos graficados. Una posible razón que explique este inesperado comportamiento podría atribuírsele a la geometría localizada en el área del cordón de soldadura, pues en esta región el área de la sección transversal aumenta en comparación al resto de la zona calibrada y en consecuencia disminuye el esfuerzo alternante localizado aumentando la vida a fatiga. En el trabajo de tesis doctoral de Ignoto⁽²⁸⁾ hubo la necesidad de mecanizar completamente el cordón y realizar un pulido de la zona calibrada de las muestras, procedimiento mediante el cual se lograría evaluar mejor el comportamiento a la fatiga de la junta estrictamente desde el punto de vista de su calidad metalúrgica, pues las dimensiones de las probetas de fatiga serían completamente homogéneas.

La Figura IV-20 nos presenta los ciclos experimentales obtenidos en la segunda etapa (N_f) vs. el número de ciclos predichos en la segunda etapa según el modelo de Palmgren-Miner. Esta gráfica lo que revela es el grado de aproximación entre los ciclos predichos y los hallados experimentalmente, esto se puede aclarar también con el valor $R^2 = 0,52$ el cual es bastante bajo indicando que los valores obtenidos no se ajustan al comportamiento esperado.

En las Figura IV-21 a la IV-27 se pueden apreciar las macrografías de las probetas más representativas ensayadas para este estudio. Se seleccionó un par de probetas para cada tipo de ensayo realizado, una para el nivel de esfuerzo mínimo y otra para el máximo, para la obtención de las curvas de Wöhler y una para cada modalidad de ensayo en cuanto a daño acumulado, es decir, una para ascendente y otra para descendente, siempre y cuando el número de ciclos a falla estuviese lo mas cercano al promedio del número de ciclos para el respectivo nivel de esfuerzo.

La Figura IV-21 muestra la superficie de fractura de una probeta de material base identificada como 1206, la cual estuvo sometida al máximo nivel, es decir, 500 MPa; el ciclaje de la misma fue de 280.055 ciclos, bastante próximo al promedio el cual está indicado en la Tabla IV-6. En esta figura se pueden identificar claramente las tres zonas características. La zona de nucleación de grietas (ZI) se encuentra ubicada hacia el extremo derecho superior desde donde se pueden apreciar las marcas radiales que convergen hacia

el punto de nucleación, en este caso coincide con la esquina superior derecha de la probeta, comprobándose la efectividad de la misma como punto preferencial para el inicio de grieta o concentrador de esfuerzo; esta región exhibe una textura bastante lisa comparada con las otras. Lo anteriormente expuesto se confirma al observar la fotomicrografía IV-.21(b) en donde se pueden apreciar con mejor claridad las marcas radiales; en la figura siguiente, la IV-.21 (c) se puede apreciar mejor el punto de nucleación de grieta; la dirección de propagación de grieta es en sentido derecha-izquierda. La zona de propagación (ZP), está ubicada aproximadamente hacia la región central y comprende una superficie que se encuentra en un plano aproximadamente perpendicular al eje de aplicación de la carga. Hacia el extremo derecho se encuentra la zona de fractura final presentando una textura bastante rugosa en su superficie a medida que se aproxima al borde de la probeta.

La Figura IV-22(a) presenta la superficie de fractura de la probeta 1207 de metal base ensayada a un nivel de esfuerzo mínimo de 440 MPa con el fin de completar la curva de Wöhler respectiva. La zona de inicio se ubica hacia el lado izquierdo inferior coincidiendo con la esquina de la probeta actuando como zona preferencial para la nucleación de grietas; al igual que el caso anterior se caracteriza por una textura más lisa que el resto de la superficie. La zona hacia la derecha de la línea negra dibujada corresponde a la zona de despegue, caracterizándose por una textura más rugosa, además esta superficie se encuentra prácticamente a 90° con respecto al eje de aplicación de carga considerándose como zona de fractura por sobrecarga. Las Figuras IV-.22 (b) y IV-.22 (c) muestran una ampliación de la zona de inicio.

La Figura IV-23 nos presenta la superficie de fractura de la junta soldada número 11 ensayada a 400 MPa (véase Tabla IV-7) en fatiga uniaxial. La zona de inicio se ubica hacia la parte central inferior tal como indica la flecha (ZI) y no abarca una zona muy amplia comparada con otras superficies de fractura que serán estudiadas, esto es debido a que fue sometida a un esfuerzo elevado, por lo tanto las zonas de propagación y desgarre o fractura final exhiben una textura rugosa abarcando una gran extensión de la superficie; un poco más hacia la parte superior se observan las marcas radiales divergiendo desde el punto de nucleación lo que constituiría la zona de propagación. También se pueden apreciar

múltiples planos en una especie de zona de transición entre las zonas de propagación y la final. La zona de desgarre (ZD) o fractura final se encuentra en los extremos o bordeando la superficie de fractura, esto se verifica al reconocer los labios de corte que se encuentran a la izquierda y a la derecha, adicionalmente se visualiza en la parte superior una superficie inclinada hacia adelante lo que constituye el negativo del labio de corte.

En las fotomicrografías subsiguientes como las IV-.23 (b) y IV-.23 (c) se puede apreciar un acercamiento de la zona de inicio en donde se detectan grietas primarias paralelas a la predominante, el crecimiento de las mismas se ve detenido por la grieta principal cuya velocidad de propagación es mucho mayor que el de las otras. El origen de estas grietas primarias se le atribuye a la magnitud del esfuerzo aplicado. En la Figura IV-23(d) se visualiza el perfil o lateral del cordón de soldadura, identificándose las distintas zonas afectadas o no por el calor de la soldadura. La región 1 es la zona del cordón propiamente dicha, la 2 corresponde a la afectada por el calor y la 3 viene siendo el material base. Hay que hacer notar que si se observa de frente la superficie de fractura se notará una ligera reducción del área desde los bordes hacia el interior, esto es el resultado de que en el instante de la fractura se produjo una deformación plástica.

En la Figura IV -24 (a) se presenta la superficie de fractura de la junta soldada 19 sometida a 360 MPa a fatiga axial tal como muestra la Tabla IV-7; la zona de inicio la hayamos hacia la derecha en la parte superior tal como lo indica la flecha correspondiente; en ella se aprecia una textura mas lisa que en el resto de la superficie, también se visualizan marcas radiales las cuales parten desde el origen o discontinuidad La nucleación de grieta tuvo su origen aparentemente en una discontinuidad superficial ubicada en la cara plana de la probeta, es decir en la raíz del cordón de soldadura lo que nos induce a pensar que los rizados del cordón de soldadura no actuaron como área preferencial para el inicio de grieta, que era lo que se presumía inicialmente. La propagación de la grieta avanzó según muestra el flechado (ZP). Hacia el extremo izquierdo se encuentra la zona de despegue o de fractura final (ZD) en donde podemos encontrar el labio de corte ubicado 180° en oposición al inicio de grieta, típico en el comportamiento de un material dúctil; en esta zona la textura es bastante rugosa típica de la zona final de fractura por sobrecarga. La figura IV-.24 (b)

muestra con mayor claridad el punto de nucleación de grieta, así como las marcas radiales las cuales podrán ser vistas con una mayor magnificación en las dos próximas figuras. La figura IV-24 (d) muestra lo que aparentemente puede ser una grieta secundaria así como una especie de canal con una textura mas lisa. La Figura IV -24 (e) presenta una macrografía del lateral de esta probeta en donde se indican las tres zonas identificables como: (1) Zona del cordón de soldadura, (2) Zona afectada por el calor y (3) Material base; cabe mencionar que el lado presentado de la probeta es el que se encuentra más cercano al punto de nucleación de grieta.

La superficie de fractura de la junta soldada 27 se presenta en la Figura IV -25. Esta probeta fue sometida al estudio de daño acumulado en dos bloques de esfuerzo en forma ascendente; inicialmente a 360 MPa hasta consumirse un 50% de vida para luego pasar al segundo escalón a 400 MPa hasta la fractura, tales datos pueden verse en la Tabla IV-10. En la Figura IV -25 (a) se evidencia la zona de inicio de grieta, la cual esta ubicada hacia el extremo izquierdo inferior coincidiendo con el rizo del cordón de soldadura específicamente el del lateral lado A, el cual se presenta en la Figura IV -25 (e). Por otro lado hay que hacer notar que el inicio de grieta también coincide con la esquina, es decir en donde hay cambio abrupto de geometría, actuando este también como punto preferencial para la nucleación. Tal como se muestra en la Figura IV -25 (a) la zona de propagación (ZP) se extiende hacia la derecha tal como indican las flechas; esta área presenta una textura mas rugosa que la anterior típica de un proceso de avance de grieta mas veloz que el de la etapa anterior divergiendo hacia la zona final o de fractura que se haya diametralmente opuesta a la anterior en donde se observa el labio de corte. La Figura IV -25(b), Figura IV -25(c) y Figura IV-25(d) presentan una buena magnificación de las marcas radiales en la zona inicial así como un acercamiento pudiendo visualizar la microestructura. La Figura IV-25(e), nos presenta el lado de la junta por donde de inició la grieta, en este caso en la parte superior. También se señalan las tres zonas típicas en un cordón de soldadura En resumidas cuentas se verifica el hecho de que la nucleación se dio inicio en el punto donde confluyen tres características ya mencionadas: 1) El rizo producido por la soldadura, 2) Donde ocurre cambio abrupto de pendientes, y 3) En toda la esquina donde hay cambio brusco de geometría.

En la Figura IV-26 se puede apreciar la macrografía realizada a la superficie de fractura de la junta soldada 30, sometida a fatiga axial para el estudio de daño acumulado en forma descendente tal como lo indica la Tabla IV-10. Se pueden ver claramente las tres zonas típicas: la zona de inicio de grieta que está ubicada hacia la izquierda en la parte superior de la superficie, en esta zona podemos apreciar un poro, el cual en este caso actuó como punto preferencial de nucleación de grieta. En las Figuras IV-.26 (b) y IV-.26 (c) se pueden visualizar con mejor claridad detalles como la presencia de escalones de clivaje o múltiples inicios de grieta que se encuentran bordeando la periferia del poro; en esta zona también se aprecia una marca conchoidal, lo que nos indica que en algún momento se paralizó el ensayo. La zona de propagación se extiende desde el poro hacia la derecha tal como lo indican las flechas en la figura IV-26(a) constituyendo el plano primario de fractura. Más hacia el extremo derecho superior se encuentra el labio de corte, producto del efecto de los esfuerzos cizallantes máximos principales, ubicados en un ángulo de 45° con respecto al eje principal de tensión.

CAPÍTULO VI

CONCLUSIONES

CAPÍTULO VI

CONCLUSIONES

- La presencia de una junta soldada de las características estudiadas en el presente trabajo da a lugar a una reducción significativa de la vida a la fatiga del acero SAE 1045. Tal reducción se manifiesta en el hecho que para que se alcance el mismo número de ciclos obtenidos en la junta soldada a 360 y 400 MPa en el metal base sin junta alguna habría que sobre imponer esfuerzos alternantes de 100 y 105 MPa respectivamente.
- El presente trabajo ha demostrado que el estudio del comportamiento a la fatiga de una junta soldada no se puede llevar a cabo utilizando probetas mecanizadas de acuerdo a las normas empleadas para materiales sin junta alguna. Por el contrario este trabajo a demostrado que para llevar a cabo de manera satisfactoria un estudio de esta naturaleza es necesario extender significativamente los hombros de las probetas con la junta, de manera de reducir la presión de agarre de las mordazas de la maquina universal de ensayos mecánico donde se hace los estudios de fatiga.
- Se cree que la falla de la Norma de las probetas con las juntas soldadas se debe a la redistribución de los esfuerzos en la zona calibrada haciendo que estos sean nominalmente inferiores a los del resto de dicha zona.
- La marcada variabilidad en el número de ciclos a falla encontrada en las muestras empleadas para realizar los estudios de daño acumulado no permitió la verificación del cumplimiento de la regla de Palmgren-Miner.
- Se cree que variabilidad en el número de ciclos de falla de dichas probetas tiene su origen en los cambios geométricos debido a la presencia de la junta, a los cambios metalúrgicos introducidos con el proceso de soldadura y a los defectos intrínsecos a dicho proceso (poros, escorias, etc, que siempre se encontraran presentes en este tipo de método de fabricación.

- A través de una inspección visual a las curvas de Wöhler de la junta soldada y del material base se detecta inmediatamente que la primera, en cuanto al número de ciclos a falla es mas sensible frente al cambio del nivel de esfuerzo, esto se puede ver a través del exponente de la ecuación de Basquin.

CAPÍTULO VII

RECOMENDACIONES

CAPÍTULO VII

RECOMENDACIONES

- Para futuros estudios en donde el objetivo principal sea evaluar la calidad metalúrgica del cordón de soldadura es aconsejable realizar un mecanizado completo del cordón de soldadura y el pulido de las muestras, de esta forma se garantiza la homogeneidad en la sección calibrada.
- El presente estudio puede ser complementado con la elaboración de ensayos de daño acumulado a otras fracciones de vida consumida para establecer el comportamiento del material, sometiéndolos a bloques de esfuerzo tanto ascendentes como descendentes.
- Emplear otro proceso de soldadura, manteniendo el resto de las condiciones similares a las empleadas en este trabajo.
- Un factor importante en el diseño de las probetas es la determinación adecuada de la longitud del hombro de la misma, por lo que se recomienda exigir al proveedor un material de mayores dimensiones para la elaboración de probetas con mayor longitud en dicho sector que las establecidas por nosotros, para evitar el origen de grietas provocadas por la presión originada en dicha área por las máquinas.

CAPÍTULO VIII

BIBLIOGRAFÍA

CAPÍTULO VIII

BIBLIOGRAFÍA

1. ASM International, “ASM Handbook, Materials Handbook, Properties and Selection Irons, Steels and High Performance Alloys”, Vol. 1, Materials Park, USA. (1990).
2. Y. MAIZ y A. COBOS, “Estudio a Fatiga al Aire de un Acero 1045 con y sin Recubrimiento de NiCrBSiW aplicado mediante la técnica de Termorrociado-HVOF”, Tesis, Escuela de Ingeniería Metalúrgica, 2004
3. DIETER, G., “Metalurgia Mecánica”. Aguilar, S.A. de Ediciones; Madrid (España) Primera Edición, (1967).
4. MARIN, J., “Mechanical behavior of engineering materials”, Prentice-Hall, Inc. pag. 177, (1962).
5. CAZAUD, R. “La Fatiga de los Metales”, Aguilar, S.A. de Ediciones; Madrid, (1957).
6. COLLINS, J. A., “Failure of Materials in Mechanicals Design, Análisis, Prediction, Prevention”; John Wiley & Sons, Inc. 1981.
7. ASM International, “ASM Handbook, Mechanical Testing”, Vol. 8, Materials Park, USA. (1990).
8. COLANGELO, V. J. “Analysis of Metallurgical Failures”, John Wiley & Sons, (1974).
9. GLINKA, G., “A Notch Stress-Strain analysis approach to Fatigue Crack Growth”, Engineering Fracture Mechanics Vol. 21, No. 2, pp. 245-261, (1985)
10. EWALDS, H.L. “Fracture Mechanics”; co-publication of Arnold and Delftse Uitgeverse Maatschappiy; 1985.
11. DAVIDSON, D. L. y LANKFORD, J., “Fatigue crack growth in metals and alloys: mechanisms and micromechanics”, International Materials Reviews, 1992, Vol 37, No 2.
12. FORREST, P. G., “Fatiga de los Metales”. Ediciones URMO, Espartero, 10-Bilbao, España. Pags.: 306-314.
13. PUCHI, E. S., “Vida a la Fatiga de Juntas Soldadas del Acero Inoxidable AISI 316L obtenidas mediante el proceso GMAW”, (referencia incompleta)
14. KIHIL, D. P. et al., “Stochastic fatigue damage accumulation under broadband loadings”, International Journal of Fatigue , Vol. 17, No. 5 pp. 321-329, (1995).
15. GURNEY, R., “Fatigue of Welded Srtuctures”, Cambridge at the University Press 1968.

- 16 HALFORD, G., “Cumulative Fatigue Damage modeling-crack nucleation and early growth”, *International Journal of Fatigue*, Vol 19, Elsevier, (1997)
- 17 ASM International, “ASM Handbook, Materials Handbook, Fatigue and Fracture”, Vol. 19, Materials Information Society, USA.
- 18 FATEMI, A. y YANG, L., “Cumulative Fatigue Damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials”, *International Journal of Fatigue* , Vol. 20. No. I, pp.Y-34, Elsevier, (1998).
- 19 SANDOR, B. I., “Cyclic Stress and Strain”, The University of Wisconsin Press; 70 Great Russell St., London, pags. 68 y 69 (1972).
- 20 SONSINO et al., “Damage accumulation under variable amplitude loading of welded medium- and high – strength steels”, *International Journal of Fatigue* , 26, (2004).
- 21 OSGOOD, C. C.; “Fatigue Design”; Wiley-Interscience, (1970).
- 22 LORCA, J. L. y SANTOS L. H., “Estudio de Daño Acumulado por Fatiga Torsional en Ejes de los Turbogeneradores de CADAPE Planta Centro”, Tesis, Escuela de Ingeniería Mecánica, 2005.
- 23 RAMOS, A. “Estudio del Daño Acumulado en el Comportamiento a la Fatiga del Acero SAE 4340 Templado y Revenido”, Tesis, Escuela de Ingeniería Metalúrgica, Noviembre del 2004.
- 24 GOMEZ, C., “Análisis del Daño Acumulado por Fatiga en un acero SAE 4340 templado y revenido”, Tesis, Escuela de Ingeniería Metalúrgica, Junio del 2004.
- 25 MARCANO, J., “Estudio del Daño Acumulado de las Juntas Soldadas de Acero AISI 1045”; Tesis, escuela de Ingeniería Mecánica, Noviembre del 2005.
- 26 ASTM Designation “A370 – 76”, Vol. 1 (2), 1997,
- 27 ASTM Designation “E 466 ”
- 28 IGNOTO, V., “Efecto del oxígeno en la mezcla protectora y el modo de Transferencia Metálica en la soldadura del Acero Inoxidable Austenítico AISI/SAE 316 L utilizando el proceso «GMAW»”, Tesis Doctoral, Escuela de Ingeniería Metalúrgica, año 2001.
- 29 SAYA, R., “Comportamiento a la Fatiga de Juntas Soldadas de un Acero inoxidable AISI 316 L”, Tesis, Escuela de Ingeniería Metalúrgica, Julio del 2004
- 30 COLLEVECCHIO, M., “Estudio del Comportamiento a la Fatiga de Juntas Soldadas de un Acero Estructural utilizado para la fabricación de Recipientes a presión”, Tesis, Escuela de Ingeniería Mecánica, 2004, pp. 93