+55

Universidad Nacional de Mar del Plata
Facultad de Ingeniería

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

PROPAGACION SUBCRITICA DE FISURAS EN ACEROS ESTRUCTURALES SOLDADOS

Trabajo de Tesis presentado por

MIRCO DANIEL CHAPETTI

Parar optar al grado académico de

DOCTOR EN CIENCIA DE MATERIALES

Director: Dr. José Luis OTEGUI

Mar del Plata, Noviembre 1995

RESUMEN

El propósito de este trabajo de tesis es contribuir al desarrollo de un proceso automático de soldadura que introduzca un grado controlado de irregularidad sobre el talón de soldadura, con el fin de optimizar el desarrollo e interacción de fisuras para obtener mayores resistencias a fatiga. Se presenta una revisión de la información bibliográfica disponible sobre el comportamiento general de la propagación por fatiga de fisuras a partir de superficies con o sin concentradores de tensiones (entallas), y la importancia de la interacción y los procesos de coalescencia en la propagación de fisuras múltiples. También se presenta una revisión del comportamiento de fisuras que inician y propagan a partir de talones de soldadura, y el modelado fractomecánico lineal elástico especialmente aplicable a juntas soldadas.

Se presentan y discuten resultados de ensayos preliminares que permitieron evaluar distintas macrogeometrías de talón obtenidas con diferentes métodos de soldadura, y definir una macrogeometría que mostró un incremento considerable de la vida total a fatiga. Para ello se desarrollaron soldaduras "bead on plate" (cordón simple sobre placa base) utilizando distintos métodos de soldadura a fin de obtener diferentes macrogeometrías de talón. Los cordones obtenidos fueron ensayados a fatiga de flexión en tres puntos cargados transversalmente. Se analiza el comportamiento a propagación de las fisuras iniciadas a partir de los talones de soldadura y su relación con los parámetros geométricos que definen su macrogeometría. Luego se analizan las macrogeometrías de los talones de cordones obtenidos con el método de rotación de arco, y se discuten conclusiones sobre la importancia y la influencia de algunos de los parámetros que la definen.

Se presenta por último el método de los "8" o doble rotación de arco, desarrollado para la obtención de talones similares a ambos lados del cordón, y los resultados del comportamiento a fatiga de dos macrogeometrías obtenidas con este método. Se propone un modelado fractomecánico lineal elástico de la propagación de fisuras por fatiga a partir de los talones de soldadura de algunas de las macrogeometrías analizadas en este trabajo. Finalmente, se presenta un método de predicción de la vida a la fatiga en soldaduras con irregularidad controlada en el talón en función de la macrogeometría del mismo.

ABSTRACT

The aim of this Thesis is to contribute to the development of an automatic weld process that introduces a controled degree of irregularity to the weld toe, in order to enhance the development and interaction of cracks and improve fatigue resistance. A review of available bibliografic information about the fatigue propagation behaviour of cracks propagating from surfaces with and without notches, and the importance of the interaction and coalescence processes on multiple crack propagation, is presented. The behaviour of cracks growing from weld toes, and the linear elastic fracture nechanics (LEFM) models applicable to these cases are discussed.

Preliminary test results are presented and discussed, which allowed to evaluate different toe macro-geometries (e.g. toe waviness parameters) obtained by different welding methods, and to define toe geometries that showed important increments in total fatigue life. Bead-on-plate welds were developed using different welding methods: cyclic voltage, cyclic weld speed and arc rotation. Weld toes were then fatigue tested by three point bending in the transverse direction. The fatigue propagation behaviour of cracks growing from weld toes, and its relationship with defined geometric parameters, were modeled. Toe geometries of beads obtained with the rotating arc method were particulary analized, and conclusions about the influence of the most important macro-geometric parameters are discussed.

Concluding, fatigue behaviour results of welds made with the "8" or doble rotating arc method are presented. This method was developed to obtain similar toes at both sides of the bead. Fatigue crack propagation from in-field weld toes are predicted using LEFM models. Finally, a fatigue life prediction method for welds with controled toe irregularity, and its relationship with macro-geometric parameters, are presented.

a mis Padres

AGRADECIMIENTOS

A José Luis, por su guía y entusiasmo.

A Graciela, Adrián y Arístides, por su amistad y aguante.

A los demás compañeros y amigos de la División Soldadura y Fractura del Intema, Juanito, Raúl, Enrique, Hugo, Lole, Babe, Máscolo y Eduardo, por su colaboración y apoyo.

Al Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas (CONICET) y a la Universidad Nacional de Mar del Plata a través de la División Soldadura y Fractura del Intema, por la financiación del proyecto.

...Y muy especialmente a mi familia, por su apoyo incondicional.

INDICE

1. INTRODUCCION **1**

2. PROPAGACION SUBCRITICA DE FISURAS POR FATIGA **5**

2.1. LOS PRINCIPIOS DE LA MECANICA DE FRACTURA **7**

2.2. FISURAS LARGAS **14**

2.3. FISURAS CORTAS **23**

2.4. FISURAS EN ENTALLAS **29**

2.5. INTERACCION ELASTICA DE FISURAS **39**

3. FISURACION POR FATIGA EN UNIONES SOLDADAS **45**

3.1. INICIACION DE FISURAS POR FATIGA EN TALONES DE SOLDADURA .. **45**

3.1.1. INFLUENCIA DEL PROCESO DE SOLDADURA **49**

3.1.2. CONCENTRACION DE TENSIONES Y TENSIONES RESIDUALES **50**

3.1.3. EFECTO DE LA MICROESTRUCTURA **52**

3.2. PROPAGACION DE FISURAS POR FATIGA EN TALONES DE SOLDADURA **53**

3.3. MODELADO DE LA EVOLUCION DE FISURAS EN SOLDADURAS **58**

4. PROCEDIMIENTOS EXPERIMENTALES **69**

4.1. MATERIALES Y METODOS DE SOLDADURA Y ENSAYO **69**

4.2. MONITOREO DE LA EVOLUCION DE LAS FISURAS CON EL METODO DE LOS EXTENSOMETROS ELECTRICOS **72**

4.3. ESTIMACION DE LAS TENSIONES RESIDUALES **80**

4.4. MODELADO FRACTOMECANICO **83**

5. ENSAYOS PRELIMINARES **85**

5.1. OBTENCION DE TALONES IRREGULARES **85**

5.2. RESULTADOS DE FATIGA SOBRE TALONES IRREGULARES **88**

5.3. EVALUACION DE LOS METODOS PARA GENERAR IRREGULARIDADES EN EL TALON **98**

5.4. EFECTO DE LA MICROESTRUCTURA SOBRE LA PROPAGACION **99**

5.5. EL METODO DE ROTACION DE ARCO **102**

5.5.1. DISPOSITIVOS Y ENSAYOS **102**

5.5.2. RESULTADOS **103**

6. EL METODO DE LOS "8" (DOBLE ROTACION DE ARCO) **109**

6.1. DISPOSITIVOS Y ENSAYOS **109**

6.2. DISCUSION DE RESULTADOS **111**

6.3. ANALISIS COMPLEMENTARIOS **121**

6.4. MODELADO FRACTOMECANICO **127**

6.5. INFLUENCIA DE χ Y P (MACROGEOMETRIA DEL TALON) **130**

6.6. EVALUACION COMPARATIVA DEL MATODO **135**

7. CONCLUSIONES GENERALES Y RECOMENDACIONES **138**

8. REFERENCIAS **141**

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 Micro y macrogeometría del talón de soldadura. 1

Figura 2.1 Modos de carga de una fisura: modo de apertura (modo I), modo de corte puro (modo II) y modo de deformación antiplana (modo III). 7

Figura 2.2 Campo local de tensiones frente a la punta de una fisura cargada en modo I. 8

Figura 2.3 Zona plástica asociada a la punta de una fisura. 11

Figura 2.4 Comportamiento a propagación por fatiga de fisuras largas. 15

Figura 2.5 Efecto de la relación de carga R sobre la velocidad de propagación de fisuras por fatiga [32]. 16

Figura 2.6 Zona críticamente tensionada V_c frente a la punta de la fisura, asumida en el modelo de crecimiento de fisura propuesto por Lal [33]. 19

Figura 2.7 Presentación esquemática de los tres estados de la propagación por fatiga de fisuras largas definidos por Lal [32]. 20

Figura 2.8 Curvas esquemáticas del crecimiento de una fisura a partir de una superficie plana y de una probeta prefisurada. 23

Figura 2.9 Tipo de fractura para los diferentes estados del crecimiento de fisuras por fatiga. 23

Figura 2.10 Esquema del modelo de propagación debido a la creación de una banda de deslizamiento delante de la punta de la fisura (estado I). 25

Figura 2.11 Gráfico presentado por Kitagawa y Takahashi para definir el umbral entre fisuras propagantes y no propagantes. 28

Figura 2.12 Factor de sensibilidad a la entalla q en función del radio de la entalla ρ... 30

Figura 2.13 Campos de tensión/deformación asociados a la raiz de una entalla. 31

Figura 2.14 Tensión de apertura (nivel de closure) en función de la profundidad de una fisura creciendo a partir de entallas con distintos radios. 32

Figura 2.15 Esquema del desarrollo de $K_{máx}$, K_{min} y K_{op} con la profundidad de una fisura originada en una superficie libre o en la raiz de una entalla (R < 0.6). 33

Figura 2.16 Método de la curva de resistencia para obtener el umbral de crecimiento de fisuras por fatiga. 35

Figura 2.17 Efecto del radio de la entalla. Diagramas de falla por fatiga para probetas planas con entalla central. 36

Figura 2.18 Comportamiento a fatiga de componentes entallados. 37

Figura 2.19 Comportamiento del factor de intensidad de tensiones de fisuras creciendo a partir de un agujero en una placa infinita. 38

Figura 2.20 Evolución de la relación de aspecto y la coalescencia de fisuras desarrolladas a partir de defectos superficiales semicirculares [76]. 40

Figur 2.21 Fac or de in ensidad de ensiones para dos fisuras superficiales semicirculares acercándose una a otra. Curvas de recategorización. 41

Figura 2.22 Interacción fisura-microfisuras. a) microfisura colineal, b) arreglo periódico de microfisuras coplanares [82]. 42

Figura 2.23 Interacción de una fisura principal con dos microfisuras inclinadas [82]. 42

Figura 2.24 Interacción de una fisura principal con dos microfisuras paralelas [82]. 43

Figura 2.25 Regiones correspondientes a tensiones amplificadas o relajadas para dos fisuras iguales y paralelas sujetas a tensiones remotas en modo I. 44

Figura 3.1 Tensiones residuales transversales. 51

Figura 3.2 Fisura superficial semielíptica en una placa finita. 54

Figura 3.3 Factor de magnificación M_K para el punto más profundo de una fisura semielíptica propagando a partir de talones de soldadura de juntas en T sometidas a flexión cíclica [109]. 56

Figura 3.4 Factor de magnificación M_{KS} para las puntas superficiales de una fisura semielíptica propagando a partir de talones de soldadura de juntas en T sometidas a flexión cíclica [109]. 57

Figura 3.5 Modelos del desarrollo de la relación de aspecto de fisuras propagando por fatiga a partir de talones de soldadura de juntas en T [108]. 60

Figura 3.6 Datos experimentales del desarrollo de fisuras propagando por fatiga a partir de talones de soldadura manuales [108]. 60

Figura 3.7 Desarrollo de la relación de aspecto de fisuras propagando por fatiga a partir de alones de soldadura de jun as en T. Da os experimen ales y predichos por los modelos de fisura simple y múltiple [108]. 61

Figura 3.8 Fases del desarrollo de fisuras propagando por fatiga a partir de talones de soldadura. 62

Figura 3.9 Esquema del desarrollo de la forma de fisuras propagando por fatiga a partir de talones de soldadura. 62

Figura 3.10 Modelos de la evolución de la relación de aspecto de fisuras en soldaduras manuales y automáticas de juntas en T. 65

Figura 3.11 Relación experimental entre el desfasaje entre las fisuras superficiales que crecen a partir de talones de soldadura de juntas en T, y la profundidad a la cual estas fisuras eventualmente coalescen. 66

Figura 3.12 Fracción de vida total a fatiga insumida en la iniciación de fisuras. a_i = 0.3mm soldaduras de juntas en T. 67

Figura 4.1 Máquina automática de soldadura MAG Narrow Gap NKK utilizada. 69

Figura 4.2 Probeta bead-on-plate (unidades en milímetros). Solamente son ilustrados cuatro extensómetros. 70

Figura 4.3 Máquina de ensayo mecánica "blanda" del tipo "walking beam" utilizada en los ensayos de fatiga. 71

Figura 4.4 Ejemplo de la instrumentación de las probetas para el monitoreo de las fisuras desarrolladas durante el ensayo. 71

Figura 4.5 Aspecto final de algunas de las superficies de fractura obtenidas. 72

Figura 4.6 Principios de la técnica de los extensómetros eléctricos. 73

Figura 4.7 Esquema correspondiente a una fisuración superficial múltiple en un talón de soldadura. 75

Figura 4.8 El modelo de los extensómetros eléctricos aplicado a la detección de fisuras superficiales. Esquema de las configuraciones geométricas. 76

Figura 4.9 Curva de calibración del sistema de monitoreo de fisuras. P/Pi: relación entre las pendientes instantánea e inicial de la relación deformación-carga. 78

Figura 4.10 Corrección de la curva de calibración llevada a cavo para cada ensayo utilizando las indicaciones dadas por las tintas penetrantes o las marcas de playa ("beach marks"). 79

Figura 4.11 Lecturas de los extensómetros obtenidas durante el ensayo, mostrando un proceso de coalescencia de dos fisuras superficiales adyacentes. 79

Figura 4.12 Estimación de las tensiones residuales. a) Seteo inicial del sistema. b) Respuesta del sistema a la propagación de fisura. 80

Figura 4.13 Relajación de las tensiones residuales en función de la profundidad de la fisura. 82

Figura 4.14 Extrapolación utilizando una ecuación cuadrática de los resultados obtenidos por los distintos extensómetros a lo ancho de la probeta. 82

Figura 4.15 da/dn vs. ΔK_{ef} obtenidos a partir de los diferentes ensayos realizados y comparados con datos de otros autores. 84

Figura 5.1 Cordón recto. 86

Figura 5.2 Cordón realizado con rotación de arco. Período de la irregularidad: 9 mm..... 87

Figura 5.3 Cordón realizado con variaciones cíclicas de velocidad de avance de soldadura. 87

Figura 5.4 a) y b) Superficies de fractura obtenidas en el ensayo Nº 6 (período de la irregularidad del talón igual a 6 mm). c) Marcas de playa y ligamentos fracturados en las zonas internas del talón. 89

Figura 5.5 a) y b) Superficies de fractura obtenidas en el ensayo Nº 7 (período de la irregularidad del talón igual a 9 mm). c) Marcas de playa y ligamentos fracturados en las zonas internas del talón. 90

Figura 5.6 Radio del talón ρ, ángulo del cordón α y referencia del talón para la probeta del ensayo 7. "Referencia" es la posición de cada pun o del alón de soldadura, referida a una línea recta paralela a la línea central del cordón de soldadura. 92

Figura 5.7 Desarrollo de la relación de aspecto a/c en los ensayos 3 (rotación de arco, período 6mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se restan), 4 (variaciones cíclicas de velocidad de soldadura), 5 (talón recto), 6 (rotación de arco, período 6mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se suman) y 7 (idem 6, período 9mm). 93

Figura 5.8 Profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga para los ensayos 1 (talón recto), 3 (rotación de arco, período 6mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se restan), 4 (variaciones cíclicas de velocidad de soldadura) y 6 (rotación de arco, período 6mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se suman). y 7 (idem 6, período 9mm). 95

Figura 5.9 Profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga para los ensayos 1 (talón recto), 5 (talón recto) y 7 (rotación de arco, período 9mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se suman). 95

Figura 5.10 Cordón fisurado de la probeta correspondiente al ensayo Nº 4, obtenido con variaciones cíclicas de velocidad de soldadura. 96

Figura 5.11 Velocidades de propagación da/dn en función de la profundidad de la fisura en los ensayos 1 (talón recto), 5 (talón recto) y 7 (rotación de arco, período 9mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se suman). 97

Figura 5.12 Probeta de flexión en tres puntos tipo "banana". 100

Figura 5.13 Superficie de propagación. 100

Figura 5.14 Resultados de propagación obtenidos para las dos microestructuras analizadas. 101

Figura 5.15 Cordones obtenidos con rotación de arco. Períodos de irregularidad de 6, 9 y 12 mm. 102

Figura 5.16 Superficies de fractura finales del grupo de probetas ensayadas a una tensión cíclica de 245 MPa. 103

Figura 5.17 Profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_P para los ensayos 9, 10, 11 y 12, correspondientes a periodos de irregularidad igual a ∞ (talón recto), 6, 9 y 12 mm. $\Delta\sigma$ = 245 MPa. 105

Figura 5.18 Profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_P para los ensayos 15, 13 y 16, correspondientes a periodos de irregularidad igual a ∞ (talón recto), 9 y 12 mm. $\Delta\sigma$ = 180 MPa. 105

Figura 5.19 Velocidad de propagación da/dn en función de la profundidad de la fisura en los ensayos 9, 10, 11 y 12, correspondientes a periodos de irregularidad igual a ∞ (talón recto), 6, 9 y 12 mm. $\Delta\sigma$ = 245 MPa. 106

Figura 5.20 Efectividad del quiebre del talón en función del ángulo χ formado por el mismo. a) Talón recto, b) χ = 165º, c) χ = 150º, d) χ = 115º, e) χ = 100º, y f) χ = 95º. 108

Figura 6.1 Mesa XY con movimientos lineales cruzados controlados independientemente.. 109

Figura 6.2 Movimiento relativo placa-arco en forma de "8" utilizado para la obtención de los cordones analizados. 110

Figura 6.3 Fotografías de los cordones analizados. Parámetros de soldadura y parámetros que definen el movimiento de la mesa XY y la macrogeometría de talón obtenida. 111

Figura 6.4 Distintos cordones obtenidos variando los valores de X_0, Y_0, w, V, I y v. 112

Figura 6.5 Vidas a iniciación N_i y total N_T a fatiga correspondientes a los tres talones analizados. 113

Figura 6.6 Profundidad de la fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_P para los ensayos 17 (talón recto), 18 (P=9mm, χ=130º) y 19 (P=9mm, χ=90º). $\Delta\sigma$ = 250 MPa. 114

Figura 6.7 Profundidad de la fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_P para los ensayos 20 (talón recto), 21 (P=9mm, χ=130º) y 22 (P=9mm, χ=90º). $\Delta\sigma$ = 210 MPa. 115

Figura 6.8 Velocidad de propagación da/dn en función de la profundidad de la fisura en los ensayos 17 (talón recto), 18 (P=9mm, χ=130º) y 19 (P=9mm, χ=90º). $\Delta\sigma$ = 250 MPa.. 115

Figura 6.9 Velocidad de propagación da/dn en función de la profundidad de la fisura en los ensayos 20 (talón recto), 21 (P=9mm, χ=130º) y 22 (P=9mm, χ=90º). $\Delta\sigma$ = 210 MPa.. 116

Figura 6.10 Superficies de fractura obtenidas en el primer grupo de ensayos ($\Delta\sigma$ = 250 MPa). a) Talón recto, b) P = 9 mm, χ = 130º, c) P = 9 mm, χ = 130º. 118

Figura 6.11 Superficies de fractura obtenidas en el primer grupo de ensayos ($\Delta\sigma$ = 210 MPa). a) Talón recto, b) P = 9 mm, χ = 130º, c) P = 9 mm, χ = 130º. 119

Figura 6.12 Profundidad de fisura a la cual se produjo la coalescencia de las fisuras en función del ángulo χ del quiebre del talón en las zonas internas de distintas macrogeometrías ensayadas. 120

Figura 6.13 Esquema del quiebre del talón. 120

Figura 6.14 Resultados del modelado numérico elástico tridimensional utilizando el método de los elementos de contorno. Zona externa del talón. 122

Figura 6.15 Resultados del modelado numérico elástico tridimensional utilizando el método de los elementos de contorno. Detalle de la zona externa del talón. 122

Figura 6.16 Resultados del modelado numérico elástico tridimensional utilizando el método de los elementos de contorno. Zona interna del talón. 123

Figura 6.17 Resultados del modelado numérico elástico tridimensional utilizando el método de los elementos de contorno. Detalle de la zona interna del talón. 123

Figura 6.18 Fisuras desarrolladas en los tres cordones ensayados longitudinalmente a fatiga. 125

Figura 6.19 Curvas N_p vs. a experimentales y modeladas para las macrogeometrías obtenidas utilizando rotación de arco, ver sección 6. $\Delta\sigma$ = 245 MPa. 128

Figura 6.20 Curvas N_p vs. a experimentales y modeladas para las macrogeometrías obtenidas utilizando rotación de arco, ver sección 6. $\Delta\sigma$ = 180 MPa. 129

Figura 6.21 Curvas N_p vs. a experimentales y modeladas para las macrogeometrías obtenidas con el método de los "8", $\Delta\sigma$ = 250 MPa. Ensayos 17 (talón recto), 18 (P=9mm, χ=130º) y 19 (P=9mm, χ=90º). 129

Figura 6.22 Influencia del ángulo χ del quiebre del talón sobre la vida a propagación de fisuras por fatiga, de acuerdo al modelo desarrollado. 131

Figura 6.23 Influencia del periodo P de la macroirregularidad del talón sobre la vida a propagación de fisuras por fatiga, de acuerdo al modelo desarrollado. 131

Figura 6.24 Vida a propagación por fatiga N_p en función de la tensión cíclica aplicada. Resultados correspondientes al modelo desarrollado. 132

Figura 6.25 Influencia del espesor de la chapa en la vida a propagación por fatiga N_p en función del periodo de la macroirregularidad del talón, de acuerdo al modelo desarrollado. Se presentan dos grupos de curvas, correspondientes a las longitudes de fisura finales a_f = 3 mm y a_f = T/2. 133

Figura 6.26 Influencia del espesor de la chapa en la vida a propagación por fatiga N_p en función del período de la macroirregularidad del talón, de acuerdo al modelo desarrollado. Se presentan dos grupos de curvas, correspondientes a predicciones en probetas y en producción. a_f = 3 mm. 135

Figura 6.27 Influencia del espesor de la chapa en la vida a propagación por fatiga N_p en función del periodo de la macroirregularidad del talón, de acuerdo al modelo desarrollado. Se presentan dos grupos de curvas, correspondientes a predicciones en probetas y en producción. a_f = 3 mm. 135

LISTA DE TABLAS

Tabla 4.1 Propiedades del acero estructural utilizado. 70

Tabla 5.1 Vidas de iniciación (N_i), propagación (N_p) y total (N_T) a fatiga para probetas bead-on-plate soldadas automáticamente. 88

Tabla 5.2 Vidas de iniciación (N_i), propagación (N_p) y total (N_T) a fatiga para probetas bead-on-plate soldadas automáticamente. 104

Tabla 6.1 Vida a iniciación N_i y total N_T por fatiga. Ensayos a fatiga de cordones cargados longitudinalmente. 125

1. INTRODUCCION

El fenómeno de iniciación y propagación subcrítica de fisuras por fatiga a partir de defectos en los talones de soldadura está relacionado con la naturaleza aleatoria de la distribución y tipo de defectos, las tensiones aplicadas y residuales, los efectos de concentración de tensiones inherentes a la geometría de la junta soldada y las condiciones de carga, la geometría del talón de soldadura al cual se encuentran asociados los defectos considerados, y las propiedades del material involucrado.

Los defectos a los que hace referencia este trabajo no son aquellos clasificados y considerados como tales por las Normas de procedimientos de soldadura y Códigos de fabricación (AWS [1], ASME CODE [2]), sino aquellas discontinuidades geométricas generalmente existentes en soldaduras consideradas "sanas", tales como irregularidades del talón de soldadura, inclusiones de escoria, pequeñas socavaduras, etc..

El efecto de concentración de tensiones es fundamentalmente definido por la geometría del talón de soldadura a lo largo del cordón. Esta geometría puede ser separada en dos componentes: una geometría local (a la cual podemos llamar microgeometría), definida por el radio ρ y el ángulo α del talón, y la geometría del talón a lo largo del cordón (o macrogeometría) que define a lo que podríamos llamar la "irregularidad" del mismo (fig. 1.1).

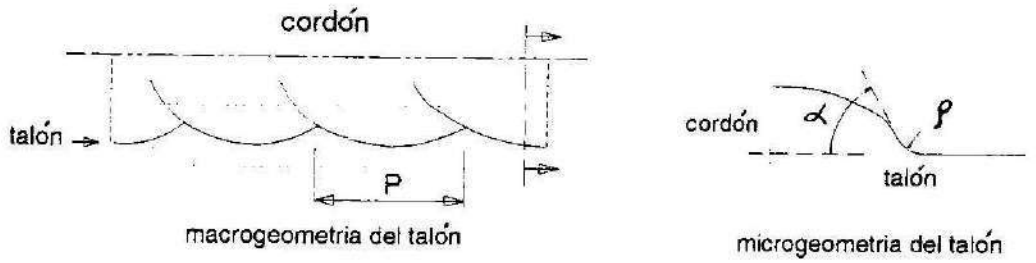


Figura 1.1 Micro y macrogeometría del talón de soldadura

La microgeometría del talón define localmente el efecto concentrador de tensiones introducido por el talón, y está fundamentalmente relacionado con la iniciación de fisuras por fatiga. Cuanto menor sea el radio ρ y mayor sea el ángulo α, mayor será el efecto concentrador de tensiones introducido, y por lo tanto se esperarán menores vidas a iniciación de fisuras por fatiga.

Para juntas soldadas convencionales, la mayor parte de la vida a fatiga es consumida en la etapa de propagación de las fisuras iniciadas a lo largo del talón. Puesto que las características de la propagación de fisuras por fatiga no son significativamente diferentes entre aceros estructurales de alta y baja resistencia, el camino generalmente utilizado para aumentar la resistencia a fatiga de juntas soldadas es introducir un período de iniciación mayor. Lo anterior puede lograrse eliminando los defectos de soldadura y reduciendo considerablemente los efectos de concentración de tensiones introducidos por el talón de soldadura, o induciendo tensiones residuales de compresión en el área de dicho talón.

Los métodos más utilizados para lograr este objetivo son [3-10]: mejoramiento del proceso de soldadura en sí mismo, utilizando consumibles adecuados de alta fluidez, dressing (utilizando TIG o plasma), amolado, shot o hammer peening. Salvo el primer método, los demás son aplicados post soldadura, lo cual implica mayores tiempos y costos. En los casos donde el volumen de soldadura involucrado es considerable, el obtener los aumentos de resistencia a fatiga requeridos actuando sobre el proceso de soldadura puede implicar una importante disminución en dichos tiempos y costos.

En cuanto al tipo de proceso, los procesos de soldadura automáticos son generalmente preferidos respecto de los procesos manuales por razones tales como mayor productividad, menores costos, mejor control de las geometrías y soldaduras en zonas de difícil acceso. Sin embargo, trabajos anteriores en los cuales se han llevado a cabo detallados estudios de iniciación y propagación de fisuras a partir de defectos en soldaduras automáticas y manuales, han mostrado que generalmente la vida a fatiga en servicio de estas soldaduras automáticas es más corta que para soldaduras manuales, debido fundamentalmente a una menor vida a propagación [11-15].

Probablemente el parámetro más importante que afecta la micro y macrogeometría del talón de soldadura y el tipo y distribución de defectos existentes en el mismo es si el

proceso de soldadura es manual o automático. Un proceso manual tiende a dar un talón de soldadura más irregular y un incremento en la posibilidad de formación de inclusiones de escoria. Un proceso automático producirá un talón de soldadura más recto, siendo las socavaduras los sitios más probables de iniciación de fisuras por fatiga [12,16].

Sorprendentemente, la presencia de un talón regular, como en el caso de soldaduras automáticas, conduce a mayores velocidades de propagación (y por lo tanto menor vida útil), que en el caso de los talones irregulares típicos de procesos manuales. En el caso de una soldadura "sana" (o sea, sin defectos graves de soldadura), muchas microfisuras inician en distintas regiones del talón, que crecen, interactúan elásticamente y coalescen en una fisura principal cuyo crecimiento ulterior puede conducir a la falla del componente. La menor resistencia a la fatiga de las soldaduras automáticas se debe a un proceso acelerado de coalescencia de las microfisuras. Se ha observado que si estas microfisuras crecen en distintos planos se experimenta una importante interacción elástica que retrasa la coalescencia. En el caso de crecimiento coplanar el proceso de coalescencia es más acelerado.

El propósito de este trabajo es contribuir al desarrollo de un proceso automático de soldadura que introduzca un grado controlado de irregularidad sobre el talón de soldadura y a la determinación de la geometría que permita optimizar el desarrollo e interacción de fisuras para obtener mayores resistencias a la fatiga.

Para ello, se desarrollaron soldaduras "bead on plate" (cordón simple sobre placa base) utilizando distintos métodos de soldadura a fin de obtener diferentes macrogeometrías de talón. Los cordones obtenidos fueron ensayados a fatiga de flexión en tres puntos cargados transversalmente. Se analizó el comportamiento a propagación de las fisuras iniciadas a partir de los talones de soldadura y su relación con los parámetros geométricos que definen su macrogeometría. Luego se analizaron los parámetros geométricos de las macrogeometrías de los talones de cordones obtenidos con el método de rotación de arco. Las conclusiones obtenidas y algunas condiciones prácticas permitieron desarrollar el método de los "8" (doble rotación de arco), con el cual se obtuvieron macrogeometrías de talón que mejoraron aún más las propiedades en cuanto a propagación de fisuras por fatiga. Por último se desarrolló un modelo fractomecánico lineal elástico de la propagación de fisuras a partir de talones de soldaduras con las macrogeometrías analizadas.

En la sección 2 se presenta una revisión de la información bibliográfica disponible sobre el comportamiento general de la propagación por fatiga de fisuras a partir de superficies con o sin concentradores de tensiones (entallas), y la importancia de la interacción y los procesos de coalescencia en la propagación de fisuras múltiples. La sección 3 presenta el comportamiento de fisuras que inician y propagan a partir de talones de soldadura, y el modelado fractomecánico lineal elástico especialmente aplicable a juntas soldadas.

Los procedimientos y técnicas experimentales utilizados en este trabajo son presentados en la sección 4. En la sección 5 se presentan y discuten los ensayos preliminares que permitieron evaluar distintas macrogeometrías de talón obtenidas con diferentes métodos de soldadura, y definir una macrogeometría que mostró un incremento considerable de la vida total a fatiga. Se analiza esta macrogeometría de talón y se discuten conclusiones que permitieron determinar la importancia y la influencia de algunos de los parámetros que la definen. La sección 6 presenta el método de los "8" desarrollado para la obtención de talones similares a ambos lados del cordón, y los resultados del comportamiento a fatiga de dos macrogeometrías obtenidas con este método. Se propone un modelado fractomecánico lineal elástico de la propagación de fisuras por fatiga a partir de los talones de soldadura de algunas de las macrogeometrías analizadas en este trabajo. Finalmente, la sección 7 presenta un resumen de las conclusiones y recomendaciones.

2. PROPAGACION DE FISURAS POR FATIGA

La fractura por fatiga explica la gran mayoría de las fallas en servicio en muchas estructuras y componentes ingenieriles, ya sea como resultado de cargas mecánicas puras o en conjunción con fricción, altas temperaturas (creep-fatiga), medios agresivos (corrosión-fatiga), etc.. La progresiva fractura de materiales por el incipiente crecimiento de defectos bajo tensiones que varían cíclicamente, definido como fatiga mecánica, puede ser clasificado en los siguientes fenómenos discretos pero relacionados [12,17-19]: (1) daño cíclico inicial en la forma de endurecimiento o ablandamiento cíclico; (2) creación de defectos microscópicos iniciales (iniciación de microfisuras); (3) coalescencia de estas microfisuras para formar un defecto detectable (crecimiento de microfisuras); (4) propagación subsecuente de estos defectos (crecimiento de macrofisuras); y (5) falla o inestabilidad final.

La diferencia entre iniciación y propagación de fisuras por fatiga es una definición tecnológica más que física. De hecho, la propagación de microfisuras comienza muchas veces con el primer ciclo de carga. En términos ingenieriles, los primeros tres pasos son considerados como iniciación de macrofisuras. Defectos pequeños de fabricación tales como socavado, repliegues o inclusiones pueden actuar como fisuras iniciales, por lo que la etapa de "iniciación" puede ser corta. Entonces, en tales términos, la vida a fatiga total **N** puede ser definida como el número de ciclos necesarios para iniciar una macrofisura N_i, y propagarla subcríticamente hasta la falla final, N_p: $N = N_i + N_p$

En diseño por fatiga, donde los datos de probetas ensayadas en laboratorio son usados para predecir la vida de componentes en servicio más complejos, esta distinción entre iniciación y propagación puede ser crítica. Las aproximaciones convencionales para el diseño por fatiga involucra el uso de curvas S-N (tensión vs. número de ciclos), representando la vida total resultante a una dada amplitud de tensión (o deformación), adecuadamente ajustada para tener en cuenta el efecto de tensión media, concentración de tensiones efectivas en entallas, cargas de amplitud variable (utilizando por ej. la Regla de Miner), tensiones multiaxiales, medios corrosivos, etc. [19]. Si bien esta aproximación

basada en la vida total es ampliamente usada, representa esencialmente el diseño contra iniciación de fisuras, ya que la mayor parte de la vida es gastada en la formación de una fisura de tamaño ingenieril.

Para estructuras de seguridad crítica, especialmente aquellas con componentes soldados o remachados, el procedimiento es diferente: en la etapa de diseño la presencia en el material de defectos de tamaño máximo debe ser asumida y tenida en cuenta. Bajo tales circunstancias la integridad de una estructura dependerá de la vida insumida por la propagación de fisuras; y, como el estadío de iniciación de fisura será corto, el uso del análisis por medio de curvas de vida total S-N puede llevar a sobreestimaciones peligrosas de vida. Estas consideraciones han llevado a la adopción del concepto de "tolerancia de defecto", en el cual la vida a fatiga es evaluada en términos del tiempo, o número de ciclos, necesarios para propagar la fisura no detectable más grande hasta la falla. Aquí el tamaño inicial de la fisura es estimado usando evaluaciones no destructivas o ensayos de probetas, mientras que el tamaño final es definido en términos de la tenacidad a la fractura K_{IC} del material, la carga límite, o algún otro criterio de admisibilidad.

La propagación de fisuras por fatiga es consecuencia de la fisuración inestable dúctil periódica, debido a deformaciones plásticas revertidas localizadas en la zona de proceso en el vértice de la fisura. Un modelo de fisuración en aceros ferríticos es el agotamiento paulatino de la ductilidad del material en la zona de proceso, debido al endurecimiento por trabajado (concentración y traba de dislocaciones, etc.). Esto produce la propagación dúctil o frágil momentánea, hasta que el vértice supera la zona agotada, entrando en material virgen, donde se arresta y vuelve a repetir el proceso. El tamaño y frecuencia de estas propagaciones definen la velocidad de propagación media [17,19].

Si la deformación plástica acumulada en la punta de la fisura pudiera ser medida, podría representar una medida realista del daño por fatiga sufrido por el material en cada ciclo, y un modelo físicamente sólido del crecimiento de fisuras por fatiga podría ser desarrollado. En forma general, la cantidad de deformación plástica será controlada por la deformación elástica del material circundante, por lo que estamos en presencia de un proceso controlado por desplazamiento. Es conveniente relacionar estas deformaciones con parámetros que dependen de la geometría y condiciones de carga del material. Para fisuras largas, que son aquellas que experimentan crecimientos con bajos niveles de tensiones, pueden realizarse predicciones de extensión de fisuras en estructuras

ingenieriles usando los métodos de análisis convencionales de la Mecánica de Fractura Lineal Elástica [17-19].

2.1. LOS PRINCIPIOS DE LA MECANICA DE FRACTURA

La aplicación de la mecánica de fractura comienza con la caracterización de los campos locales de tensiones y deformaciones en la punta de la fisura. Esto se logra principalmente a través del análisis de la mecánica del continuo, donde la forma funcional del campo singular local es determinada por un factor escalar, cuya magnitud es calculada por medio de un análisis completo de la carga aplicada y de la geometría. Si el análisis se realiza en base a la hipótesis de un comportamiento lineal elástico, surge la mecánica de fractura lineal elástica.

En general, hay tres modos de carga de una fisura (ver fig. 2.1): modo de apertura (modo I), modo de corte puro (modo II) y modo de deformación antiplana (modo III) [19].

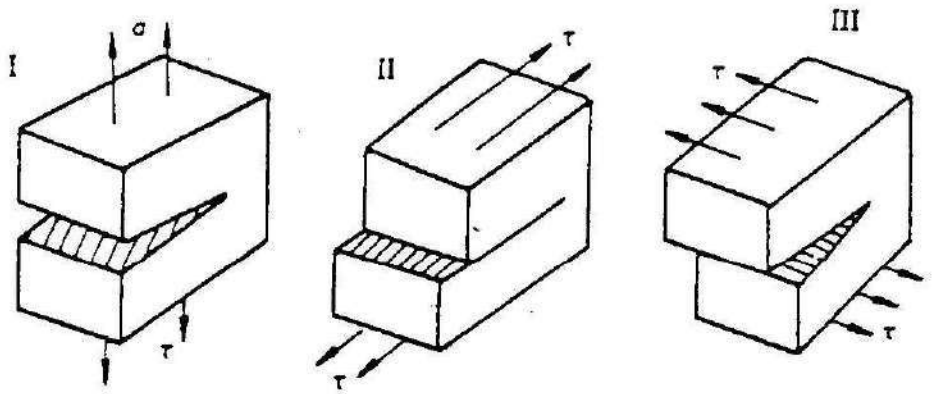


Figura 2.1 Modos de carga de una fisura: modo de apertura (modo I), modo de corte puro (modo II) y modo de deformación antiplana (modo III).

Para el comportamiento lineal elástico de una fisura nominalmente estacionaria sujeta a apertura por tracción (modo I, fig. 2.1), el campo local de tensiones en la punta de dicha fisura σ_{ij}, puede ser caracterizado en términos de K_I [20,21]:

$$\sigma_{ij}(r,\theta) = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} K_I f_{ij}(\theta) + A(r^{1/2}) + \ldots \qquad (2.1a)$$

$$\lim_{r\to 0} \sigma_{ij}(r,\theta) = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} K_I f_{ij}(\theta) \qquad (2.1b)$$

donde K_I es el llamado "factor de intensidad de tensiones en modo I", r es la distancia medida a partir de la punta de la fisura, Θ es el ángulo polar medido desde el plano de la fisura, y f_{ij} es una función dimensional de Θ (fig. 2.2).

Existen expresiones similares para fisuras sujetas a corte puro (modo II) y deformación antiplana (modo III). Se han observado fisuras en modo II con propagaciones de modo mixto I/II, pero no son capaces de crecer mas que una distancia equivalente a 2 o 3 granos sin cambiar de dirección para adoptar una forma correspondiente al modo I. Fisuras en modo III pueden ser encontradas en muchos metales a niveles altos de tensiones cíclicas. El modo II es más fácilmente estudiado en probetas de torsión y es asociado con fluencia generalizada de la sección transversal [19,20]. En adelante trataremos solo con el ampliamente utilizado K_I, al cual llamaremos simplemente K.

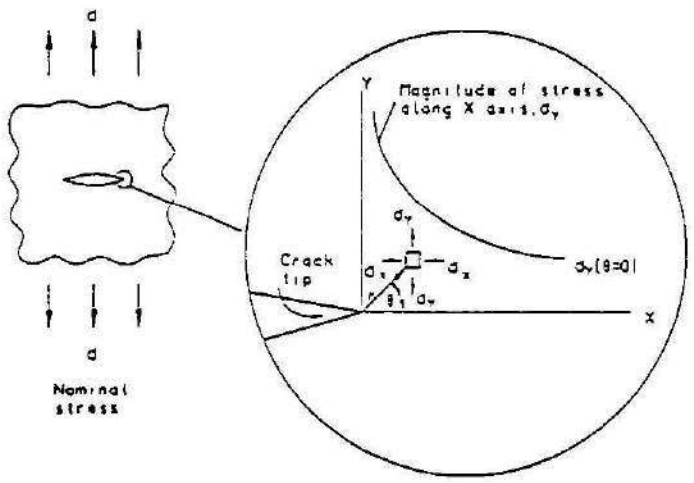


Figura 2.2 Campo local de tensiones frente a la punta de una fisura cargada en modo I

Puede considerarse que el campo definido por la expresión (2.1) domina la vecindad de la punta de la fisura, sobre una región que es grande comparada con la

escala de la deformación microestructural y los eventos de fractura involucrados. De esta manera K puede ser considerado como un parámetro que caracteriza el campo local lineal elástico de tensiones delante de una fisura.

La forma general de K es la sig.:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \qquad (2.2)$$

donde σ es la tensión aplicada remota, **a** es la longitud de fisura e **Y** es un factor geométrico [17,18,20,21].

Paris y Erdogan [17,18,20,21] mostraron que la velocidad de propagación de fisuras por fatiga puede ser relacionada con el rango del factor de intensidad de tensiones ΔK, a través de la sig. ecuación:

$$\frac{da}{dn} = C(\Delta K)^m \qquad (2.3)$$

donde **C** y **m** son constantes que dependen del material y del medio, y $\Delta K = K_{máx} - K_{mín}$, donde $K_{máx}$ y $K_{mín}$ son los valores máximo y mínimo de K durante el ciclo de carga.

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

Una de las principales limitaciones del uso de K como una descripción del campo de tensiones en la punta de la fisura, es que debe existir un estado de plasticidad en pequeña escala. De la ecuación (1.1) se ve que si r tiende a cero (nos acercamos a la punta de la fisura), las tensiones tienden a infinito. Sin embargo, en realidad tales tensiones son limitadas por la ocurrencia de deformación plástica frente a la punta de la fisura, en una zona llamada "zona plástica" [22,23]. El cálculo de la extensión r_p de esta zona, varía de acuerdo al modo de aplicación de las cargas y a la geometría del elemento; pero una estimación es dada por la expresión presentada en términos generales por Irwin y más explícitamente luego por Rice [22]:

$$r_p = \frac{1}{2\pi}\left(\frac{K}{\sigma_f}\right)^2 \qquad (2.4)$$

donde **K** es el factor de intensidad de tensiones aplicado y σ_f es la tensión de fluencia del material. También notaron que la relajación de tensiones en la zona plástica produce una redistribución general de tensiones, aumentándose la extensión de r_p, lo cual podría tenerse en cuenta mediante un factor corrector que podría ser conservativamente igual a 2.

Si el tamaño de la zona plástica es pequeño comparado con la extensión sobre la cual el campo de tensiones puede ser descrito por el primer término de la expresión (2.1) (y en consecuencia por K), y por lo tanto es pequeño comparado con las demás dimensiones del elemento (incluyendo la longitud de fisura), la zona plástica puede ser considerada como una perturbación en el campo lineal elástico. De esta manera puede asumirse que K caracteriza el estado de tensiones en la punta de la fisura.

La zona plástica es algo más compleja para el caso de carga cíclica. Sin embargo, siguiendo el análisis realizado por Rice de un sólido elástico-perfectamente plástico solicitado cíclicamente, puede usarse la superposición de distribuciones de tensiones de carga y de descarga para computar la extensión de la misma. Durante la carga hasta $K_{máx}$ se forma una zona plástica monotónica o máxima de una dimensión dada por:

$$r_{p\,máx} = \frac{1}{2\pi}\left(\frac{K_{máx}}{\sigma_F}\right)^2 \qquad (2.5)$$

Sin embargo, durante la descarga desde $K_{máx}$ hasta K_{min}, suponiendo una distribución de descarga elástica de una extensión máxima de $2\sigma_f$, se da lugar a tensiones de compresión de magnitud $-\sigma_f$ frente a la punta de la fisura. Esta región es conocida como "zona plástica cíclica", y su tamaño es aproximadamente la cuarta parte del tamaño de la zona plástica monotónica:

$$r_{pc} = \frac{1}{2\pi}\left(\frac{\Delta K}{2\sigma_f}\right)^2 \qquad (2.6)$$

Más precisamente, la tensión de fluencia σ_f debería ser reemplazada por la tensión

de fluencia cíclica σ_{fc}, ya que el tamaño de la zona plástica cíclica es influenciado por el endurecimiento o ablandamiento cíclico.

Las estimaciones anteriores involucran un número de suposiciones y limitaciones [22]. En primer lugar hay que notar que el análisis asume un estado de tensión plana. Tanto la zona plástica monotónica como la cíclica son más pequeñas para deformación plana, aproximadamente en un factor de tres. Sin embargo, la relación r_{pc}/r_p es un invariante del estado de tensiones.

Las estimaciones describen el ancho de la zona plástica a lo largo de la línea de la fisura. La forma de la zona plástica es compleja y depende del estado de tensiones y la geometría del elemento considerado. Generalmente la dimensión más grande de la zona plástica se encuentra a lo largo de una línea que forma un determinado ángulo con el plano de la fisura (aproximadamente 70 grados) (fig. 2.3) [17,19]. Sin embargo, el ancho a lo largo de la línea de la fisura sirve como dimensión de referencia útil y fácilmente medible. La deformación plástica a lo largo de esta línea es claramente de particular importancia para el continuo avance de la punta de la fisura.

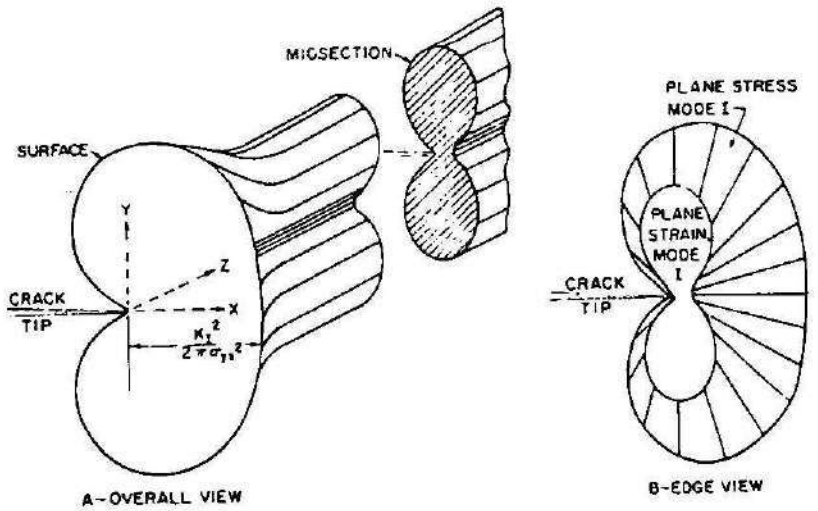


Figura 2.3 Zona plástica asociada a la punta de una fisura.

Nótese además que las estimaciones asumen la respuesta de un material elástico-perfectamente plástico. Si el material endurece por deformación, se produce una menor redistribución de tensiones y por lo tanto las zonas plásticas son más pequeñas. Para materiales ingenieriles estructurales, los cuales exhiben altos endurecimientos por deformación (exponentes de endurecimiento por deformación **n** de entre 5 y 8), el tamaño de la zona plástica será de aproximadamente el 70 al 80 % de la correspondiente a materiales perfectamente plásticos [22].

Por último debemos mencionar que el análisis es válido para fisuras lineales matemáticamente ideales y que no experimentan contacto entre sus caras, despreciándose el efecto del cierre prematuro de la fisura ("crack closure"), fenómeno que analizaremos más adelante.

Si la condición de plasticidad en pequeña escala no se cumple (por lo que no puede aplicarse la LEFM), se deben utilizar métodos de la mecánica de fractura elasto-plástica (EPFM). Una solución podría ser reemplazar en (2.3) a ΔK por un factor de intensidad de deformación en vista de que se cree que la fatiga es un proceso controlado por deformación. Si ΔK es dividido por el módulo de Young E del material se obtiene un parámetro de deformación $\Delta K/E$ que puede (sin considerar otras propiedades del material), ser considerado como un parámetro fundamental de crecimiento de fisura por fatiga [24].

Para modelar los campos de tensiones y deformaciones en la punta de una fisura en presencia de una zona plástica extensa, se han desarrollado análisis asintóticos alternativos. Por ejemplo, de acuerdo a la teoría de deformación elástica no lineal, la amplitud del campo de tensiones queda definido por la llamada "integral J" definida por Rice [19]. J caracteriza el campo de la punta de la fisura bajo condiciones elasto-plásticas. Además, para condiciones de fluencia en pequeña escala J puede ser directamente relacionado con G (considerada como la fuerza de extensión de fisura), y por lo tanto con K:

$$J = G = \frac{K^2}{E} \qquad (2.7)$$

El uso de ΔJ podría ser útil para caracterizar el crecimiento de fisuras pequeñas cuyos tamaños son comparables con la extensión de la zona plástica. Pero debido a que

J caracteriza las tensiones en la punta de una fisura en un material elástico no lineal, no pueden permitirse descargas de tensiones, lo cual ocurre realmente en un material elasto-plástico en cada ciclo de carga. El concepto del parámetro ΔJ en carga cíclica debe por lo tanto ser separado del concepto original de la integral J, ya que no puede representar valores reales de tensiones en la punta de la fisura en la misma forma en que ΔK puede hacerlo en el caso elástico. Por esto, ΔJ es un parámetro puramente empírico que relaciona rangos de tensiones y deformaciones con la longitud de fisura. Es un parámetro útil, pero debe ser verificado y validado para cualquier material debido a que es una formulación empírica que no tiene bases fundamentales [20]. Sin embargo, reconociendo que pueden considerarse leyes constitutivas para plasticidad cíclica (curvas tensión-deformación cíclica) en términos de lazos de histéresis estables, y que tales lazos pueden ser matemáticamente trasladados a un origen común luego de cada descarga, el criterio de considerar a las tensiones proporcionales a las deformaciones plásticas corrientes puede ser efectivamente satisfecho para carga cíclica [25].

Un tratamiento alternativo del crecimiento elasto-plástico de fisuras por fatiga, el cual no está sujeto a las restricciones requeridas por la elasticidad no lineal, es el uso del concepto de "Desplazamiento de Apertura en la Punta de la Fisura" (CTOD) [19].

Puesto que el CTOD, como J, puede ser tomado como una medida de la intensidad del campo elasto-plástico en la punta de la fisura [26], es factible correlacionar velocidades de crecimiento de fisuras con el rango del CTOD, $\Delta CTOD$:

$$\frac{da}{dn} \propto \Delta CTOD \qquad (\ elasto\ -plástico\ ) \qquad (2.8a)$$

$$\frac{da}{dn} \propto \frac{\Delta K_I^2}{2\,\sigma_f\,E'} \qquad (\ lineal\ -elástico\ ) \qquad (2.8b)$$

El CTOD puede ser determinado indirectamente a partir de mediciones del desplazamiento de apertura de la fisura (COD) en otros lugares de la misma (por ejemplo en la boca).

Resumiendo, podemos decir que los análisis basados en J o en el CTOD son básicamente equivalentes para carga proporcional (régimen de carga simple al que le son

aplicables las ecuaciones de la teoría de deformación), y son por supuesto válidos bajo condiciones lineal-elástica o elasto-plástica. Por lo tanto, son generalmente aplicables a la descripción del comportamiento de la velocidad de crecimiento de fisuras pequeñas (de tamaño comparable con la escala de la plasticidad local). Para estas fisuras cortas, debe esperarse entonces que el uso de la EPFM en lugar de la LEFM pueda, al menos en parte, normalizar las diferencias en el comportamiento entre fisuras cortas y largas. Sin embargo, como veremos más adelante, el problema de fisuras cortas no es simplemente una violación de las suposiciones necesarias para la aplicabilidad de la LEFM, por lo que el uso de la EPFM no puede normalizar totalmente dichas diferencias [27]. Estas también pueden ser atribuidas a efectos microestructurales, de cierre prematuro de la fisura, del medio, etc..

2.2. FISURAS LARGAS

Las fisuras largas pueden ser definidas como aquellas cuya longitud es tal que su crecimiento puede ser adecuadamente analizado utilizando las técnicas usuales de la mecánica de fractura lineal elástica (LEFM).

La figura 2.4 muestra una gráfica log-log de la curva de propagación de fisuras largas, la cual presenta tres estados bien definidos: estado I o de crecimiento lento ($da/dn \leq 10^{-5}$ mm/ciclo), estado II o región de Paris (región lineal, $10^{-5} \leq da/dn \leq 10^{-3}$ mm/ciclo) y estado III o de crecimiento rápido ($da/dn \geq 10^{-3}$ mm/ciclo). El estado II ha sido extensivamente estudiado sobre la base de la relación de Paris-Erdogan mencionada anteriormente (ec. 2.3). Esta relación, sin embargo, tiene limitaciones: (1) El exponente m no es invariante para diferentes materiales y el rango de variación encontrado es de 2 a 5 [12,28], (2) no representa el crecimiento de fisuras en los estados II y III, sobreestimando el primero y sub-estimando el segundo, (3) ignora la existencia de la condición umbral, ΔK_{th}, (4) es una relación empírica y por lo tanto requiere la determinación experimental de las constantes **C** y **m** para un dado material, (5) no da una explicación física del rol que cumplen las inhomogeneidades del material y el medio ambiente sobre el comportamiento a propagación de las fisuras por fatiga y (6) no explica el efecto de R (elac ón entre las tensiones aplicadas mínima y máxima) en los distintos estados.

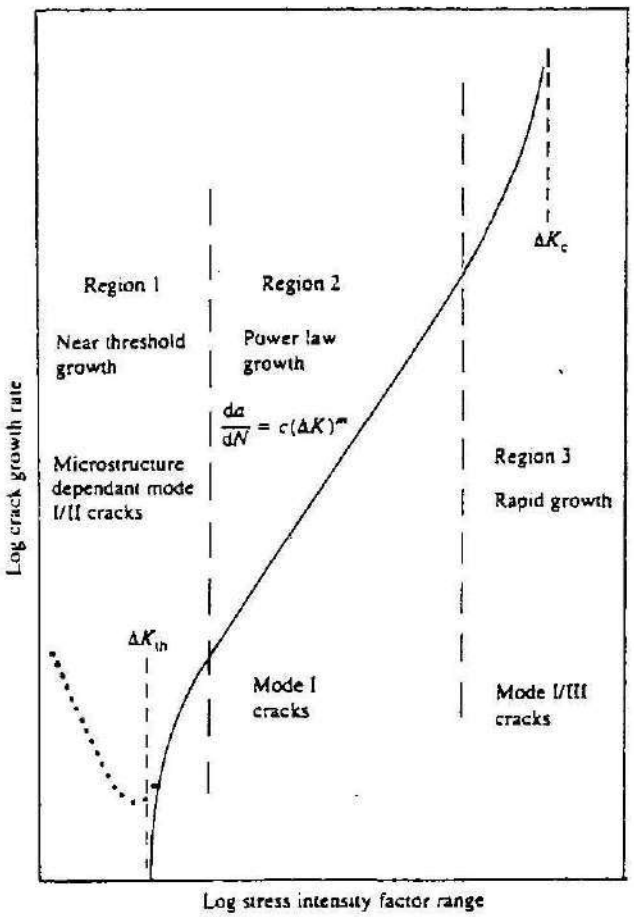


Figura 2.4 Comportamiento a propagación por fatiga de fisuras largas.

El efecto de R ha recibido mucha atención durante los últimos años, particularmente en el estado I [29-31]. Esto es ilustrado en la fig. 2.5 [32] donde las curvas OBCD', PNLM y SXYZ representan esquemáticamente a curvas correspondientes a R=0, un R intermedio R_i, y R≥0.6, respectivamente. Estudios experimentales muestran que, a un dado ΔK en el estado I, la velocidad de crecimiento aumenta con el incremento del valor de R por encima de 0. A la inversa, el ΔK requerido para un dado da/dn disminuye con el incremento de R (ver fig. 2.5). Se observa también que la pendiente de la curva OBC (correspondiente a R=0) es mínima a partir del punto B y que las curvas de crecimiento correspondientes a distintos R tienden a converger cerca de este punto. El punto B también corresponde, como veremos mas adelante, al primer punto de transición de mecanismos de crecimiento.

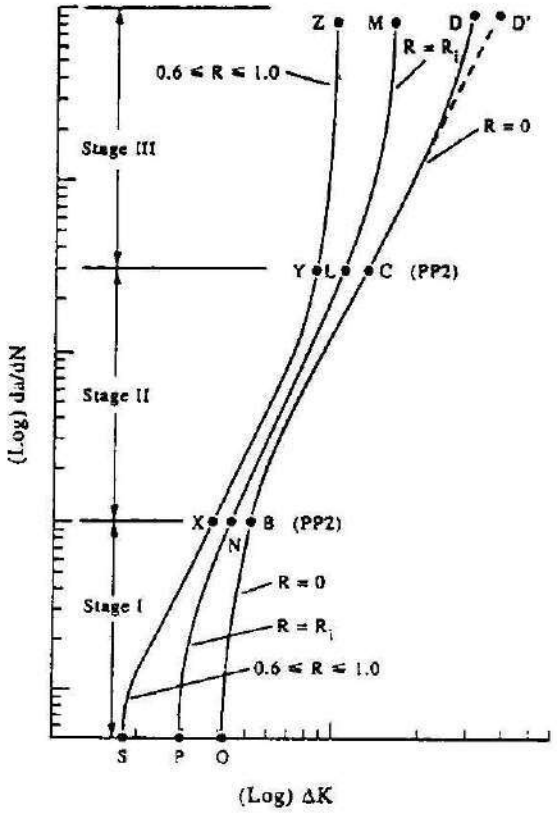


Figura 2.5 Efecto de la relación de carga R sobre la velocidad de propagación de fisuras por fatiga [32].

La influencia de R es usualmente explicada utilizando el concepto propuesto por Elber [34]. Mostró que las fisuras por fatiga se cierran antes que toda la carga de tracción fuera removida. Elber atribuyó este fenómeno a las tensiones residuales de compresión que se desarrollan durante la descarga en zonas que han deformado plásticamente durante el ciclo de carga detrás y delante de la punta de la fisura [35]. Estas tensiones actúan como "grampas" sobre las caras de la fisura, produciendo entonces un cierre prematuro de la misma (mecanismo de "closure"). Asumiendo que la fisura propaga solamente cuando se encuentra totalmente abierta, Elber sugirió utilizar $\Delta K_{ef} = K_{máx} - K_{op}$ en lugar de ΔK, donde K_{op} es el K para el cual la fisura se encuentra totalmente abierta.

El cierre prematuro de las fisuras es usualmente expresado por medio de la

relación $U = \Delta K_{th}/\Delta K$, la cual es una función de R y puede ser determinada experimentalmente para un dado material. Por ejemplo, para un aluminio Al2024-T3 Elber encontró [34]:

$$\Delta K_{ef} = U \Delta K = (0.5 + 0.4 R) \Delta K \qquad (2.9)$$

Reemplazando ΔK por ΔK_{ef} en la ecuación de Paris-Erdogan (ecuación 2.3), tenemos:

$$\frac{da}{dn} = C (\Delta K_{ef})^m = C_{e(R)} (\Delta K)^m \qquad (2.10)$$

Donde $C_{e(R)}$ es una constante del material. Esta ecuación nos dice que las variaciones de R (y por lo tanto de la intensidad del cierre prematuro), sólo causa variación en la posición de la recta pero no de su pendiente.

Datos en la bibliografía [36-38] muestran que el nivel de apertura dado por K_{op} (o K_{cl}, K para el cual la fisura comienza a cerrarse) depende de σ_f, $K_{máx}$, R, ΔK, estado de tensiones, endurecimiento por trabajado, transformaciones de fases inducidas por deformación, características del material, etc.. El modelo de Elber involucra precisión en la detección de la apertura y cierre de la fisura, y la medición de la carga correspondiente. Numerosas técnicas experimentales han sido desarrolladas para la medición del cierre prematuro de la fisura en fatiga. Estas incluyen: ultrasonido [39,40], caída de potencial [41], compliancia, interferencia óptica [28], strain gauges [12,14], corrientes inducidas [42,43], microscopía [44], etc..

El mecanismo de "closure" explica gran parte del efecto que produce sobre el crecimiento de fisuras largas la relación de carga R, la tensión de fluencia, el tamaño de grano, el medio, la carga cíclica de amplitud variable, etc.. Sin embargo, debido al inconveniente de ser básica y naturalmente empírico, relacionarse principalmente con eventos que suceden detrás de la punta de la fisura, de ser aplicable a un determinado rango de materiales y valores de R, y depender de incertidumbre en la medición de ΔK_{CL}, el alcance de este modelo es limitado en cuanto al entendimiento físico del proceso de

crecimiento de fisuras y su utilización en el diseño [19,24]. A pesar de las limitaciones, el modelo de Elber es el de mayor relevancia actualmente.

Otro procedimiento adoptado por algunos investigadores para incluir el efecto de R en el estado I y II es introducir el rango de intensidad de tensiones umbral ΔK_{th} de la siguiente forma [45]:

$$\frac{da}{dn} = C^{*} (\Delta K - \Delta K_{th})^{m} \qquad (2.11)$$

argumentando que el crecimiento de fisura es insignificante si $\Delta K \leq \Delta K_{th}$. El efecto de R se encuentra implícito debido a que ΔK_{th} depende de su valor. Dentro de este tipo de modelo vale la pena mencionar el presentado por Zheng y Hirt [33]. Estos autores introdujeron la noción de la reiniciación cíclica de la fisura a partir de su propio vértice redondeado por efectos elásticos, y de ese modo relacionan la constante C^{*} del material con sus propiedades elásticas y resistencia a la fluencia. Sin embargo, su modelo se limita a m=2 en el estado II, usa valores empíricos de ΔK_{th}, no incluye el estado III y carece de una interpretación física del proceso de crecimiento.

Otros autores introducen el efecto de R en el estado II utilizando relaciones establecidas empíricamente entre las constantes de Paris C y m, de la sig. forma [46]:

$$m = a . b . \ln C \qquad (2.12)$$

donde a y b son constantes negativas que dependen del material y son funciones lineales de R. Estas relaciones empíricas son limitadas al estado II y tampoco proporcionan una explicación física del proceso de crecimiento.

La mayoría de los modelos mencionados fueron desarrollados para incorporar el efecto de R en ecuaciones empíricas que intentan describir el crecimiento de fisuras por fatiga, pero son limitados en cuanto a su rango de aplicabilidad y son útiles para una conveniente representación de datos obtenidos a partir del crecimiento de fisuras a diferentes valores de R. Además, contribuyen muy poco al conocimiento de los mecanismos básicos de los procesos de crecimiento.

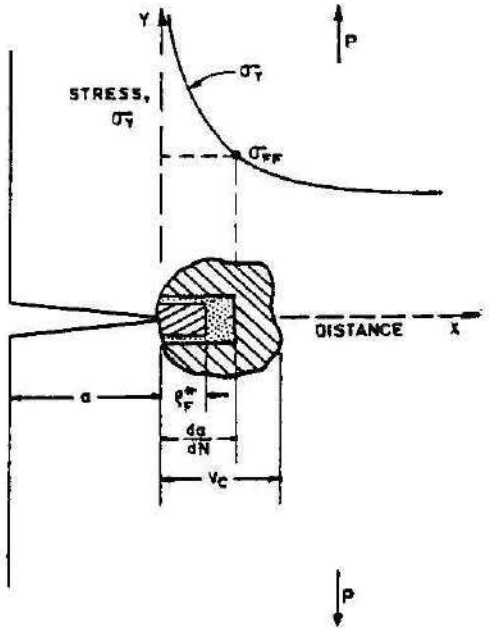


Figura 2.6 Zona críticamente tensionada V_C frente a la punta de la fisura, asumida en el modelo de crecimiento de fisura propuesto por Lal [33].

El modelo presentado por D.N. Lal [32,33,47] combina el análisis utilizando los parámetros de la mecánica de fractura lineal elástica ΔK y $K_{máx.}$ con los mecanismos de fractura por fatiga. Provee una interrelación física de las observaciones experimentales y relaciones analíticas de diseño útiles para la predicción de la influencia de los parámetros ΔK y R sobre el comportamiento del crecimiento de fisuras por fatiga, en los tres estados, aunque sólo para valores positivos de R. El modelo considera el comportamiento local del material en una zona críticamente tensionada, V_c (figura 2.6 [33]), frente a la punta de la fisura, y muestra el importante rol jugado por los micromecanismos de fractura por fatiga en dicha zona crítica.

Lal propone una definición alternativa de los tres diferentes estados de la propagación por fatiga de fisuras largas, de acuerdo a las conclusiones obtenidas a partir de sus trabajos:

- Estado I: Se llevan a cabo procesos de propagación caracterizados por crecimientos discontinuos y cristalográficos, en los cuales predominan los mecanismos de fractura por clivaje submicroscópico, dando superficies de fractura trans o intergranular. El parámetro que controla el crecimiento es el $K_{máx}$.

- Estado II: El crecimiento ocurre en forma continua y predominan los mecanismos de fractura por corte revertido, dando lugar a superficies de fractura con estriaciones dúctiles. Puede haber una pequeña contribución de modos de fractura microscópica estáticos tales como clivaje trans o intergranular (fundamentalmente en materiales frágiles). El crecimiento es controlado por ΔK.

- Estado III: En el proceso de crecimiento predominan los procesos de fractura que involucran modos estáticos microscópicos (clivaje). El parámetro dominante es $K_{máx}$.

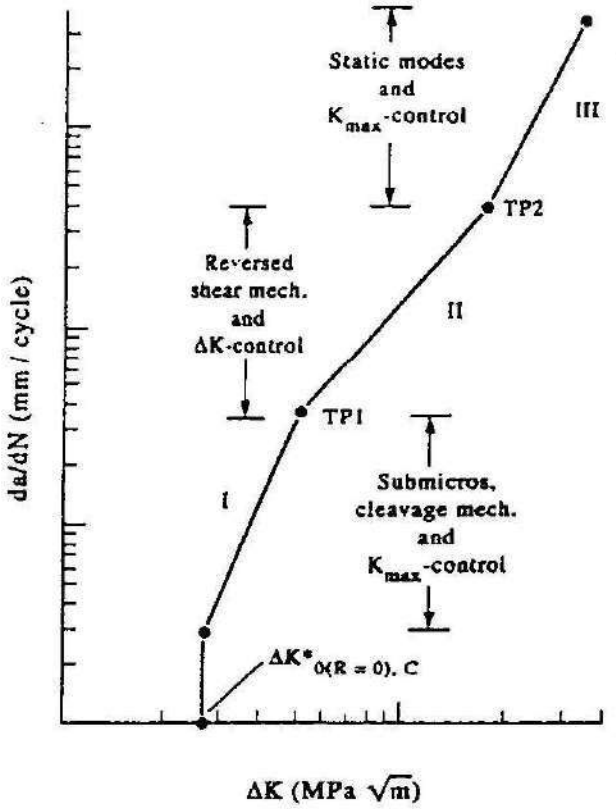


Figura 2.7 Presentación esquemática de los tres estados de la propagación por fatiga de fisuras largas definidos por Lal [32].

La figura 2.7 [32] presenta esquemáticamente las definiciones anteriores. El valor de ΔK_{th} para un material depende de los micromecanismos de fractura por fatiga, los cuales a su vez dependen de la concentración de defectos en la zona V_c frente a la punta de la fisura. Se argumenta que, cuando V_c es tan pequeña respecto del tamaño de un grano que aún pequeños defectos tales como dislocaciones pueden ser excluidos de la misma, no habrá plasticidad, la resistencia aumentará hacia la resistencia cohesiva teórica y la punta avanzará a través de mecanismos de fractura de clivaje submicroscópicos (CSM), los cuales involucran la rotura de ligamentos atómicos a lo largo de ciertos planos y direcciones cristalográficas. Cuando V_c es relativamente grande, más defectos serán incluidos, la resistencia local será menor, habrá mayor deformación plástica, y la fisura avanzará fundamentalmente por corte revertido (CR), mecanismo que involucra procesos de deformación dúctil por movimiento de dislocaciones.

Si el material contiene partículas frágiles, un incremento de ΔK causará la inclusión de mas partículas en la zona V_c incrementada, lo cual incrementará la contribución de los mecanismos de fractura MCS.

- El incremento de cualquiera de los parámetros ΔK o $K_{máx}$ actúa en la misma dirección y promueve los mecanismos de crecimiento CR.

- El proceso de crecimiento de fisura se torna sensible a R cuando predominan los modos de rotura frágiles (estáticos), e insensible a R cuando predominan los modos dúctiles (de corte), cualquiera sea el estado del crecimiento de la fisura.

2.3. FISURAS CORTAS

Cuando se estudia experimentalmente el comportamiento a fatiga de fisuras cortas se encuentra que bajo la misma fuerza impulsora las velocidades de crecimiento son mayores (o al menos iguales) que las correspondientes para fisuras largas [48-51]. Esto implica una violación en el concepto de similitud. Además, sugiere que el uso de datos de fisuras largas en cálculos de vida a fatiga basados en la tolerancia de defectos, puede llevar a sobreestimaciones considerables en componentes donde el crecimiento de defectos pequeños representa una gran porción de la vida total.

Hay varias formas de definir "fisuras cortas" [18,52,48,53-55]:

a) Fisuras de longitud comparable con las dimensiones microestructurales (por ej., del orden del tamaño de grano M). Son fisuras **microestructuralmente cortas.**

b) Fisuras de longitud comparable a la escala de la plasticidad local (por ej., fisuras embebidas en la zona plástica de una entalla, o de longitud comparable con las dimensiones de la zona plástica en la punta de la misma). Típicamente su longitud es menor o igual a 0.1 mm en materiales de alta resistencia y a 0.1 - 1 mm en materiales de baja resistencia. Son fisuras **mecánicamente cortas.**

c) Fisuras que son simplemente **fisicamente cortas**, por ej. longitud menor o igual a 0,5 - 1 mm.

d) Fisuras **químicamente cortas**, con referencia a efectos de medios corrosivos (a veces con longitudes de hasta 10 mm).

La diferencia en comportamiento entre fisuras cortas y largas ha sido atribuido a la interacción de las fisuras pequeñas con inhomogeneidades locales en la microestructura, las diferencias en la forma y tamaño de la zona plástica, el cierre prematuro de la fisura, cambios en los mecanismos responsables de la extensión y a una inadecuada caracterización del campo de tensiones frente a la punta de la fisura [20].

Una fisura iniciada en una probeta de superficie plana, inicialmente propaga rápidamente y eventualmente desacelera o incluso puede arrestarse a medida que se aproxima a una barrera microestructural, tal como un borde de grano. Una vez que la fisura avanzó dentro del próximo grano,. su velocidad de crecimiento se incrementa nuevamente [56-58], ver fig. 2.8 [59]. Este crecimiento inicial no-uniforme asociado con la interacción entre la punta de la fisura y el borde de grano se observa hasta una distancia de unas pocas veces el tamaño de grano M y corresponde al régimen de fisuras microestructuralmente cortas (MSC). Cuando el tamaño de fisura es suficientemente grande como para promediar los efectos microestructurales locales, las variaciones en el comportamiento de la velocidad de crecimiento desaparece, y se observa un incremento del nivel del cierre prematuro con el incremento de la longitud de fisura (hasta 0.5-1 mm).

Este es el llamado régimen de fisuras físicamente cortas (PSC), y corresponde a la transición entre el régimen de fisuras microestructuralmente cortas y el régimen de fisuras largas (LC). La curva de crecimiento de fisura para éste último régimen se corresponde con la dada por el análisis de la mecánica de fractura sobre probetas prefisuradas.

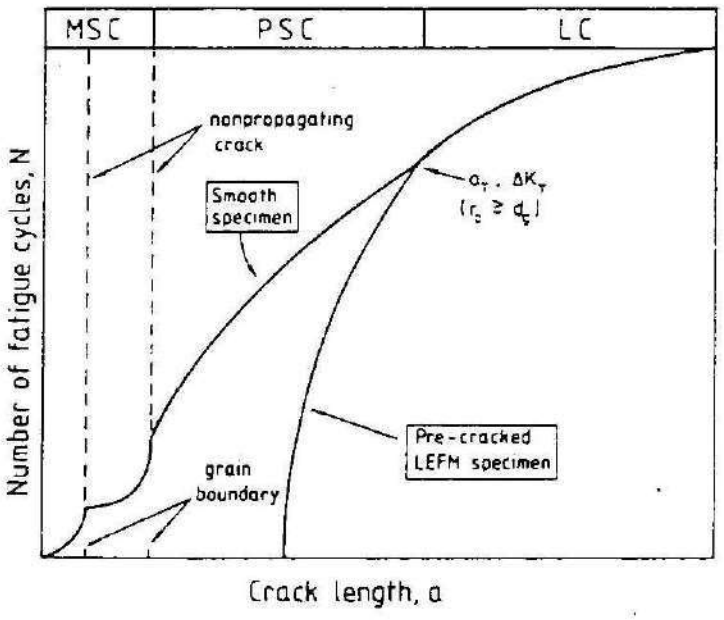


Figura 2.8 Curvas esquemáticas del crecimiento de una fisura a partir de una superficie plana y de una probeta prefisurada.

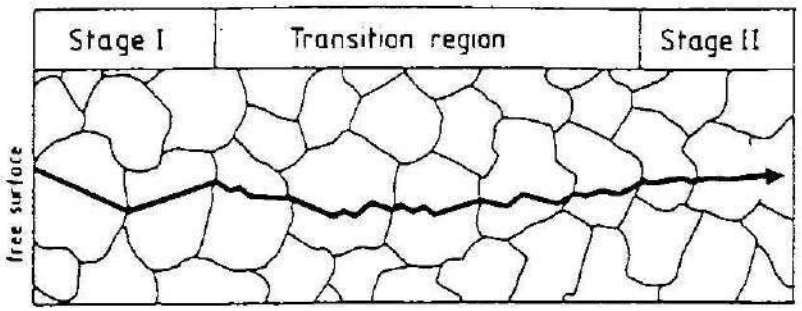


Figura 2.9 Tipo de fractura para los diferentes estados del crecimiento de fisuras por fatiga.

También es posible diferenciar los distintos comportamientos de crecimiento de fisura por fatiga en términos del modo de fractura, como se muestra esquemáticamente en la figura 2.9 [59]. Inicialmente la fisura propaga desde la superficie en el estado I, a través de todo el grano a aproximadamente 45 grados del eje de la tensión aplicada. La fisuración en estado I ocurre a lo largo de planos cristalográficos por un mecanismo simple de corte (modo II de fractura). El estado I corresponde al régimen de MSC, donde el crecimiento de fisuras depende fuertemente de la microestructura. A medida que la fisura propaga, la fisuración por corte correspondiente al estado I cambia a la fisuración normal correspondiente al estado II. Durante la transición desde el estado I al II se torna operativo más de un sistema de deslizamiento, por lo que el crecimiento de fisura es controlado por corte alternativo en la punta de la fisura. El modo de fractura cambia de una forma de "zig-zag" a una forma normal al eje de tensión.

Una vez que se ha iniciado una fisura, se desarrolla una alta concentración de tensiones en la punta de la misma. Consecuentemente, el deslizamiento se localiza a lo largo de una banda de corte delante de la fisura. En la banda de deslizamiento propagada delante de la fisura, las dislocaciones se concentran y se acumula deformación plástica durante la carga cíclica, ver figura 2.10 [59]. Esta energía local acumulada en la banda de deslizamiento provee una fuerza impulsora sobre la fisura, que se suma a la fuerza de extensión de fisura generada por la carga aplicada externamente. Por lo tanto, si la fisura propaga a lo largo de una banda de deslizamiento a través de un g ano, la velocidad de crecimiento es más alta que la esperada a partir del ΔK nominal. Sin embargo, a medida que la fisura se aproxima al límite de grano la longitud de la banda de deslizamiento decrece y, por lo tanto, la velocidad de crecimiento de fisura se ve marcadamente reducida. En un borde de grano la fisura puede arrestarse o solamente disminuir su velocidad de crecimiento, debido a que la energía local acumulada en el campo de deformación interno es usada durante la propagación de la fisura a lo largo del grano. Una vez que la fisura propaga dentro del próximo grano, se desarrolla una nueva banda de deslizamiento frente a la punta de la fisura y la velocidad de crecimiento a lo largo de dicha banda es nuevamente incrementada [58].

En consecuencia, las irregularidades en la velocidad de crecimiento de una fisura en el régimen MSC pueden ser atribuidas a las interacciones entre dicha fisura y los bordes de grano [60,61]. El mecanismo dominante es el bloqueo en bordes de grano de

las bandas de deslizamiento en la punta de la fisura y el cambio de orientación de la fisura entre granos adyacentes, resultando en una reducción de la fuerza impulsora efectiva sobre la misma.

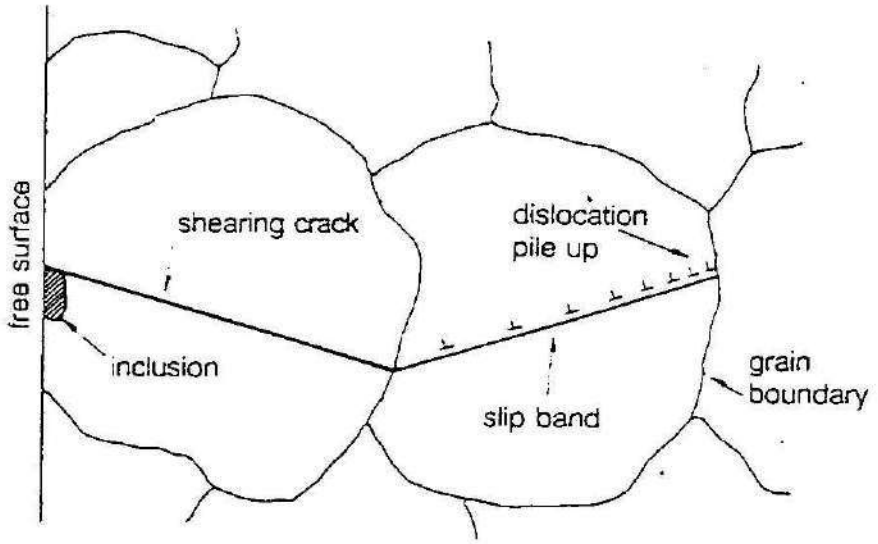


Figura 2.10 Esquema del modelo de propagación debido a la creación de una banda de deslizamiento delante de la punta de la fisura (estado I).

Generalmente se observa que fisuras más cortas que una longitud de fisura crítica a_t propagan solamente a rangos de tensiones que exceden el límite de fatiga de probetas con superficies planas, lo cual significa que una probeta que contenga fisuras más pequeñas que a_t pueden presentar la misma resistencia a fatiga que una probeta sin fisuras. Consecuentemente, la resistencia a la fatiga es relacionada con la resistencia de las barreras microestructurales que tienen que ser superadas por las fisuras pequeñas. Las distancias entre las barreras más fuertes determinan la longitud de fisura crítica a_t y por lo tanto el valor del límite de fatiga. Las barreras potenciales son, aparte de los bordes de grano, los bordes de sub-granos y de segundas fases. Bajo carga estocástica, un pico de carga aleatorio puede llevar a un pico en la fuerza impulsora lo suficientemente grande como para superar una barrera microestructural, llevando finalmente a causar la falla a

fatiga.

A medida que la fisura se torna varias veces más grande que la distancia entre las barreras microestructurales, se va reduciendo la contribución de la energía local en la banda de deslizamiento a la fuerza impulsora total, comparada con la fuerza impulsora provocada por la carga aplicada externamente. Los efectos de la interacción de la punta de la fisura con la microestructura se toman menos significativos y la fisura tiende a mostrar una velocidad de crecimiento relativamente uniforme, luego de su paso a través de un cierto número de granos. La velocidad de crecimiento es promediada a lo largo del frente de la fisura, el cual ahora se extiende sobre varios granos [18,52]. La fisura eventualmente se desvía del plano de corte en el estado I y propaga a lo largo de un plano normal al eje de la tensión aplicada, conservando orientaciones cristalográficas locales. La superficie de fractura se toma similar a la correspondiente a fisuras largas.

Las fisuras físicamente pequeñas son sólo ligeramente influenciadas por la microestructura, pero aún así su crecimiento es más rápido que el correspondiente para fisuras largas. Una explicación de este comportamiento puede ser dada por el reducido nivel de cierre prematuro de fisura existente en este régimen. El cierre prematuro inducido por plasticidad, rugosidad o productos de corrosión, implica que parte del rango de tensiones aplicadas es usado para la apertura de la fisura durante la carga, por lo que no puede ser transferido a la fuerza impulsora local en la punta de la fisura. El nivel del efecto de cierre prematuro se incrementa hasta que la fisura tiene una longitud de aproximadamente 0.5 mm, y luego alcanza un valor constante independiente de la longitud de fisura. O sea que es necesaria un cierta longitud de fisura mínima a fin de obtener una condición de propagación estable.

Como hemos mencionado anteriormente, a valores pequeños de R los datos de fisuras físicamente pequeñas y largas convergen si el rango del factor de intensidad de tensiones ΔK es reemplazado por el rango efectivo ΔK_{ef}, donde ha sido extraído la porción de ΔK usada para la apertura de fisura. El valor umbral de ΔK_{ef} para crecimiento estable de fisura $\Delta K_{th,ef}$, se hace igual al valor del ΔK umbral "intrínseco"; esto es, su valo nd ca la resistencia del material a la extensión de fisura por cargas cíclicas, independientemente de la longitud de fisura.

Para longitudes mayores que aproximadamente 0.5 mm, las fisuras muestran el

comportamiento de las fisuras "largas". El frente inicialmente irregular y discontinuo cambia a un frente de fisura estable, el cual es largo comparado con las dimensiones metalúrgicas e integra los efectos microestructurales locales. Se activan múltiples sistemas de deslizamiento y la fisura propaga a lo largo de un plano normal al eje de tensión (modo I de fractura) de una manera no-cristalográfica. El tamaño de la zona plástica frente a la punta de la fisura r_p excede el tamaño de grano.

Para fisuras microestructuralmente cortas la resistencia a la fatiga $\Delta\sigma_e$ define el rango límite de tensiones cíclicas nominales necesario para el crecimiento continuo de fisuras. Si el $\Delta\sigma$ aplicado es menor que $\Delta\sigma_e$ las fisuras incluidas en el régimen de MSC se arrestarán en barreras microestructurales. Por otro lado, el Umbral para fisuras largas es definido en términos del valor umbral de ΔK, ΔK_{th}, por lo que una fisura en este régimen no propagará por fatiga si ΔK es menor que ΔK_{th}. En el régimen de fisuras físicamente cortas, que corresponde a la transición entre los regímenes de MSC y LC, el umbral se encuentra debajo de $\Delta\sigma_e$ y de ΔK_{th}. La figura 2.11 muestra un diagrama similar al presentado por Kitagawa y Takahashi [12,62] para analizar el umbral entre fisuras propagantes y no propagantes para los distintos regímenes. En este diagrama pueden relacionarse los tres estados diferentes de crecimiento de fisuras con longitudes características de las mismas. La longitud $\mathbf{d_3}$ define el límite entre los regímenes de MSC y PSC, mientras que I lo hace entre los de PSC y LC. La longitud $\mathbf{d_3}$ está dada por la distancia entre las barreras más fuertes (generalmente definida por el tamaño de grano), pero pueden definirse otras longitudes $\mathbf{d_1}$, $\mathbf{d_2}$, etc. (espaciado de inclusiones, espaciado entre precipitados, etc.). También puede definirse la longitud de fisura $\mathbf{d_0}$ dada por la intersección de las líneas definidas por $\Delta\sigma_e$ y $\Delta\mathbf{K_{th}}$. Para un acero típico de bajo carbono, las magnitudes $\mathbf{d_3}$ y **I** tienen un valor de alrededor de 0.05 y 0.5 mm respectivamente. Desde un punto de vista macroscópico parece que una buena estimación de $\mathbf{d_3}$ está dada por $\mathbf{d_0}$ [59]. Para poder determinar el valor de I deberíamos tener en cuenta la condición de plasticidad en pequeña escala, lo cual nos daría un tamaño de zona plástica máxima en la punta de la fisura y consecuentemente un rango de tensión máxima $\Delta\sigma_{máx}$, que se encuentra en el orden de dos tercios de la tensión de fluencia cíclica σ_{fc}.

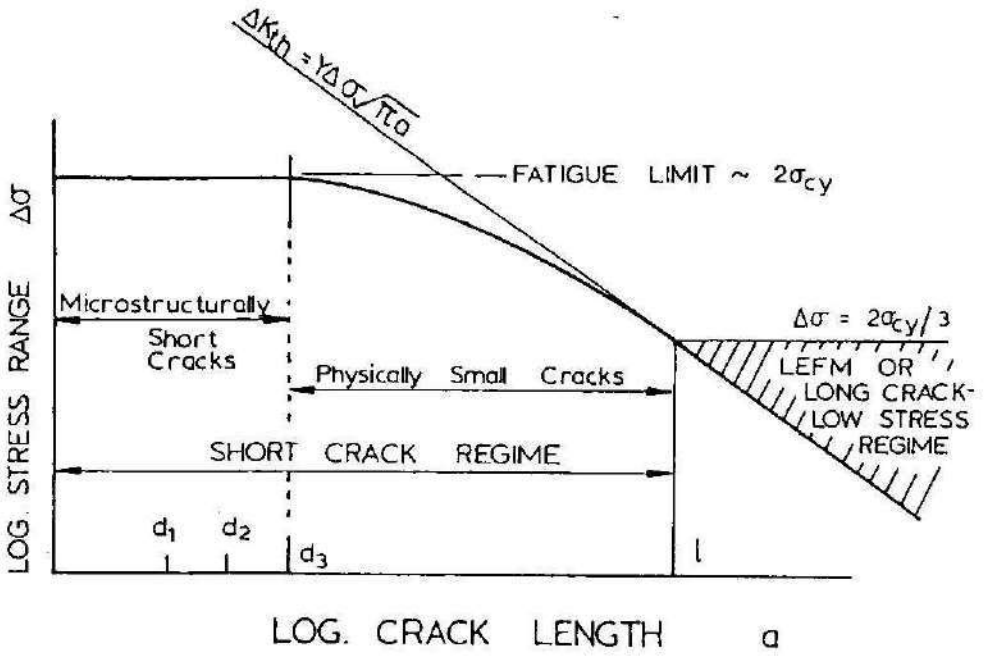


Figura 2.11 Gráfico presentado por Kitagawa y Takahashi para definir el umbral entre fisuras propagantes y no propagantes.

Se han utilizado varios parámetros para analizar y poder definir el rango de fisuras cortas. Según análisis realizados por Lankford [53] sobre datos de otros autores, el parámetro **a/M**, (considerando en este caso al tamaño de grano como la dimensión microestructural característica), no parece ser el que defina el comportamiento de fisuras cortas. El parámetro $\mathbf{r_p/a}$ es representativo cuando el efecto de fisuras cortas puede asociarse a la violación de las suposiciones realizadas para la aplicación de la LEFM. Se piensa que estas suposiciones se cumplen para $\mathbf{r_p/a}$ menor o igual que 0.02. Lankford encuentra que este parámetro no puede definir una condición suficiente para caracterizar a las fisuras cortas, debido a que observó comportamiento de fisuras largas para valores de $\mathbf{r_p/a}$ mayores que 0.02. El parámetro $\mathbf{r_p/M}$ se relaciona con la idea de que las fisuras podrían considerarse cortas si las zonas plásticas asociadas a sus puntas se encuentran inmersas dentro de un grano, lo cual fue verificado por Lankford. Este sugirió finalmente que el criterio para definir fisuras pequeñas podría estar dado por las siguientes

condiciones:

$$rp/a \leq 0.05 \qquad rp/M \leq 1$$

La primera condición tiene en cuenta la violación de las suposiciones realizadas por la LEFM, y la segunda representa una condición impuesta microestructuralmente y relacionada con el mecanismo y la física involucrados en el avance de las fisuras. Taylor y Knot [63] encuentran el límite como 2a = 10M, pero teniendo en cuenta las ecuaciones 2.2 y 2.6, se llega a que rp ≈ M.

2.4. FISURAS EN ENTALLAS

Un sitio común para la iniciación y subsecuente propagación de fisuras por fatiga en un componente ingenieril, es aquel que se corresponde con una concentración local de tensiones. Cuando la fisura ha propagado lo suficiente, su crecimiento puede ser fácilmente modelado por los conceptos tradicionales de propagación de fisuras por fatiga. Pero cuando la fisura es corta respecto de las dimensiones de la entalla el problema es más complejo. Los métodos de análisis de tensiones y predicción de falla tradicionales en componentes con entallas han involucrado el uso del factor de concentración de tensiones elástico teórico k_t o, cuando se considera plasticidad, la regla de Neuber. Esta regla sugiere que, bajo condiciones de deformación plástica, k_t es dada aproximadamente por la media geométrica de los factores de concentración de tensión y de deformación, k_σ y k_ϵ [64]:

$$k_t = \sqrt{k_\sigma \, k_\epsilon} \qquad (2.13)$$

Para condiciones elásticas se obtiene:

$$k_t = \frac{\sqrt{\sigma \epsilon E}}{\sigma_\infty} \qquad (2.14)$$

donde σ y ϵ son la tensión y la deformación local en la raíz de la entalla, respectivamente; σ_∞ es la tensión nominal aplicada y E es el módulo elástico.

El factor de fatiga de la entalla k_f, definido como la relación entre las resistencias

a fatiga sin entalla y con entalla, generalmente es menor que k_t; y la diferencia se incrementa con la disminución del radio de la entalla ρ. Esta dependencia es indicada en la fig. 2.12 [65] en términos de **q**, definido como factor de sensibilidad a la entalla (ecuación 2.15), y del radio ρ. Nótese que k_f y k_t son magnitudes adimensionales, que no deben ser confundidas con **K** (factor de intensidad de tensiones).

$$q = \frac{k_f - 1}{k_t - 1} \qquad (2.15)$$

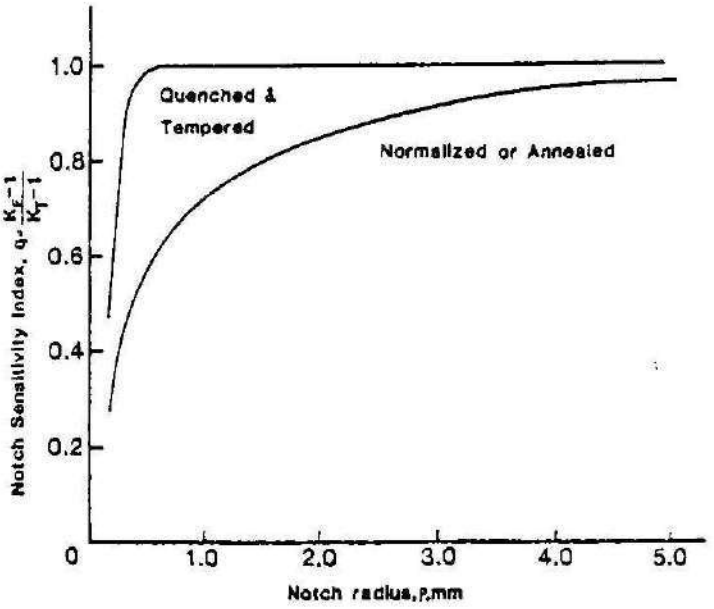


Figura 2.12 Factor de sensibilidad a la entalla **q** en función del radio de la entalla ρ.

La figura 2.12 también indica que la influencia de la entalla sobre la resistencia a fatiga depende del material. Para aceros la sensibilidad de la resistencia a fatiga de la entalla generalmente se incrementa con el aumento del nivel de resistencia. La concentración de tensiones producida por la entalla genera deformación plástica, introduciendo un campo de tensiones residuales. Una fisura relativamente corta puede quedar sumergida en este campo por lo que, si su efecto es ignorado, no se puede esperar una buena predicción del comportamiento de dicha fisura sobre la base de las expresiones 2.2 y 2.3.

Para fisuras muy cortas, el campo local ejerce influencia sobre el sitio de iniciación y el temprano crecimiento de la fisura. Esta propaga rápidamente alejándose de la región de la entalla, por lo que se producen cambios en la fuerza impulsora que se manifiestan en cambios de la velocidad de crecimiento. Si el cambio relativo en la fuerza impulsora no es explicado, los cambios en la velocidad de propagación debidos al crecimiento de la fisura podrían ser vistos erróneamente como efectos de fisura corta, cuando en realidad son debido al uso de una solución inapropiada del factor de intensidad de tensiones **K**.

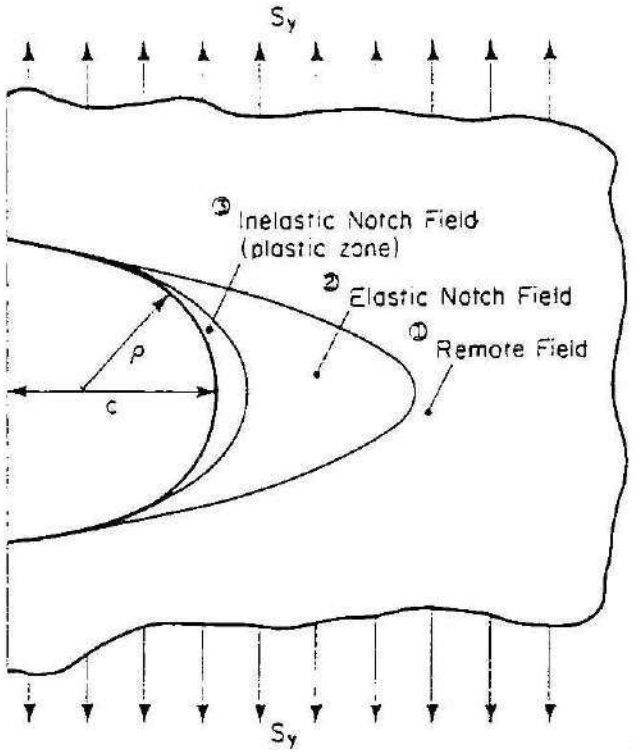


Figura 2.13 Campos de tensión/deformación asociados a la raíz de una entalla.

Consideremos el esquema de la figura 2.13 [66]. Las fisuras que crecen a partir de una entalla, pueden ser clasificadas en tres grupos en función de la ubicación de la punta de la fisura con respecto a los campos de tensión/deformación correspondientes a la entalla en un componente no fisurado. En la región (1) la entalla no tiene una influencia directa sobre los campos de tensión deformación de la punta de la fisura. En la región (3)

toda la fisura se encuentra inmersa dentro de la zona plástica generada por la entalla; y en la región (2) esta última causa perturbaciones en el campo elástico de tensión/deformación, modificando la zona plástica asociada a la punta de la fisura. Vale aclarar que las fisuras consideradas son siempre microestructuralmente largas, y que cualquier otro efecto significativo que intervenga debería ser tenido en cuenta.

Otro factor importante es el efecto del cierre prematuro de la fisura. En la iniciación de las fisuras el cierre prematuro no tiene lugar, y tiende a alcanzar un nivel estable a medida que las fisuras crecen [67]. Las curvas de los niveles de apertura son geométricamente similares respecto al tamaño de la entalla, ver figura 2.14 [66]. El nivel de apertura se estabiliza cuando la longitud de la fisura a es aproximadamente dos veces el radio de la raíz de la entalla, lo cual indica que aún se producen cambios cuando la fisura se introduce en el campo local elástico de la entalla (zona 2).

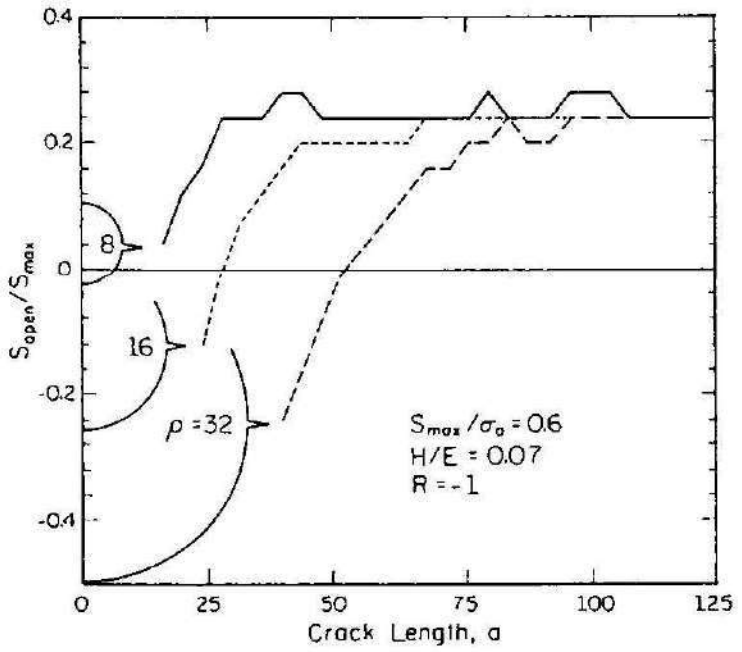


Figura 2.14 Tensión de apertura (nivel de closure) en función de la profundidad de una fisura creciendo a partir de entallas con distintos radios.

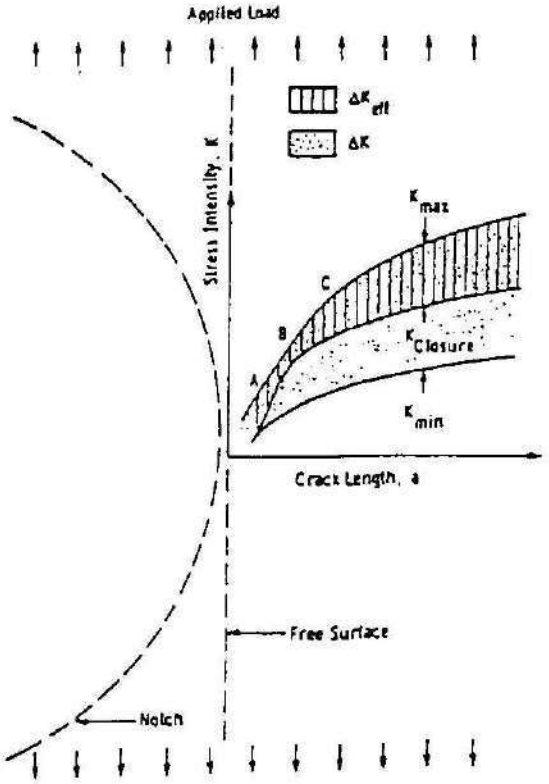


Figura 2.15 Esquema del desarrollo de $K_{máx}$, K_{min} y K_{op} con la profundidad de una fisura originada en una superficie libre o en la raíz de una entalla (R < 0.6).

La dependencia de $K_{máx}$, K_{min} y K_{op} sobre la longitud de fisura a valores de R bajos (R < 0.6), es mostrada esquemáticamente en la figura 2.15 [49]. Las soluciones exactas pueden encont a se en [6]. En estas cond c ones $K_{op} > K_{min}$. Observando el desarrollo de $K_{máx}$, K_{min} y K_{op}, vemos que el valor mínimo de ΔK_{eff} se encuentra en B. A niveles de tensiones relativamente bajos, el valor de ΔK_{eff} en B puede alcanzar el valor de ΔK_{eff} umbral, $\Delta K_{th\ eff}$, deteniéndose el crecimiento de las fisuras. Lo que vimos sobre el desarrollo del cierre prematuro en la iniciación y propagación de fisuras cortas sigue siendo válido en este caso. Sin embargo, ahora interviene otro factor que es la variación de la magnitud de la tensión, debido a la presencia de la entalla. La punta de una fisura creciendo a partir de una entalla ve una tensión "remota" más grande que la tensión nominal verdadera, magnificada por el efecto concentrador de tensiones de la entalla. Hemos visto anteriormente que los niveles de cierre prematuro disminuyen con el aumento

de la tensión aplicada (fundamentalmente la tensión mínima). Esto explica en parte la variación del nivel de cierre prematuro dentro del campo local elástico de la entalla. Aún si bien la punta de la fisura perturba significativamente la forma de la distribución de tensiones y deformaciones alrededor de la entalla, este es igualmente el factor principal en el problema total de redistribución de tensiones.

La información sobre el cierre prematuro es útil solamente si se puede relacionar con los cambios observados en la velocidad de crecimiento de la fisura en forma práctica. Para hacer esto se debe: a) estimar el ΔK para tamaño de entalla y longitud de fisura dados, b) estimar las tensiones de apertura de fisura para las distintas ubicaciones de la punta de la misma, y c) estimar las velocidades de crecimiento de fisura correspondientes a un dado valor de ΔK_{ef}, lo cual puede realizarse mediante la ecuación $da/dn = C\,(\Delta K_{ef})^m$.

La forma de la entalla también es un factor importante. A medida que la fisura crece a partir de la raíz de la entalla, el nivel del cierre prematuro se incrementa a una velocidad que depende de la distribución elasto/plástica de tensiones. Para una entalla muy aguda, las tensiones frente a la entalla decaen muy rápidamente con la distancia, lo que resulta en un desarrollo mas rápido del cierre prematuro respecto de una entalla redondeada. Es posible, entonces, observar fisuras que crecen a partir de entallas agudas con velocidades de crecimiento similares o aún mas bajas que las correspondientes a fisuras creciendo a partir de entallas redondeadas. Esto ocurre a cierta distancia de la raíz de la entalla, muy cerca de la misma ocurre lo contrario. En el caso límite, es posible encontrar fisuras no propagantes asociadas a entallas muy agudas, lo cual se debe al rápido decrecimiento de la fuerza impulsora definida por ej. por el rango de intensidad de tensiones efectivo.

Tanaka y Akiniwa [68,69,70] propusieron un método para el análisis de las fisuras no propagantes basado en una curva de resistencia (fig. 2.16), donde se adopta un $\Delta K_{máx,th}$ para indicar la resistencia a la propagación de la fisura, el cual está dado por:

$$\Delta K_{máx\,th} = K_{op\,th} + \Delta K_{eff\,th} \qquad (2.16)$$

donde $K_{op,th}$ es el K de apertura de la fisura en el umbral y $\Delta K_{eff,th}$ es la componente efectiva de ΔK_{th}. $\Delta K_{eff,th}$ es constante e igual al valor correspondiente a fisuras largas en régimen estable, $\Delta K_{eff,th,inf}$. El nivel del cierre prematuro de la fisura es desarrollado

desde a_1, que corresponde a la longitud de fisura al final del estado I, y se acerca al valor para fisuras largas $K_{op,th,inf}$ para $a = a_2$ correspondiente al comienzo del régimen de fisuras largas. En la figura 2.16 las líneas quebradas indican el valor del $K_{máx}$ calculado, para distintas tensiones aplicadas. Una fisura puede ser formada cuando la tensión es más grande que σ_{w2}; y se puede formar una fisura no propagante si la tensión aplicada se encuentra entre σ_{w1} y σ_{w2}. σ_{w1} y σ_{w2} son los límites de iniciación de fisuras y de propagación hasta la fractura por fatiga respectivamente.

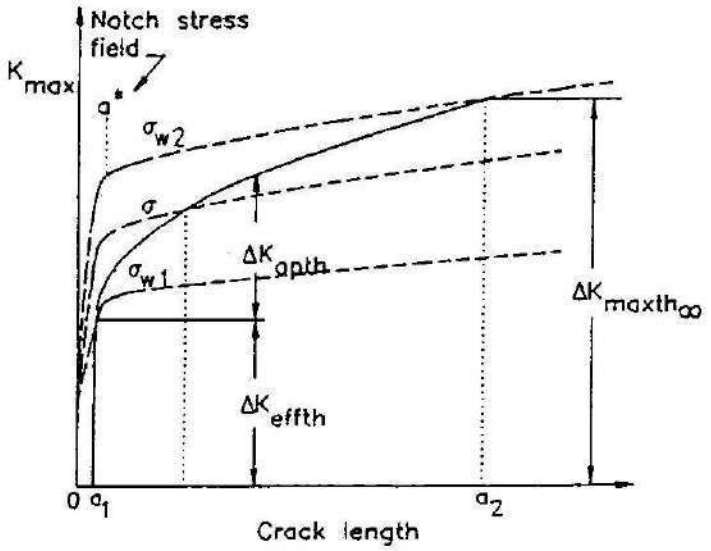


Figura 2.16 Método de la curva de resistencia para obtener el umbral de crecimiento de fisuras por fatiga.

El método de la curva de resistencia puede ser extendido para predecir el umbral de fatiga a una relación de tensiones arbitraria una vez que se ha establecido la relación entre el K_{op} y la longitud de fisura en el umbral.

El efecto del radio de la entalla es ilustrado en la figura 2.17. Los datos son tomados de pruebas desarrolladas sobre probetas planas con entalla central [68]. En la figura se muestra la longitud de la fisura no propagante como una función de la amplitud de la tensión aplicada σ_a, obtenida a partir de la intersección entre la curva de $K_{máx}$ correspondiente a la fuerza impulsora aplicada y la curva de resistencia dada por $K_{máx,th}$.

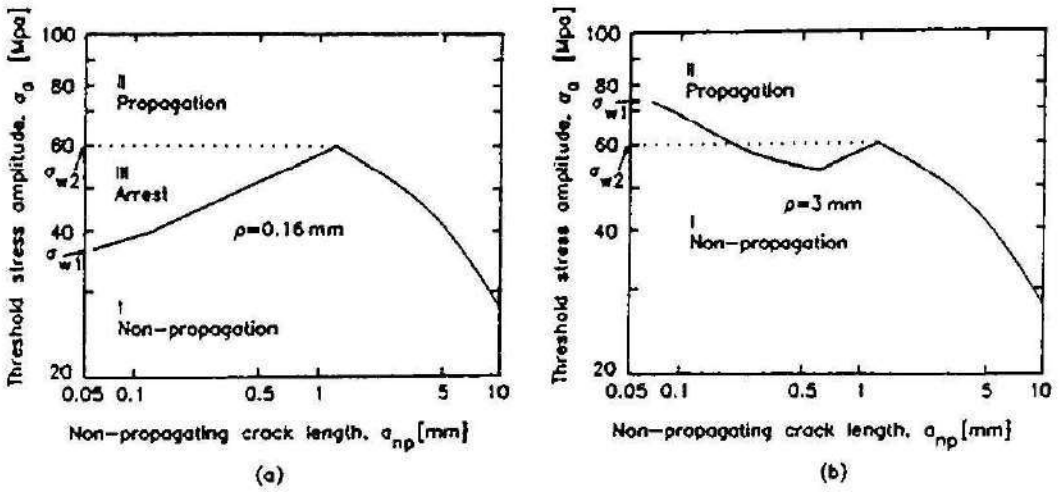


Figura 2.17 Efecto del radio de la entalla. Diagramas de falla por fatiga para probetas planas con entalla central.

Los diagramas son divididos en tres regiones (I, II y III). Para el caso de ρ = 0.16 mm (fig. 2.17a), cuando σ_a está por encima de σ_{w2} (en la región II), una fisura iniciada puede seguir propagando. Cuando σ_a está entre σ_{w1} y σ_{w2}, una fisura iniciada se arrestará a una longitud de fisura dada por el límite entre las regiones I y III. Por otro lado, la región III desaparecerá en el caso de ρ = 3 mm, como se muestra en la fig. 2.17b. Además podemos apreciar que el límite de fatiga para iniciación de fisura σ_{w1} es más alto que aquel para fractura σ_{w2}.

La ocurrencia de fisuras no propagantes también puede ser entendido sin considerar el régimen de fisuras cortas [71]. La propagación de una fisura en la raíz de una entalla de profundidad B requiere al menos el mismo nivel de tensión que la necesaria para la propagación de una fisura de longitud B. Para entallas severas, este nivel de tensiones se torna más alto que el requerido para iniciación de fisura, el cual decrece inversamente con el factor de concentración de tensiones de la entalla k_t. Representado por la línea gruesa en la figura 2.18, el límite de resistencia para entallas suaves es determinado por la condición de iniciación, mientras que para entallas severas es determinado por una condición de propagación aún en la ausencia de una prefisura. Para una entalla larga y aguda, puede definirse un radio crítico ρ_{crit} debajo del cual el comportamiento puede considerarse similar al de una fisura: $\rho_{crit} \approx 0.35\ r_{pc}$ [72].

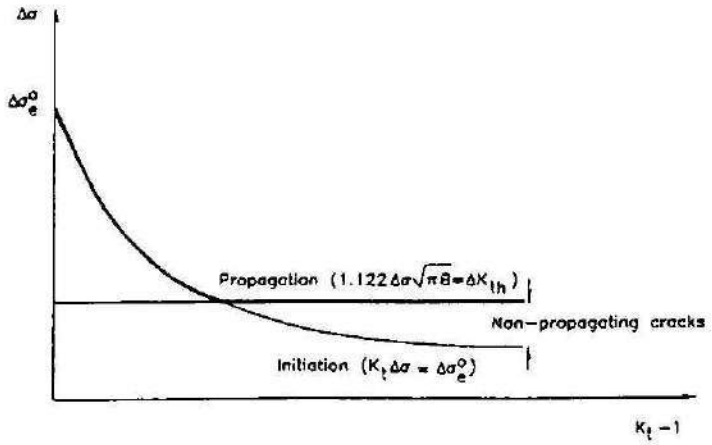


Figura 2.18 Comportamiento a fatiga de componentes entallados.

Hemos visto que dentro de la zona plástica correspondiente a la entalla no fisurada, el crecimiento de una fisura es influenciado tanto por el desarrollo del nivel del cierre prematuro como por dicha zona plástica [73]. En este caso son importantes las extensiones relativas de las zonas plásticas asociadas a la entalla y a la punta de la fisura, las cuales dependen del material y de las tensiones aplicadas. A un nivel alto de tensión aplicado, la región cercana a la raíz de la entalla se encuentra en un estado controlado por deformación. Bajo esta situación, las velocidades de crecimiento de fisura podrían predecirse teniendo en cuenta algún parámetro que caracterice el campo de deformaciones. A medida que la fisura crece a través de esta región controlada por deformación, la plasticidad en la punta de la fisura comienza a dominar la plasticidad correspondiente a la entalla, y el crecimiento empieza a poder ser caracterizado por ΔK_{ef}.

Schijve [74] encontró que para tensiones en la raíz de la entalla y radios de la entalla similares, se obtienen campos de tensiones similares alrededor. Esto implica que si K puede expresarse por la siguiente ecuación:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} = Y k_t \sigma_\infty \sqrt{\pi a} \qquad (2.17)$$

podemos suponer, en primera aproximación, que el factor geométrico Y depende solamente de a/ρ.

Lukás [75] propone que:

$$Y = \frac{Q}{\sqrt{1 + 4.5\,\frac{a}{\rho}}} \qquad (2.18)$$

donde Q es el conocido factor de forma que depende de la geometría de la fisura (por ej., Q = 0.65 para una fisura semicircular y Q = 1.12 para una fisura recta). Reemplazando (2.18) en (2.17), el factor de intensidad de tensiones para una fisura pequeña en una entalla puede ser expresada por:

$$K = \frac{Q k_f \sigma_\infty \sqrt{\pi a}}{\sqrt{1 + 4.5\,\frac{a}{\rho}}} \qquad (2.19)$$

Para una fisura semielíptica de ancho superficial 2c, el límite de validez de esta ecuación depende de k_t, y se encuentra aproximadamente en $a/\rho \leq 3$. Para fisuras de longitudes mayores, la entalla deja de tener influencia sobre la punta de la fisura y podemos pasar a considerar a la entalla como parte de la fisura [64]. El ejemplo de la fig. 2.19 [64], resume lo mencionado anteriormente.

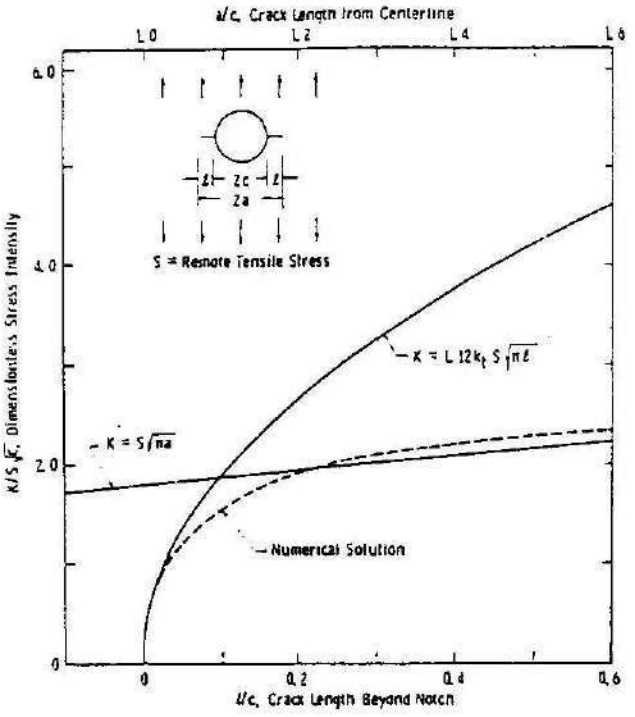


Figura 2.19 Comportamiento del factor de intensidad de tensiones de fisuras creciendo a partir de un agujero en una placa infinita.

2.5. INTERACCION ELASTICA DE FISURAS

Uno de los problemas que surgen en el análisis de fatiga es la incertidumbre vinculada al tratamiento de fisuras que crecen cercanas unas de otras y de la extensión sobre la cual interactúan e influencian sus crecimientos. H. Morgan [76] (al igual que otros investigadores [77-84]), describe una investigación experimental del mecanismo de crecimiento de fisuras que interactúan entre sí. Encontró que las recomendaciones realizadas por los documentos ASME XI Div.1 y BSI PD 6493 [2,85] son significativamente conservativas en sus predicciones de vida a fatiga para las geometrías analizadas. En estos documentos, un arreglo de múltiples defectos es recategorizado bajo ciertas condiciones como un único defecto de forma simple.

En ensayos de fatiga sobre placas, los defectos tienden a asumir una forma preferencial, la cual representa la forma estable de la fisura bajo las condiciones de carga dadas. La forma de la fisura es caracterizada por la "relación de aspecto" definida como **a/c**, donde **a** es la profundidad y c la semilongitud superficial de la fisura. En tensión homogénea, la forma de la fisura es aproximadamente semicircular en toda la vida de la fisura. En flexión, la distribución lineal de tensiones a lo largo del espesor de la placa promueve velocidades de crecimiento mayores sobre la superficie, y el crecimiento en profundidad es controlado por el desplazamiento del eje neutro a través del ligamento remanente. Este desplazamiento depende de la disminución de la restricción como resultado del crecimiento superficial de la fisura.

Los resultados experimentales presentados por Morgan [76] muestran que en el caso de iniciación múltiple de fisuras, los crecimientos son independientes hasta que se produce la interacción o coalescencia de las fisuras. Aún cuando los defectos iniciales se hayan tocado se puede producir un crecimiento significativo en la dirección del espesor en los puntos de máxima profundidad antes que el ligamento remanente entre las fisuras sea eliminado. Esta naturaleza independiente del crecimiento inicial es confirmado por los datos presentados en la figura 2.20 del desarrollo de la fisura, correspondientes a ensayos de flexión en cuatro puntos. También se muestran líneas de referencia para defectos simples con relaciones de aspecto de 1, 0.5 y 0.4. Dos defectos gemelos cambian de forma como si fueran independientes a partir de un a/c inicial de 1 hasta que a/T=0.3, punto en el cual

coalescen para formar una nueva fisura con un frente complejo. Luego de la coalescencia, la nueva relación de aspecto de la fisura es ligeramente menor que el que podría predecirse a partir de la ley de Paris debido al aumento del crecimiento superficial en el ligamento o al reducido crecimiento en profundidad.

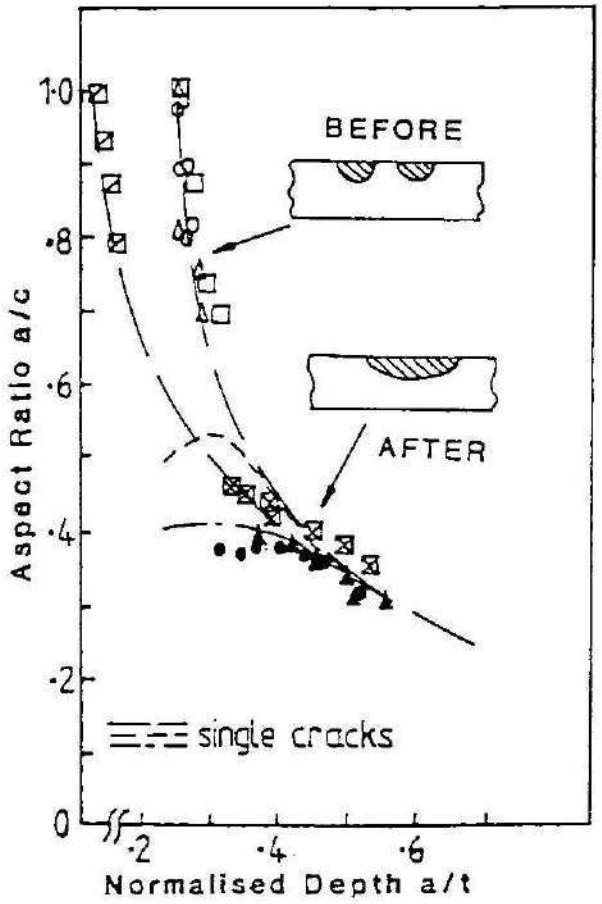


Figura 2.20 Evolución de la relación de aspecto y la coalescencia de fisuras desarrolladas a partir de defectos superficiales semicirculares [76].

Phang y Ruiz [77,78] aplicaron técnicas fotoeléctricas de detección de tensiones para determinar experimentalmente el factor de intensidad de tensiones K en problemas de dos o tres dimensiones. Se determinó un K adimensional en varias posiciones a lo largo del frente de fisura. En la figura 2.21 se muestran valores de un factor de interacción F, definido como la relación entre el K para dos fisuras semicirculares superficiales y el K para una fisura simple, en función de la relación de proximidad a/D_t. Puede verse que

se predice la interacción cuando a/D_t es aproximadamente igual a 0.55, esto es, el ancho del ligamento es menor que dos veces el radio de la fisura. Cerca de la superficie, el K a lo largo del frente de la fisura tenderá a aumentar a partir de ese momento, acelerando el crecimiento de la fisura y la coalescencia. Pero el valor de K en el punto más profundo (ϕ=90°) decrece ligeramente, hasta que las fisuras se acercan tanto que la reducción del alargamiento efectivo se torna importante. Los documentos ASME y BSI recategorizan a dos defectos semicirculares de este tipo en un único defecto semicircular cuando la relación de proximidad a/D_t es igual a 0.5.

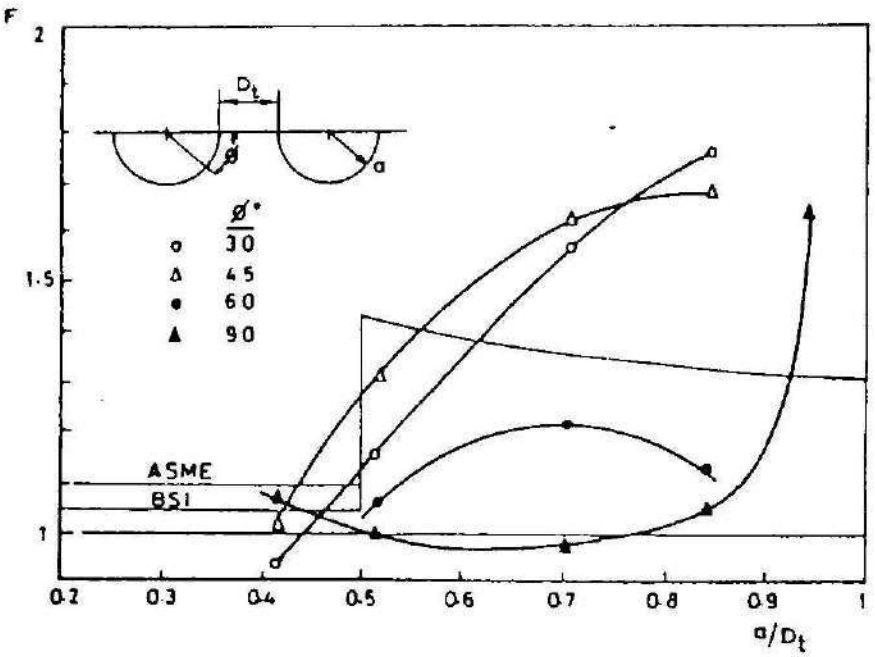


Figura 2.21 Factor de intensidad de tensiones para dos fisuras superficiales semicirculares acercándose una a otra. Curvas de recategorización.

El problema de un sólido elástico lineal con fisuras puede ser reducido a un sistema de ecuaciones integrales. Métodos aproximados de solución de estos sistemas constituyen una aproximación posible al problema de interacción de fisuras. Kachanov y colaboradores [81,82,83] han propuesto un método simple basado en la técnica de superposición. Analizaron fundamentalmente el problema de interacción entre una fisura y un arreglo de microfisuras para el caso simple de una placa infinita sujeta a carga

normal. Los resultados obtenidos de los ensayos correspondientes a los arreglos analizados indican que los resultados son precisos hasta que el espaciado entre fisuras es bastante pequeño. Las figuras 2.22 a 2.24 muestran algunos resultados obtenidos. El efecto de relajación es generalmente dominante cuando la fisura principal y las microfisuras no son coplanares. Bajo condiciones de carga en modo I, la influencia de una microfisura es a menudo máxima en configuraciones asimétricas. Por otro lado, el efecto de una microfisura localizada en la cola (detrás de la punta) de una fisura principal es relativamente pequeño.

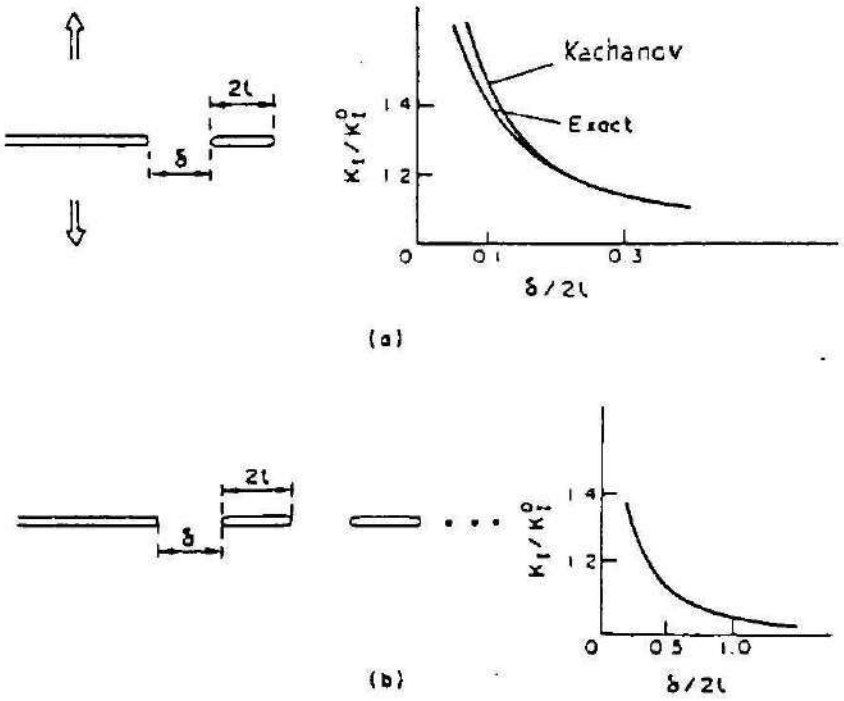


Figura 2.22 Interacción fisura-microfisuras. a) microfisura colineal, b) arreglo periódico de microfisuras coplanares [82].

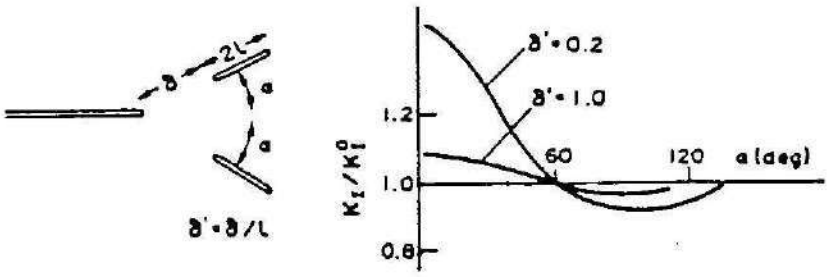


Figura 2.23 Interacción de una fisura principal con dos microfisuras inclinadas [82].

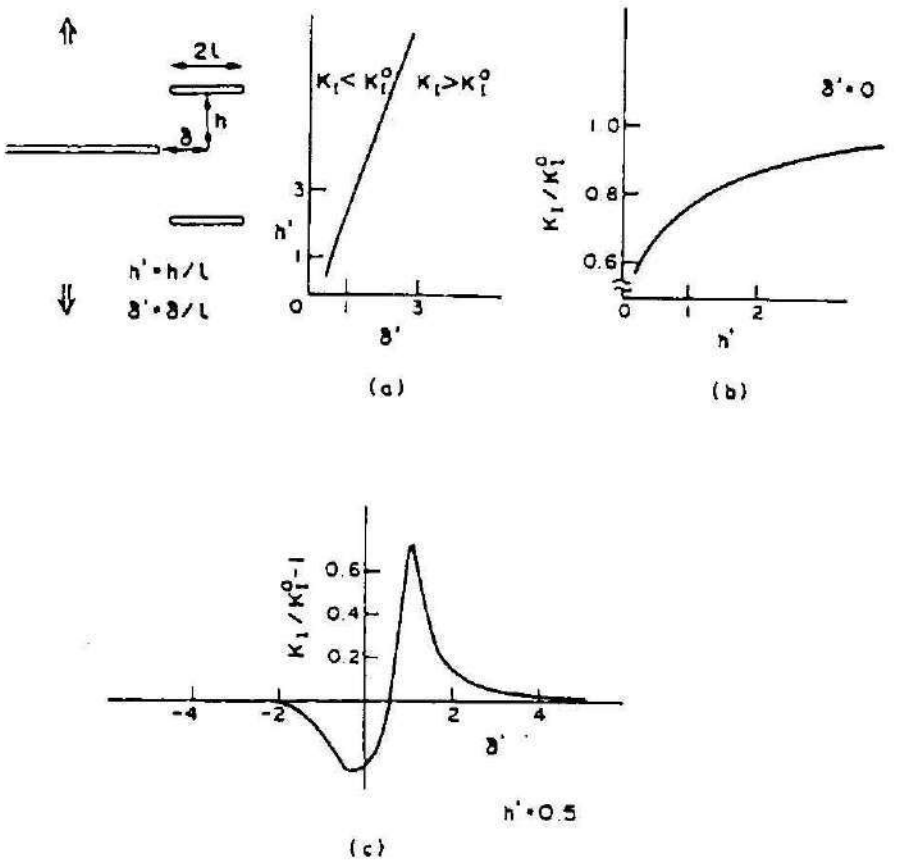


Figura 2.24 Interacción de una fisura principal con dos microfisuras paralelas [82].

El problema de una fisura pasante y una microfisura colineal en una placa delgada infinita tiene solución exacta [81]. En este caso se observa un K amplificado en la punta de la fisura principal. En la figura 2.22.a se muestra la variación del factor de magnificación K/K^0 con la longitud del ligamento entre las fisuras, y se los compara con los datos predichos por el modelo de Kachanov. La figura 2.22.b presenta la variación del mismo factor de amplificación para el caso de un arreglo periódico de microfisuras. La comparación con el caso de una única microfisura muestra que, si bien el agregado de microfisuras genera una amplificación adicional de tensiones en la punta de la fisura principal, el efecto es significativo solo a valores de $\delta/2l<1$. De cualquier manera, el efecto de amplificación es relativamente suave, y se producen incrementos significativos solo a

distancias entre fisuras muy pequeñas.

La figura 2.23 muestra valores del factor de amplificación para casos donde las microfisuras no son coplanares con la fisura principal. Puede verse que de amplificación se pasa a relajación en α=60° (ángulo neutro). La figura 2.24 muestra el efecto de dos microfisuras paralelas no coplanares con la principal. Para δ/h pequeño, el efecto es de relajación, mientras que para δ/h grandes, se produce el mismo efecto de amplificación que en el caso de microfisuras coplanares. En la figura 2.24.b se muestra la "linea neutra", para la cual las microfisuras no tienen efecto.

Lam y Phua [84] analizaron el problema de fisuras múltiples empleando un método de integración singular y un modelado matemático que representa microfisuras mediante distribuciones de dislocaciones de borde. Estas dislocaciones son distribuidas de tal manera que se satisfacen las condiciones de tracción sobre las superficies de las fisuras. También en este caso se consideró una placa delgada infinita sometida a tracción. La figura 2.25 muestra las zonas donde una fisura produciría un efecto de aumento (amplificación) o disminución (relajación) del valor de K en la punta A de la fisura.

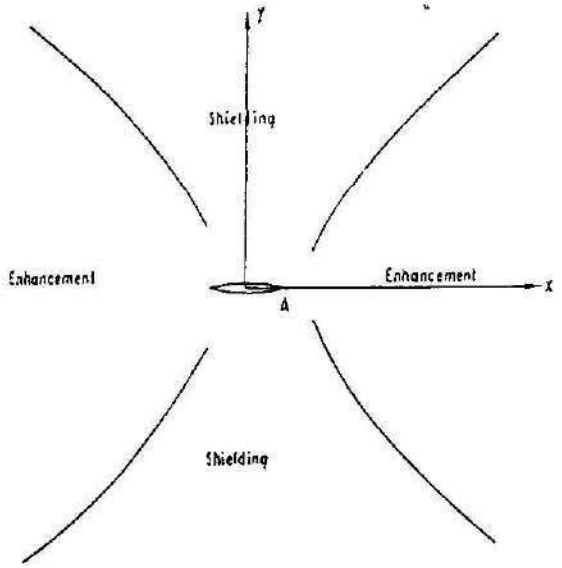


Figura 2.25 Regiones correspondientes a tensiones amplificadas o relajadas para dos fisuras iguales y paralelas sujetas a tensiones remotas en modo I.

3. FISURACION POR FATIGA EN UNIONES SOLDADAS

La falla por fatiga de uniones soldadas generalmente ocurre por iniciación y propagación de fisuras originadas en concentradores de tensiones existentes en los talones de las soldaduras [11,12,15,16]. Los procesos de soldadura llevan a la formación de discontinuidades o defectos [12,86]. A partir de estas discontinuidades se desarrollan pequeñas fisuras a lo largo del talón, experimentando al menos dos etapas de coalescencia bien definidas [12-14,16,87]. Muchos autores consideran a las discontinuidades como pequeñas fisuras preexistentes, despreciando la vida de iniciación [86-91]. Esto es respaldado por buenas concordancias obtenidas entre los resultados obtenidos a partir de los modelos fractomecánicos considerados y los datos experimentales obtenidos. Esto se debe a que los casos analizados generalmente involucran discontinuidades que dan lugar a microfisuras coplanares, permitiendo una rápida coalescencia. La longitud máxima asignada a estas fisuras es de entre 0.5 y 1 mm, profundidad a la cual ya se ha producido el primer proceso de coalescencia [12,16].

Considerar sólo la vida de propagación, despreciando la de iniciación, es aceptable cuando se requiere un cierto conservatismo en la predicción de la vida total a fatiga. Pero solo si se estudia el desarrollo y la interacción elástica de las pequeñas fisuras superficiales durante su desarrollo inicial [12,14,87,92,93], y se analiza su relación con la geometría del talón de soldadura [12,89,93-95], se podrá desarrollar una metodología para predecir con mayor certeza el comportamiento de uniones soldadas. Además se podrán determinar las geometrías de talón que optimizarían la distribución de las fisuras iniciales, provocando la evolución de fisuras con coalescencia retardada y menores velocidades de propagación. Hemos visto en 2.5 [96] que según sea la posición relativa de las fisuras se pueden obtener interacciones que incrementen o reduzcan las velocidades de propagación.

3.1 INICIACION DE FISURAS POR FATIGA EN TALONES DE SOLDADURA

Para poder analizar la vida a iniciación con cierta precisión es necesario conocer

el tipo y geometría de los defectos que actuarán como iniciadores. Sin embargo, el criterio utilizado para distinguir el tipo de defecto y predecir la vida a fatiga de soldaduras conteniendo defectos, ha sido tratado muy poco en la literatura. Solo se ha dividido a los defectos en dos grupos: a) defectos considerados como fisuras preexistentes, y b) defectos que actuarán como iniciadores involucrando una cierta cantidad de la vida total a fatiga en la iniciación.

El principal problema relacionado con el estudio del fenómeno de iniciación de fisuras por fatiga a partir de defectos en los talones de soldadura está relacionado con la naturaleza aleatoria de la distribución de dichos defectos, lo que depende del proceso de soldadura y de los parámetros involucrados; y requiere el uso de técnicas estadísticas a fin de obtener resultados útiles. Los factores más importantes que influencian la vida a iniciación N_i son:

- tipo y distribución de defectos
- microgeometría del talón de soldadura (definida por el ángulo α y el radio ρ, ver figura 1.1.)
- macrogeometría del talón de soldadura a lo largo del cordón, ver figura 1.1 (la cual define la irregularidad del mismo)
- tensiones aplicadas (componentes membranal y de flexión)
- efectos de concentración de tensiones inherentes a la geometría de las juntas y las condiciones de carga
- tensiones residuales en la raíz de los talones, que resultan del proceso de procesamiento y fabricación
- propiedades del material en los sitios de iniciación de fisura.

Probablemente el parámetro más importante que afecta la micro y macrogeometría del talón de soldadura y el tipo y distribución de defectos existentes en el mismo es si el proceso de soldadu a es manual o automático. Un proceso manual tiende a dar un talón de soldadura más irregular y un incremento en la posibilidad de formación de inclusiones de escoria. Un proceso automático producirá un talón de soldadura más recto, siendo las socavaduras los sitios más probables de iniciación de fisuras por fatiga [12].

I. Smith y R. Smith [97] examinaron los defectos en el talón de soldaduras automáticas de filete en T de alta calidad. Encontraron que la profundidad medida

promedio de los defectos fue cuatro veces mayor que el mayor defecto encontrado en material base. Una aproximación ingenieril práctica del crecimiento de fisuras desde la región del talón de juntas soldadas es despreciar N_i asumiendo que las agudas discontinuidades introducidas por el proceso de soldadura (socavaduras, inclusiones, etc.) actúan como iniciadores directos para el estado de propagación. Como mencionamos anteriormente, muchos investigadores consideran a estas fisuras iniciales de una profundidad que va desde 0,1 a 1 mm. Sin embargo, algunos trabajos [87,98,99] indican que los defectos encontrados en talones de soldadura pueden ser considerablemente más pequeños, con una profundidad promedio de 0.05 mm y con un límite superior de aproximadamente 0.1 mm. En estos casos, el estadío de iniciación de fisuras puede involucrar una parte importante en la vida total a fatiga, especialmente cuando el factor de intensidad de tensiones aplicado es bajo. Fisuras que se desarrollan desde este rango de profundidad pueden utilizar entre el 30 y el 40 % de su vida total a fatiga antes de alcanzar una profundidad de aproximadamente 1 mm. Para juntas soldadas con tratamientos térmicos de post soldadura o sujetas a cargas parcialmente de compresión, el estado de iniciación podría ser dominante.

Una forma de estimar la vida a iniciación de fisuras por fatiga en una soldadura es relacionar la tensión remota con las deformaciones y tensiones locales en la raíz de la entalla correspondiente al talón [100,101]. Se asume que las tensiones en la raíz de la entalla pueden ser tomadas como uniaxiales y que la superficie de dicha raíz se comporta como una superficie suave [99,102]. La expresión derivada por Neuber y modificada para fatiga por Topper [52] puede ser usada para relacionar el rango de las tensiones remotas $\Delta\sigma_\infty$ con el producto de los rangos de tensiones y deformaciones locales ($\Delta\sigma.\Delta\epsilon$). Para condiciones elásticas tenemos que:

$$\Delta\sigma\,\Delta\epsilon = \frac{(k_f\,\Delta\sigma_\infty)^2}{E} \qquad (3.1)$$

donde k_f es el factor de fatiga de la entalla (ver sección 2.4), que puede ser estimado a partir de ensayos de fatiga como la relación entre las resistencias a fatiga de probetas con y sin entalla. Se han desarrollado diferentes ecuaciones empíricas para expresar k_f en función del factor de concentración de tensiones k_t (ecuación 2.15) y de la geometría de la entalla [103], siendo la desarrollada por Peterson la más utilizada [52]:

$$k_f = 1 + \frac{k_t - 1}{1 + \frac{a_m}{\rho}} \qquad (3.2)$$

donde a_m es un parámetro del material determinado experimentalmente. Para aceros puede ser tomado como: $a_m = 2.32\ 10^4\ (\sigma_r)^{-1,8}$, donde σ_r es la tensión de rotura [102].

La segunda tarea es modelar la respuesta de tensión-deformación cíclica del material existente en la raíz de la entalla, incluida en la zona afectada por el calor (ZAC). Esto puede ser modelado por la expresión [100]:

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2\sigma'_f}\right)^{\frac{1}{n'}} \qquad (3.3)$$

donde $\Delta\epsilon$ es el rango de deformación total, $\Delta\sigma$ el de tensión, σ_f' es el coeficiente de resistencia cíclica y n' es el exponente de endurecimiento por deformación cíclica (σ_f' y n' son propiedades del material). Puede considerarse que la iniciación por fatiga en una soldadura solicitada aleatoriamente ocurre cuando se satisface la regla lineal de Palmgren-Mine del daño acumulado. El daño en cualquier nivel de carga puede ser asociado con la amplitud de tensiones o con la amplitud de deformación plástica. Para este análisis de iniciación en soldaduras, las buenas estimaciones de k_t son, tal vez, lo más crítico y difícil de obtener. A pesar de que k_t varía con la geometría de la junta y el radio de la raíz de la entalla, puede determinarse el peor caso posible a una dada macrogeometría, obteniéndose un $k_{tmáx}$ que correspondería a la situación crítica cuando $\rho_{crit} = a_m$. Puesto que en un gran componente puede existir prácticamente cualquier valor de ρ a lo largo del talón de soldadura, la utilización de $k_{tmáx}$ puede ser realista [12,14,99].

Para poder analizar la vida a iniciación con cierta precisión es necesario conocer el tipo y geometría de los defectos que actuarán como iniciadores. Sin embargo, el criterio utilizado para distinguir el tipo de defecto y predecir la vida a fatiga de soldaduras conteniendo defectos, ha sido tratado muy poco en la literatura. Solo se ha dividido a los defectos en dos grupos: a) defectos considerados como fisuras preexistentes, y b) defectos que actuarán como iniciadores involucrando una cierta cantidad de la vida total a fatiga

en la iniciación.

Si el defecto de soldadura es considerado como fisura y el ΔK en la raíz del defecto es mayor que el ΔK umbral efectivo correspondiente a la propagación de fisuras por fatiga ($\Delta K_{ef,th}$, ver sección 2.4), la falla a fatiga del elemento soldado ocurrirá debido a la propagación del defecto analizado. En este caso la vida total a fatiga del componente será aproximadamente igual a la vida de propagación. Si el defecto de soldadura no es considerado como fisura, la vida a iniciación será importante. Resultados presentados en [86] muestran que la vida a iniciación de fisuras por fatiga es independiente del radio de la raíz de la entalla ρ cuando $\rho \leq \rho_{cr}$, y que dicha vida a iniciación puede ser expresada como una función de $\Delta K/(\rho)^{1/2}$ cuando $\rho > \rho_{cr}$. Este radio crítico es una constante del material relacionada con la microestructura y las propiedades a tracción. Para aceros de baja aleación de alta resistencia, ρ_{cr} es igual al espaciado entre inclusiones. Si $\rho \leq \rho_{cr}$ entonces el defecto puede ser considerado como fisura (ver sección 2.4.). Por lo tanto, a fin de predecir precisamente la vida a iniciación de elementos soldados cargados transversalmente al cordón, se debe determinar no solamente el tamaño del defecto sino también el radio de la raíz del talón.

3.1.1. INFLUENCIA DEL PROCESO DE SOLDADURA

Ya hemos mencionado anteriormente que, probablemente, el parámetro más importante que afecta la micro y macrogeometría del talón de soldadura y el tipo y distribución de defectos existentes en el mismo es si el proceso de soldadura es manual o automático. Un proceso manual tiende a dar un talón de soldadura más irregular y un incremento en la posibilidad de formación de inclusiones de escoria. Un proceso automático producirá un talón de soldadura más recto, siendo las socavaduras los sitios más probables de iniciación de fisuras por fatiga [12]. Los defectos típicos en los talones de soldaduras manuales están relacionados con la inestabilidad intrínseca del proceso de soldadura. Inclusiones de escoria y defectos de parada-reinicio son lugares típicos de iniciación de fisuras por fatiga en soldaduras manuales "sanas". Las soldaduras automáticas usualmente presentan un talón más uniforme, pero los radios del mismo tienden a ser menores, incrementando el efecto de concentración de tensiones.

Debido a que en soldaduras manuales la corriente de soldadura es limitada por la seguridad del operador, el peinado es el camino normalmente utilizado para incrementar el aporte por pasada. Las técnicas de peinado también pueden ser factores determinantes en la forma y tipo de defecto encontrado; y en este caso la tendencia a obtener inclusiones de escoria será probablemente mayor que en el caso de cordones rectos. Debido a consideraciones de productividad en soldaduras automáticas normalmente se utilizan mayores corrientes y voltajes. Como consecuencia se obtienen altas velocidades de deposición que dan lugar a geometrías de talón pobres, si bien en los últimos años se han mejorado algunos factores como el aporte de flux, los procesos de transferencia, las atmósferas de soldadura, etc., los que mejoran las geometrías obtenidas, con menores ángulos y mayores radios de talón. Las variaciones del radio del talón a lo largo del cordón son mayores para soldaduras manuales que para automáticas. En soldaduras manuales los menores radios se encuentran en los lugares donde las escamas de soldadura alcanzan el talón. Estas regiones pueden por lo tanto convertirse en sitios preferenciales para la iniciación de fisuras por fatiga, debido al efecto de una mayor concentración de tensiones.

3.1.2. CONCENTRACION DE TENSIONES Y TENSIONES RESIDUALES

El efecto de la soldadura sobre el comportamiento a fatiga puede ser relacionado con los siguientes fenómenos: - la concentración de tensiones en el talón debido a la geometría de la soldadura, - las tensiones residuales de tracción (producida por la soldadura), y - los defectos e irregularidades del talón de soldadura. Inicialmente, las tensiones altamente localizadas en el talón de soldadura producidas por la suma de las tensiones aplicadas y residuales (ambas afectadas por el factor de concentración de tensiones asociado al talón) pueden ser plásticamente relajadas por la fluencia del material, transfiriendo la carga a regiones contiguas menos solicitadas. Este fenómeno es conocido como relajación plástica. Por lo tanto, puede considerarse que en el talón la tensión total máxima $\sigma_{máx}$ coincidirá con la tensión de fluencia σ_f del material, y la relación de carga R puede ser definida como:

$$R = \frac{(\sigma_f - \Delta\sigma_{ap})}{\sigma_f} \qquad (3.4)$$

Luego de algunos ciclos de carga, puede considerarse que no ocurren deformaciones plásticas adicionales, quedando definido entonces el tamaño de la zona plástica asociada al talón de soldadura. Las regiones del talón de soldadura con mayor concentración de tensiones alcanzarán más rápidamente la tensión de fluencia, y por lo tanto tendrán asociadas mayores tamaños de zona plástica.

Dos factores deben ser considerados cuando se evalúan las estimaciones de las tensiones residuales presentes en las probetas a ensayar. Por un lado, si las soldaduras son hechas sin restricción externa a distorsiones angulares y laterales, se impide el desarrollo de altas tensiones residuales transversales. Por otro lado, existe un gradiente de estas tensiones a lo ancho de la probeta, siendo de tracción en la parte central y de compresión en los extremos como resultado del equilibrio de carga (figura 3.1) [104-106]. Si la probeta no es lo suficientemente ancha, podrían no desarrollarse altas tensiones residuales de tracción en el centro de la misma..

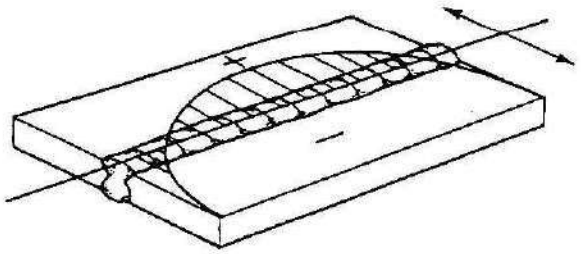


Figura 3.1 Tensiones residuales transversales.

El valor real de la relación de carga R aplicada puede ser determinada analizando la contribución sobre la tensión media efectiva de las tensiones residuales, el factor de

concentración de tensiones en el talón y las tensiones máximas y mínimas nominales aplicadas. Además, hemos visto que el valor de R también puede ser función de la longitud de la fisura debido al efecto del cierre prematuro. Sin embargo, el valor efectivo de R no es relevante si el cálculo de la porción efectiva del ciclo de tensión se basa sobre valores del nivel del cierre prematuro de la fisura determinados experimentalmente. Como mencionamos anteriormente, cuando las fisuras crecen dentro de la zona plástica asociada al talón de soldadura, ocurre el efecto de fisura mecánicamente corta inducido por plasticidad. El efecto del campo de deformación asociado es tal que el nivel del cierre prematuro puede estar por debajo de la tensión mínima aplicada, y por lo tanto la fisura permanece abierta durante todo el ciclo de carga. Los niveles de cierre prematuro tienden a incrementarse cuando la punta de la fisura abandona la zona plástica producida por el talón, tendiendo a valores que dependen de las condiciones de carga.

3.1.3. EFECTO DE LA MICROESTRUCTURA

El conocimiento de los efectos microestructurales sobre la iniciación y propagación de fisuras son fundamentalmente basados sobre experimentos llevados a cabo sobre probetas no soldadas. La fisuración por fatiga de uniones soldadas es en la mayoría de los casos iniciada en defectos creados por el proceso, por lo que algunos de los efectos microestructurales sobre la iniciación y crecimiento de fisuras cortas en probetas no soldadas pueden no ser relevantes en este caso. Se ha encontrado que la iniciación de fisuras en probetas sin entalla ocurre en partículas intermetálicas y otros defectos del material que actúan como concentradores de tensiones, y en bordes de grano, así como también por el clásico mecanismo de extensión a lo largo de bandas de deslizamiento (ver sección 2.2.). El crecimiento es usualmente cristalográfico y asociado con deformaciones plásticas locales [52]. A medida que el nivel de tensiones se incrementa, la iniciación de microfisuras tiene lugar en mayor cantidad de lugares, ya que más granos experimentan deformación plástica revertida. La fracción de la vida a fatiga gastada en la iniciación de una fisura detectable representa la mayor parte de la vida total a niveles de tensiones cercanos al límite de fatiga, pero decrece rápidamente hacia fracciones menores a medida que dichos niveles son incrementados.

En un estudio sobre juntas soldadas Masuda y colaboradores [107] encontraron que

la variación de la microestructura entre el metal de soldadura y el metal base (definida por la zona afectada por el calor - ZAC -), induce un pequeño cambio en las propiedades macroscópicas de propagación por fatiga. La apariencia de las superficies de fractura se corresponden con la microestructura del metal de soldadura, de la ZAC y del metal base, pero las diferencias encontradas en la apariencia fractográfica no se corresponden con algún cambio observable en las velocidades de crecimiento de las fisuras. Las características microestructurales no parecen afectar claramente las velocidades de propagación de fisuras iniciadas en talones de soldadura. Algunos efectos pueden esperarse durante la temprana propagación de microfisuras. Los granos austeníticos de la región columnar del metal de soldadura pueden ser bastante grandes, y por lo tanto el efecto microestructural puede ser importante. Sin embargo puede esperarse que los efectos de cierre prematuro de las fisuras y la plasticidad en el talón sean los factores más importantes que influyen sobre la propagación de fisuras cortas iniciadas en talones de soldadura.

3.2 PROPAGACION DE FISURAS POR FATIGA EN TALONES DE SOLDADURA

La predicción de la vida a fatiga de uniones soldadas necesita una precisa y exhaustiva caracterización de la propagación de fisura utilizando teorías de la Mecánica de Fractura. El análisis del crecimiento de fisuras por fatiga se hace generalmente utilizando la relación de Paris-Erdogan (ver sección 2.1.):

$$\frac{da}{dn} = C(\Delta K)^{m} \qquad (2.3)$$

Esta ecuación puede ser usada en tres forma [108]. Para algunas geometrías hay soluciones bien establecidas del factor de intensidad de tensiones K, de tal manera que pueden ser utilizadas para determinar los valores de las "constantes" C y m de un determinado material, realizando observaciones del crecimiento de fisuras por fatiga en probetas con tales geometrías. Un segundo uso para esta ecuación, cuando C y m son conocidas, es hacer mediciones de la velocidad de crecimiento de fisuras da/dn en probetas con geometrías más complejas, lo cual nos permite obtener valores de ΔK. Un tercer uso es la predicción de vida de propagación. Asumiendo pequeñas profundidades

de f su a n c ales a_i, se intenta obtener curvas S-N para, por ejemplo, distintas juntas de soldadura. El resultado de esta aproximación depende mucho del método utilizado para modelar el desarrollo de la forma de la fisura.

La primera expresión para K fue derivada por Irwin para el caso ideal de una fisura pasante en una placa infinita (ver sección 2.1.):

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \qquad (3.5)$$

Para realizar aplicaciones prácticas de esta ecuación sobre geometrías más complejas se necesitan distintos factores de corrección [75]. Por ejemplo en el análisis de fisuras de borde se requiere una corrección por superficie libre. Se han desarrollado distintos factores de corrección para una fisura central en una placa de espesor finito, como así también para situaciones de distribuciones de tensiones no uniformes. En el caso de fisuras superficiales en 3D semielípticas, ha sido modelado de distintas formas el hecho que un frente de fisura curvo ayuda a restringir la apertura de la boca de la fisura, disminuyendo el K efectivo aplicado. Estas soluciones han dado lugar a diferentes métodos propuestos para la determinación de K en el caso de fisuras superficiales sujetas a un estado combinado de tensiones de tracción y de flexión.

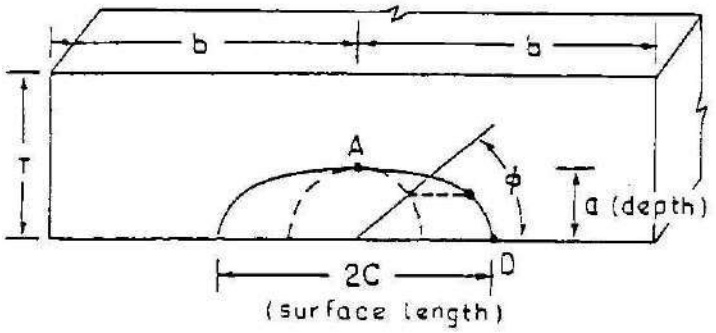


Figura 3.2 Fisura superficial semieliptica en una placa finita.

El K aplicado en un punto del frente de una fisura semielíptica depende de su posición a lo largo del frente y de la forma de la fisura definida por a y c (semiejes de la elipse), del espesor T y el ancho 2b de la placa, ver figura 3.2. Las estimaciones de K se presentan usualmente a través del uso de un parámetro Y, tal que (ver sección 2.1):

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \qquad (2.2)$$

siendo Y un factor de corrección de intensidad de tensiones.

El efecto de la discontinuidad geométrica introducida por la soldadura sobre el valor de K aplicado es normalmente introducida a través de un factor M_K que tiene en cuenta el efecto de concentración producido por el talón de soldadura. Para fisuras semielípticas se debe considerar M_K en dos lugares específicos de las mismas: en el punto más profundo ($\phi=\pi/2$) y el la superficie ($\phi=0$); a fin de determinar correctamente el efecto de la soldadura sobre el desarrollo de la forma de dichas fisuras. Para una junta placa-placa soldada es usual estimar K como:

$$K = M_k Y\sigma\sqrt{\pi a} \qquad (3.6)$$

Para fisuras muy pequeñas el factor de magnificación M_K tenderá a un valor igual al factor de concentración de tensiones elástico k_t.

En general, el campo de tensiones nominales (sin fisura) puede separarse en una componente de membrana σ_m y una de flexión σ_b [108]. En este caso también se pueden identificar factores de magnificación para la componente de membrana (Y_m y M_{Km}) y para la de flexión (Y y M_K). Las f gu as 3.3 y 3. muest an la va ac ón del facto de co ecc ón M_K (para la propagación a través del espesor) y M_{Ks} (para la propagación superficial), como una función de la profundidad de fisura de acuerdo a los resultados dados por Bell y colaboradores [109] basados en modelos de elementos finitos. Estos resultados corresponden a fisuras semielípticas en el talón de juntas placa-placa en T soldadas con un radio de talón muy pequeño y un ángulo de talón de 45°, sujetas a flexión en tres puntos. Se observa que el efecto de la soldadura sobre M_K y M_{Ks} rápidamente disminuye con la profundidad de la fisura, y depende poco de la relación de aspecto a/c.

Las soluciones obtenidas por Bell indican que para fisuras más profundas que aproximadamente a/T=0.3 la redistribución de tensiones debido a la presencia de la fisura se torna tan importante que cualquier efecto de la concentración de tensiones en el talón de soldadura se hace insignificante. La suposición de un radio de talón infinitamente pequeño afecta la precisión de M_K y M_{Ks} en la región de fisuras cortas pudiéndose obtener sobreestimaciones, especialmente en el caso de fisuras con radios de talón grandes.

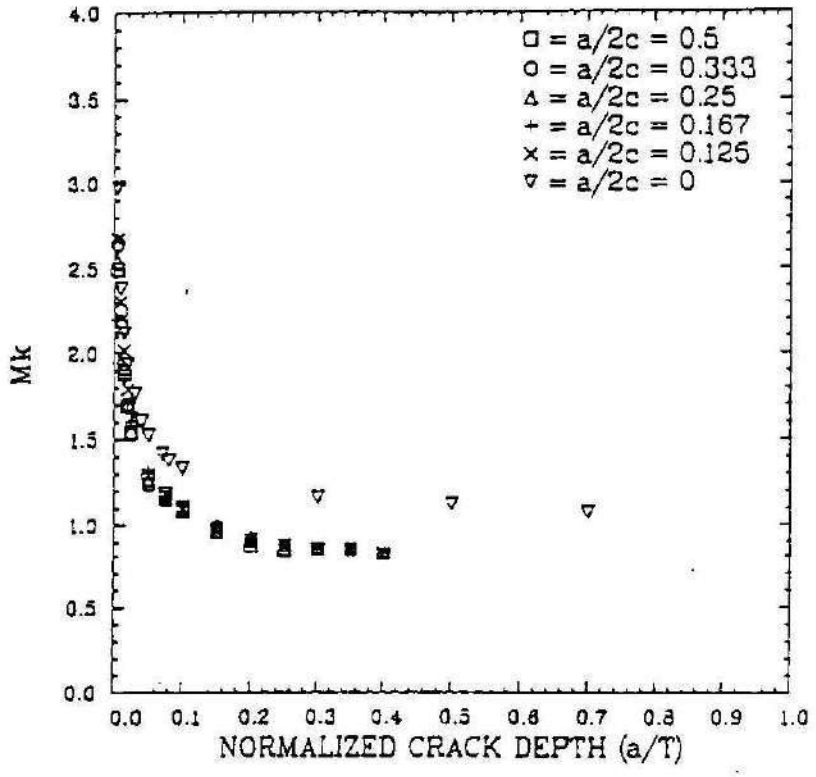


Figura 3.3 Factor de magnificación M_K para el punto más profundo de una fisura semielíptica propagando a partir de talones de soldadura de juntas en T sometidas a flexión cíclica [109].

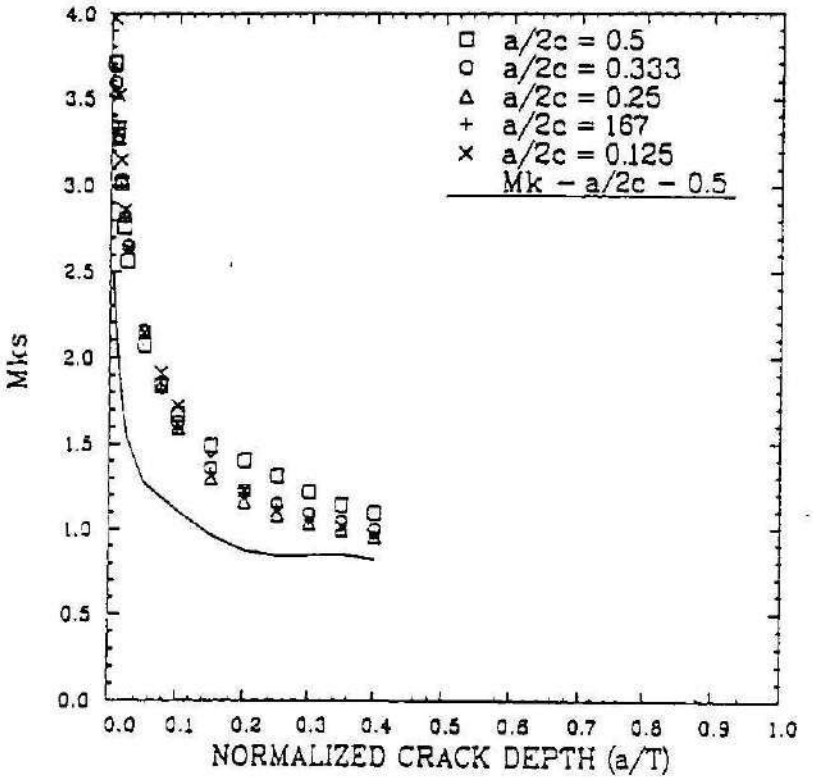


Figura 3.4 Factor de magnificación M_{KS} para las puntas superficiales de una fisura semielíptica propagando a partir de talones de soldadura de juntas en T sometidas a flexión cíclica [109].

El método de las funciones de peso ha sido usado para determinar el K correspondiente a fisuras superficiales en campos de tensiones con gradientes [108]. Este método se basa en la determinación de los desplazamientos en las superficies de la fisura. Las funciones de peso pueden ser calculadas para un sistema de carga simple y aplicadas luego a cualquier situación compleja. De esta forma, se puede estudiar separadamente los efectos de la geometría de la fisura y de las condiciones de carga. Niu y Glinka [110,111] han usado el principio de las funciones de peso para determinar el efecto de la geometría de la soldadura sobre el K en el lugar más profundo de la punta de una fisura superficial ubicada en el talón de una soldadura de unión de placas en T. Los resultados se obtuvieron para distintos radios de talón finitos y por lo tanto son más precisos que los obtenidos por Bell.

Se encontró que el K fue afectado por el radio del talón ρ hasta una distancia relativa de a/T=0.05, a partir de la cual el efecto se hace despreciable; siendo la influencia más marcada para ángulos de talón mayores. Por otro lado el ángulo del talón α afectó el valor de K hasta valores de a/T=0.3. Se puede decir entonces que los cambios en ρ afectan principalmente el K y el campo de tensiones cerca del talón de soldadura, mientras que el ángulo α lo hace lejos del mismo. Por lo tanto, ρ afectará fundamentalmente la etapa de iniciación de fisuras por fatiga, mientras que α lo hará en la de propagación.

Para el estudio de fisuras emanando desde talones de soldadura se pueden aplicar expresiones analíticas simples existentes, desarrolladas a partir de análisis realizados sobre el comportamiento de fisuras iniciadas en entallas, como la obtenida por Lukás [75] (ver sección 2.4.). Existen diferentes ecuaciones empíricas que relacionan la geometría de la fisura y las condiciones de carga, y determinan el factor de corrección M. La ecuación desarrollada por Newman y Raju [112] basada sobre modelos de elementos finitos, ha sido validada experimentalmente en muchas ocasiones [113,114] y es considerada una de las más precisas:

$$K = (\sigma_t + H\sigma_b)\sqrt{\frac{\pi a}{Q}}\,F\left(\frac{a}{T}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \phi\right) \qquad (3.7)$$

donde H, Q y F son funciones analíticas de corrección por condiciones de borde, y dependen de la geometría del sistema.

3.3 MODELADO DE LA EVOLUCION DE FISURAS EN SOLDADURAS

El valor del K aplicado en el punto más profundo de una fisura superficial semielíptica depende mucho de la relación de aspecto a/c de la misma. Estos valores de K pueden ser más de dos veces más grandes para una fisura de borde (a/c=0) que para una fisura superficial semicircular (a/c=1). Estas diferencias son particularmente marcadas para fisuras muy pequeñas y para gradientes altos de tensiones aplicados, como en concentraciones de tensión o en probetas cargadas en flexión. Teniendo en cuenta que las velocidades de crecimiento de fisuras por fatiga da/dn son aproximadamente

proporcionales a ΔK^3, puede esperarse que fisuras largas y poco profundas tengan vidas a fatiga mucho menores que fisuras semicirculares.

La diferencia entre los a/c predichos y obtenidos a partir de ensayos sobre fisuras semielípticas en material "puro", y los observados en el crecimiento de fisuras a partir de talones de soldadura, puede ser explicado en términos del "daño" creado por ciclos de fatiga en la región cercana a la superficie del talón. Este daño puede estar dado por microfisuras que actúan cuando la proximidad de la fisura principal incrementa las tensiones aplicadas en la región. Estas microfisuras pueden entonces crecer hasta coalescer con la fisura principal, induciendo un proceso discontinuo que puede efectivamente incrementar la velocidad promedio del crecimiento superficial de la fisura[12].

Vimos en la sección 2.5 que la interacción de una fisura con un arreglo de microfisuras puede alterar significativamente la concentración de tensiones en la punta de la primera. En distintos arreglos de microfisuras se han demostrado ciertos efectos de interacción importantes, tales como efectos de relajación (demorando el desarrollo de la fisura), efectos de amplificación (acelerándolo), la influencia de la orientación y la distribución de las microfisuras, y cambios en el carácter de la interacción (de relajación a amplificación o vice versa) con cambios en las condiciones de carga. El efecto de relajación es dominante, comparado con el de amplificación de tensiones, cuando la fisura principal y las microfisuras no son coplanares.

Se ha publicado un resumen [108] de observaciones experimentales y modelos del desarrollo de a/c de fisuras creciendo por fatiga a partir de talones de soldadura. Algunos de estos datos son presentados en las figuras 3.5, 3.6 y 3.7. En muchos de los modelos propuestos se considera que el alargamiento de las fisuras decrece desde un valor de a/c cercano a 1 en la región de fisuras cortas, hasta llegar al desarrollo de una fisura de frente casi recto. Vosikovsky y colaboradores [115] usaron técnicas de caída de potencial, "marcas de playa" y tintas para monitorear el desarrollo de fisuras en el talón de probetas de uniones soldadas en T sometidas a fatiga en flexión. Los resultados se muestran en la figura 3.7. Si bien hay una dispersión considerable existe una tendencia clara: a medida que la profundidad de la fisura se incrementa, a/c tiende a un valor de aproximadamente 0.1. En estos tipos de probetas, a medida que la longitud de la fisura superficial se incrementa, la fisura puede alcanzar uno o ambos bordes libres, lo que hace que a/c

tienda a cero.

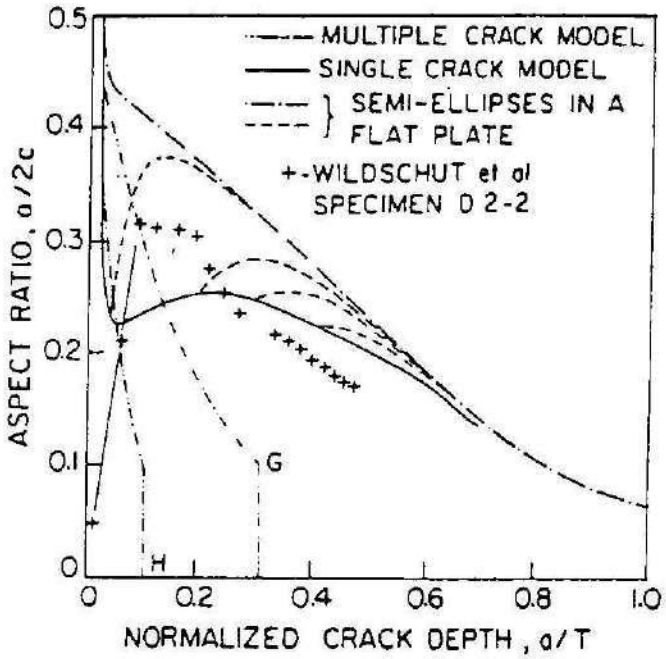


Figura 3.5 Modelos del desarrollo de la relación de aspecto de fisuras propagando por fatiga a partir de talones de soldadura de juntas en T [108].

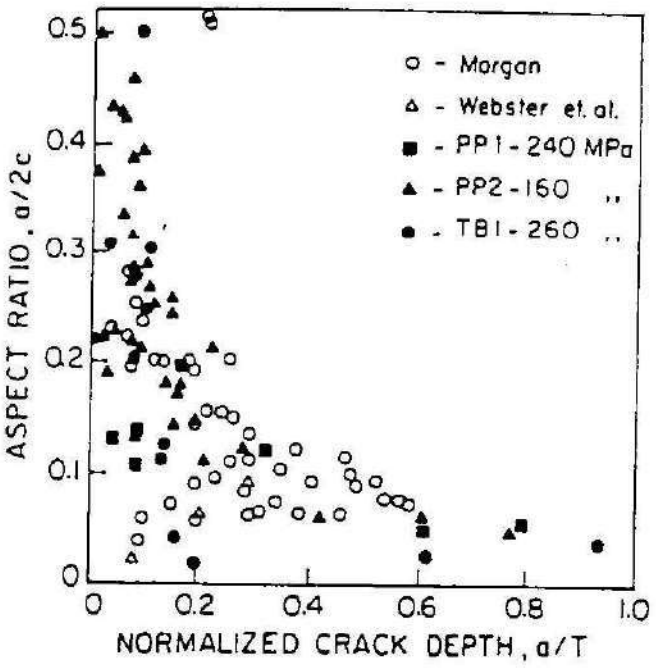


Figura 3.6 Datos experimentales del desarrollo de fisuras propagando por fatiga a partir de talones de soldadura manuales [108].

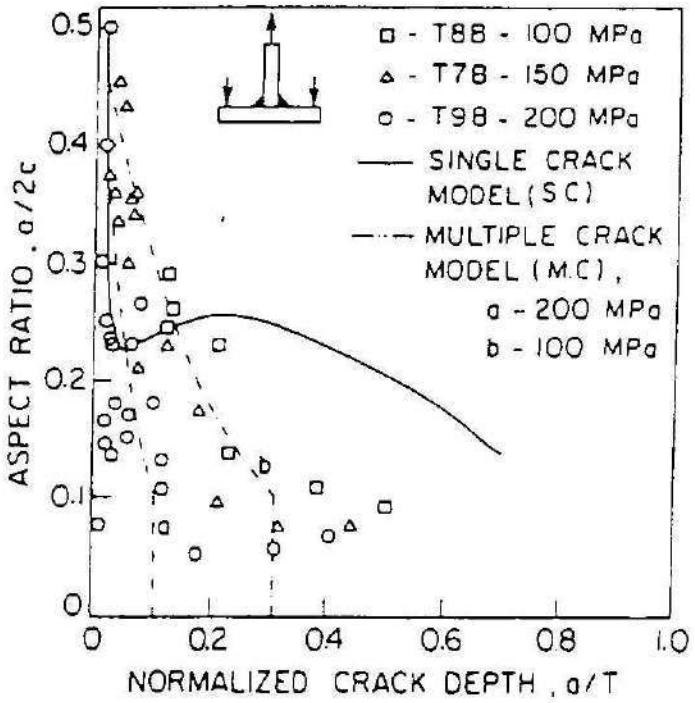


Figura 3.7 Desarrollo de la relación de aspecto de fisuras propagando por fatiga a partir de talones de soldadura de juntas en T. Datos experimentales y predichos por los modelos de fisura simple y múltiple [108].

Yee y colaboradores [116] presentaron un sumario útil de las distintas fases del desarrollo de la forma de fisuras iniciadas en talones de soldadura. Se interesaron particularmente en el caso de talones de soldadura de probetas de juntas en T sometidas a flexión en 3 puntos. El tamaño de fisura y el desarrollo de su forma para estas probetas son esquematizadas en las figuras 3.8 y 3.9. La fig. 3.8 muestra dos curvas, G y H, correspondientes al crecimiento de dos fisuras. En ambos casos existen o se forman microfisuras a lo largo del talón de soldadura. Algunas de éstas coalescen para formar una fisura semielíptica muy pequeña de bajo a/c. La profundidad de fisura a_A puede considerarse como el límite inferior para la aplicación de análisis del crecimiento de fisuras utilizando la LEFM.

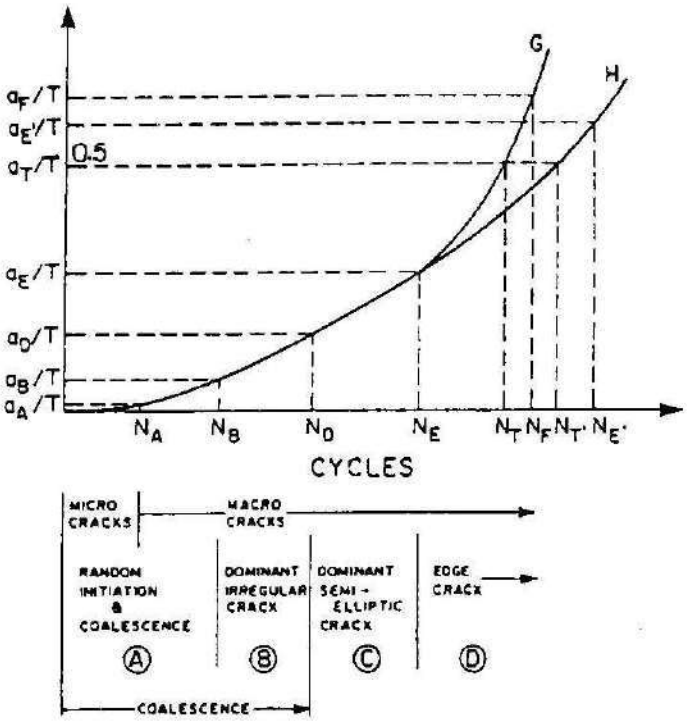


Figura 3.8 Fases del desarrollo de fisuras propagando por fatiga a partir de talones de soldadura.

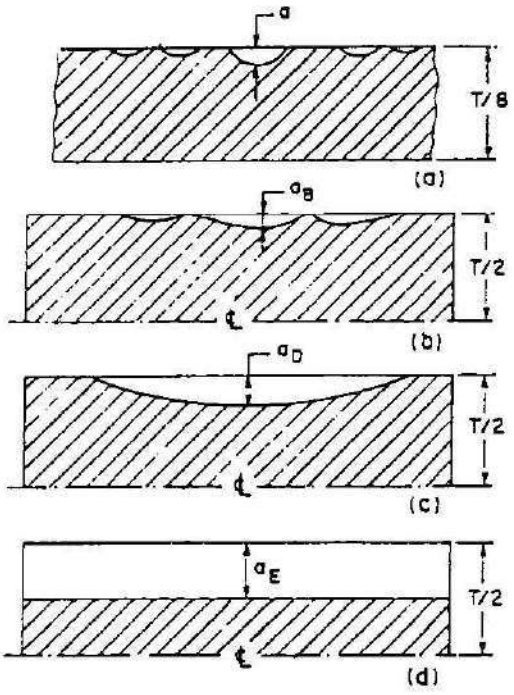


Figura 3.9 Esquema del desarrollo de la forma de fisuras propagando por fatiga a partir de talones de soldadura.

A medida que estas pequeñas fisuras crecen, sus a/c tienden a incrementarse. Durante esta fase del crecimiento podrían aplicarse los métodos de la LEFM, pero el análisis se complica debido a efectos del cierre prematuro de la fisura (en este caso correspondiente a la región de fisuras cortas), y a efectos de interacción. En la región de macrofisuras se podría decir que los efectos de cierre prematuro son mínimos y estacionarios, y que los efectos de interacción son dominantes. Cuando dos fisuras semielípticas interactúan y coalescen tienden a generar otra fisura semielíptica de menor a/c, ver figura 3.9. La coalescencia lleva eventualmente a la formación de una fisura irregular dominante (fig. 3.9.b), la cual tiende a desarrollar una forma semielíptica, usualmente de bajo a/c (fig. 3.9.c). La diferencia entre los casos G y H presentados en la fig. 3.8 se debe a que en el caso G la próxima transición es desde una fisura semielíptica a una de borde. Como resultado del desarrollo más temprano de una fisura de borde, la vida a fatiga de la probeta G es más corta que la correspondiente a H. Esto ocurre debido a la ya mencionada diferencia entre los valores de K para fisuras semielípticas y de borde.

Vosikovsky y colaboradores [115] desarrollaron un modelo de fisuras múltiples [FM] para coalescencia, en el cual el alargamiento de una fisura simple fue forzada a variar de acuerdo a un comportamiento promedio encontrado experimentalmente. En la figura 3.5 se muestran dos predicciones del modelo. En ambos ejemplos se asume que el mencionado efecto de borde libre ocurre cuando a/2c se hace igual a 0.1 (a/c=0.2). Bell [109] usó sus estimaciones de M_K y M_{Ks} para una fisura semielíptica simple en una junta en T para predecir cómo cambia la forma de una fisura simple (FS) a medida que se incrementa su profundidad. Esta predicción es mostrada en la fig. 3.5 para un valor inicial de a/c=1.

A valores muy pequeños de a/T, el modelo de fisura simple y el modelo empírico de fisuras múltiples concuerdan. Para valores mayores de a/T el modelo de fisura simple predice un desarrollo del alargamiento muy diferente a los observados experimentalmente. El modelo de FM da estimaciones más bajas y realistas de la vida a fatiga N_f que el de FS.

Estas predicciones también son comparadas con otras realizadas utilizando una fisura simple en placas planas sujetas a flexión pura. Puede concluirse que el efecto de

la soldadura sobre K es muy pequeña cuando a/T es más grande que 0.5-0.6. Para a/T entre 0.1 y 0.4, la soldadura tiene influencia sobre el M_{Ks}, incrementando el crecimiento superficial y manteniendo los a/c por debajo de las predicciones realizadas para placas planas. Para a/T<0.1, el crecimiento superficial es dominante, tal que las relaciones de aspecto predichas por los modelos de FS y de FM utilizados para soldaduras disminuyen con una velocidad mayor que los obtenidos para placas planas.

En la fig. 3.5 también se muestran algunos datos experimentales obtenidos por Wildschut y colaboradores [117]. Para obtener el efecto geométrico de una unión soldada sin la complicación introducida por la iniciación y coalescencia de fisuras múltiples, maquinaron una probeta tipo T e introdujeron en el talón un defecto semielíptico de 0.5 mm de profundidad y 10 mm de longitud, propagándolo luego por fatiga. En este caso en alargamiento inicial fue muy pequeño (a/c=0.2) y el efecto producido por la geometría de la soldadura fue incrementar el valor de a/c, obteniéndose un pico a una profundidad de aproximadamente a/T= 0.1, y disminuyendo luego por debajo y en forma paralela a las soluciones del modelo de FS para placas planas. Una explicación razonable para esta discrepancia entre los modelos y los resultados experimentales es que ninguna solución de FS modela adecuadamente el desarrollo de la longitud superficial obtenida en una probeta real [108]. Esta discrepancia puede incrementarse por la aceleración del crecimiento superficial que se produce debido al daño superficial inducido por el desarrollo de microfisuras a lo largo del talón de soldadura.

Otegui y colaboradores realizaron estudios sobre la iniciación y propagación de fisuras a partir de defectos de soldadura en los talones de juntas de placas en T de soldaduras manuales y automáticas [12,13,16]. Los datos obtenidos muestran que la velocidad de crecimiento de fisura da/dn es fuertemente dependiente de la geometría de las fisuras, como así también de la profundidad a. En la figura 3.10 puede verse que la coalescencia de fisuras superficiales por fatiga en soldaduras puede ser separada en tres fases: la formación de microfisuras a lo largo del talón de soldadura en discontinuidades geométricas o en inclusiones; la coalescencia de algunas de estas microfisuras para formar fisuras semielípticas muy pequeñas de baja relación de aspecto ($0.1 \leq a/c \leq 0.3$), las cuales luego crecen incrementando esta última (la relación de aspecto puede llegar a ser tan grande como a/c=0.5 cuando la profundidad de estas pequeñas fisuras se encuentra entre 0.1 y 0.3 mm); y por último, luego de llegar a un máximo, a/c tiende a decrecer de

una forma discontinua, fundamentalmente debido a la coalescencia de estas fisuras pequeñas.

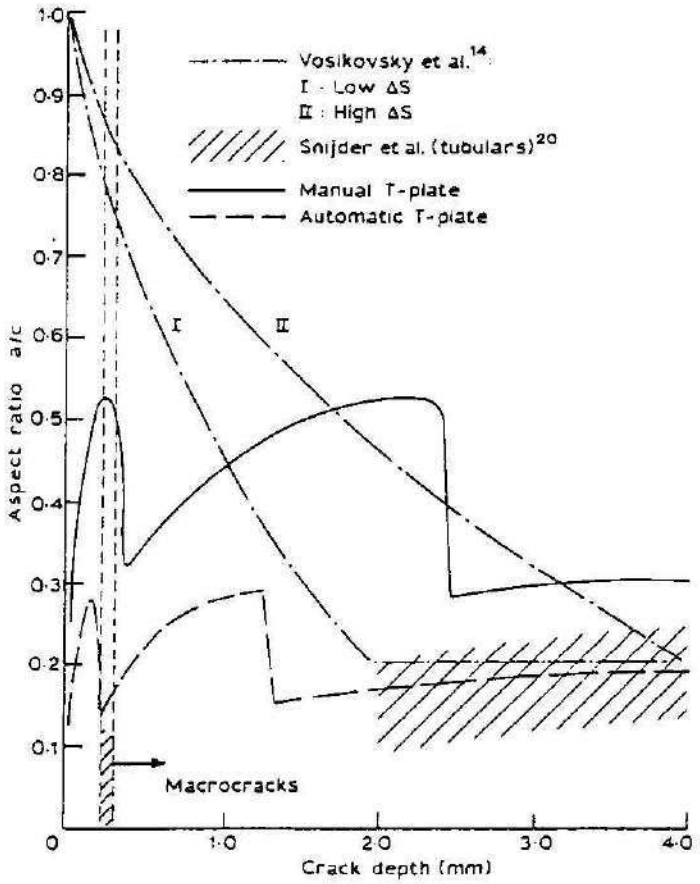


Figura 3.10 Modelos de la evolución de la relación de aspecto de fisuras en soldaduras manuales y automáticas de juntas en T.

Vimos que la evolución de la forma y la coalescencia de fisuras pueden ser relacionados con los gradientes de tensión y con los fenómenos de relajación y magnificación de tensiones que resulta de la interacción elástica entre fisuras. En muchos casos, el crecimiento superficial de fisuras que crecen cerca unas de otras disminuye o se detiene cuando las puntas de dichas fisuras se acercan. Desde un punto de vista mecánico el arresto del crecimiento superficial de una fisura es el resultado de la caída

local del valor de ΔK aplicado a valores menores que el ΔK umbral (ΔK_{th}). Desde un punto de vista metalúrgico se puede pensar que el desfasaje ("mismatch") M entre los planos de las fisuras actúan como barreras produciendo el arresto de las fisuras. Este mismatch es introducido por las irregularidades de los talones de soldadura. Valores grandes de M producen una caida del ΔK aplicado en la región del ligamento remanente entre las fisuras ("cusp"). Si los valores de M son pequeños se produce una rápida coalescencia y se desarrolla un nuevo frente de fisura que experimenta una velocidad de crecimiento alta.

Otegui realizó un análisis de los valores de M entre los planos de pequeñas fisuras iniciales próximas, relacionándolos con la profundidad D_c a la cual se produce la coalescencia de las mismas. Los resultados son mostrados en la fig. 3.11. Puede verse que hay una relación lineal entre M y D_c. Los datos obtenidos sobre la coalescencia fisura-microfisura muestran una relación similar.

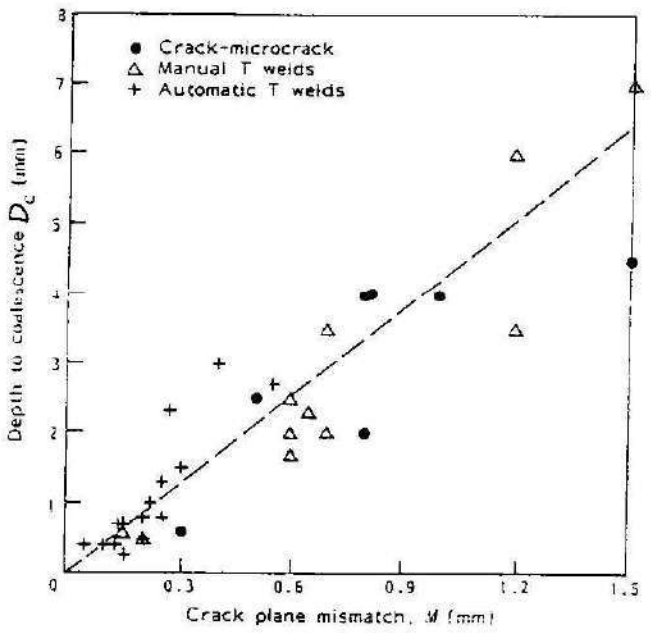


Figura 3.11 Relación experimental entre el desfasaje entre las fisuras superficiales que crecen a partir de talones de soldadura de juntas en T, y la profundidad a la cual estas fisuras eventualmente coalescen.

La figura 3.12 muestra los valores de la relación entre la vida a iniciación y la vida a fatiga (N_i/N_t) obtenidos por Otegui para soldaduras manuales y automáticas. Los resultados para ambos tipos de soldadura muestran que la fracción de vida a fatiga gastada en la iniciación tiende a ser más pequeña para tensiones más altas. También puede verse que la fracción es más pequeña para soldaduras automáticas y que la diferencia es más marcada para tensiones aplicadas bajas. Ambas líneas parecen converger a ΔS=80 MPa, lo cual es aproximadamente el límite de fatiga esperado. Es necesario aclarar que Otegui define a N_i como el estado para el cual se han desarrollado fisuras de una profundidad de 0.3 mm, para la cual ya se ha producido la primer coalescencia y las fisuras han dejado la zona plástica producida por el talón.

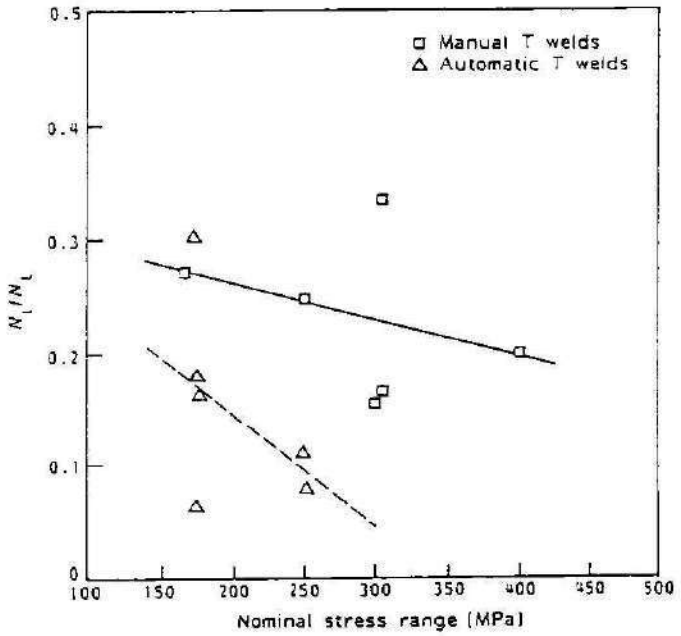


Figura 3.12 Fracción de vida total a fatiga insumida en la iniciación de fisuras. a_i = 0.3mm soldaduras de juntas en T.

Del análisis de las figuras 3.11 y 3.12 se puede decir que cargas más altas

producirán más fisuras iniciales que tenderán a coalescer mas rápido, puesto que más sitios del talón de soldadura alcanzarán la tensión crítica para la iniciación por fatiga. Además, las soldaduras automáticas tenderán a producir más sitios de iniciación que eventualmente coalescerán dando lugar a una fisura principal. Esto se debe a que la discontinuidad geométrica presentada por el talón es más homogénea y severa. En el caso extremo, se tendría una entalla muy uniforme y aguda que podría llevar a la iniciación de una fisura de borde simple, es decir, se tendrían infinitos sitios de iniciación a lo largo del talón de soldadura.

4. PROCEDIMIENTOS EXPERIMENTALES

4.1. MATERIALES Y METODOS DE SOLDADURA Y ENSAYO

Se desarrollaron soldaduras "bead on plate" (cordón simple en placa base), logradas mediante la adaptación de una máquina automática de soldadura MAG "narrow gap" NKK, ver fig. 4.1.

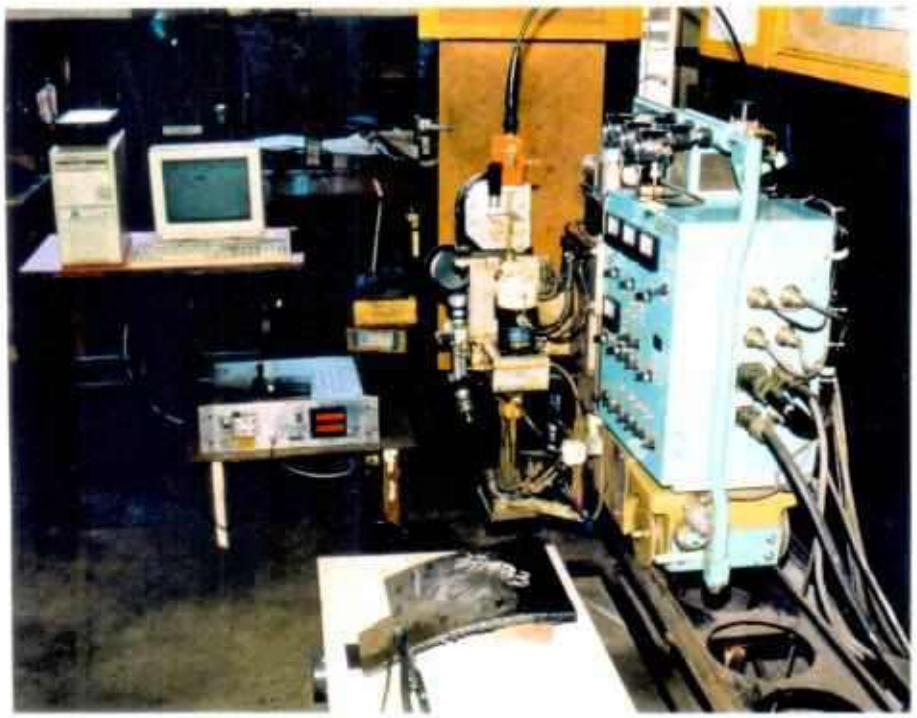


Figura 4.1 Máquina automática de soldadura MAG Narrow Gap NKK utilizada.

Las soldaduras fueron obtenidas utilizando rotaciones de arco (con velocidades de rotación de entre 1/5 y 2 Hz) y aplicando variaciones cíclicas de tensión, corriente y velocidad de avance. Se midieron y analizaron las variaciones periódicas de los parámetros geométricos de los cordones: ángulos de sobremonta, radio del talón, penetraciones, ancho

del cordón, etc..

Se desarrollaron probetas de flexión en tres puntos como la esquematizada en la figura 4.2. Los extremos del talón a la zona instrumentada fueron amolados a fin de obtener una transición suave entre el cordón de soldadura y el metal base. Lo mismo se hizo en todo el talón del lado opuesto.

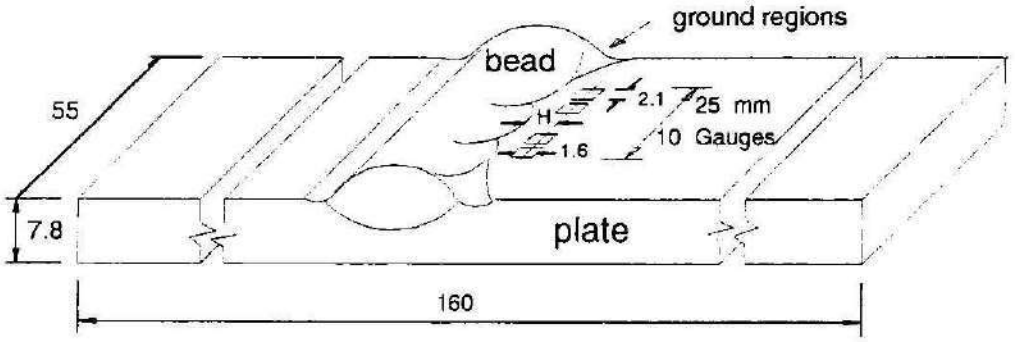


Figura 4.2 Probeta bead-on-plate (unidades en milímetros). Solamente son ilustrados cuatro extensómetros.

El material utilizado fue un acero estructural cuyas propiedades se encuentran resumidas en la tabla 4.1.

σ_f	σ_r	ϵ_f	%C	%Mn	%Si	HB
260 Mpa	390 Mpa	29 %	0.04	0.29	0.12	105

Tabla 4.1 Propiedades del acero estructural utilizado

Los ensayos de fatiga en flexión en tres puntos se llevaron a cabo en una máquina de ensayo mecánica "blanda" del tipo "walking beam", que permite mantener la carga sin necesidad de control de lazo cerrado en un rango importante del crecimiento de la fisura (ver fig. 4.3). La frecuencia utilizada fue de 10 Hz.

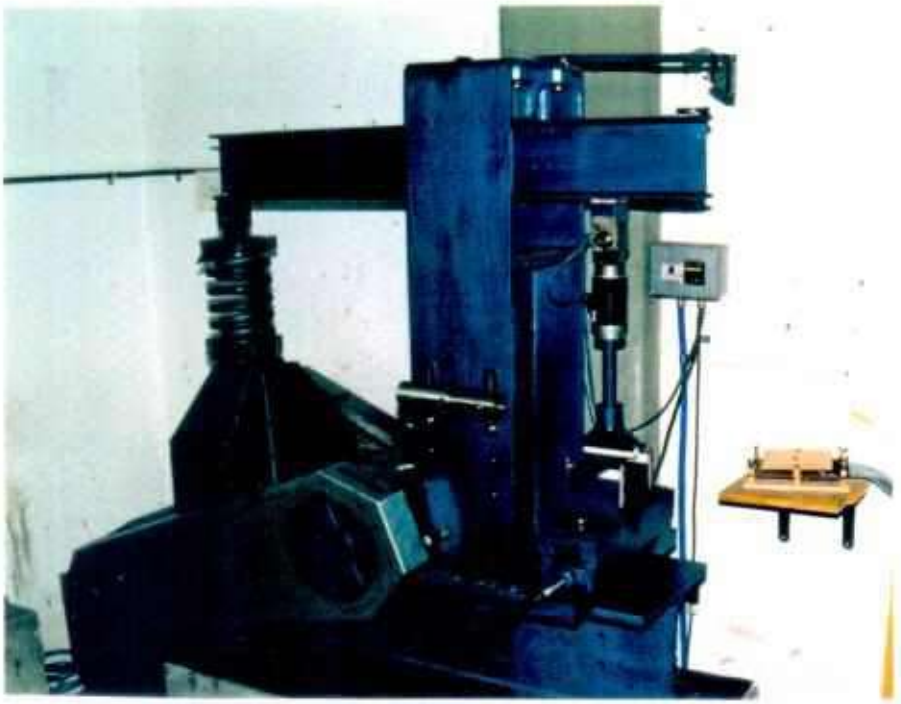


Figura 4.3 Máquina de ensayo mecánica "blanda" del tipo "walking beam" utilizada en los ensayos de fatiga.

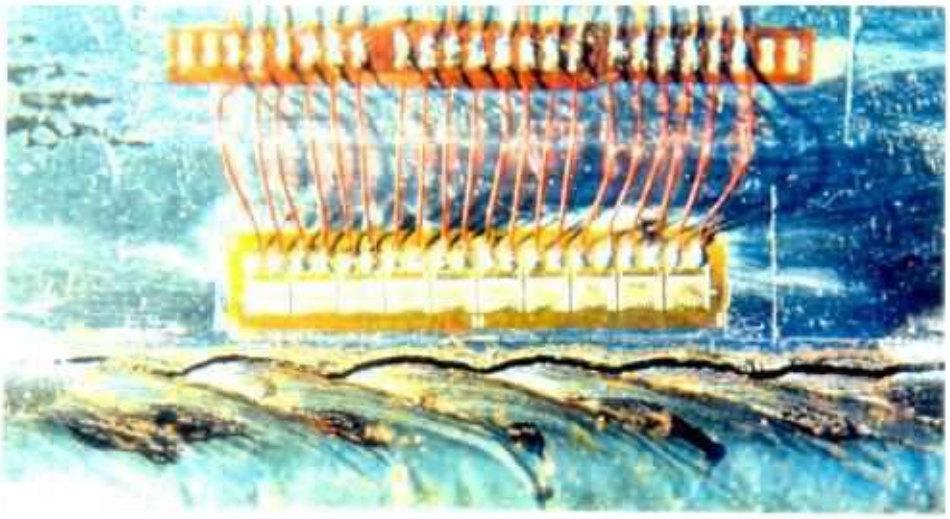


Figura 4.4 Ejemplo de la instrumentación de las probetas para el monitoreo de las fisuras desarrolladas durante el ensayo.

Para el monitoreo de las fisuras desarrolladas durante el ensayo se utilizó el método de los extensómetros eléctricos. A tal fin se colocaron tiras de 10 extensómetros de 2.1 mm de longitud sobre la superficie de las probetas a una distancia media de aproximadamente 3 mm del talón de soldadura, ver figura 4.4. A fin de obtener indicaciones "post morten" del desarrollo de la forma de la fisura durante su propagación, se utilizó una tinta penetrante (indicador químico amarillo diluido en alcohol) o se realizaron marcas de playa ("beach marks") reduciendo en un 50% la carga cíclica aplicada. Las marcas realizadas fueron observadas "post morten" utilizando un microscopio óptico con un aumento de 10X. La figura 4.5 muestra el aspecto final de algunas superficies de fractura obtenidas.

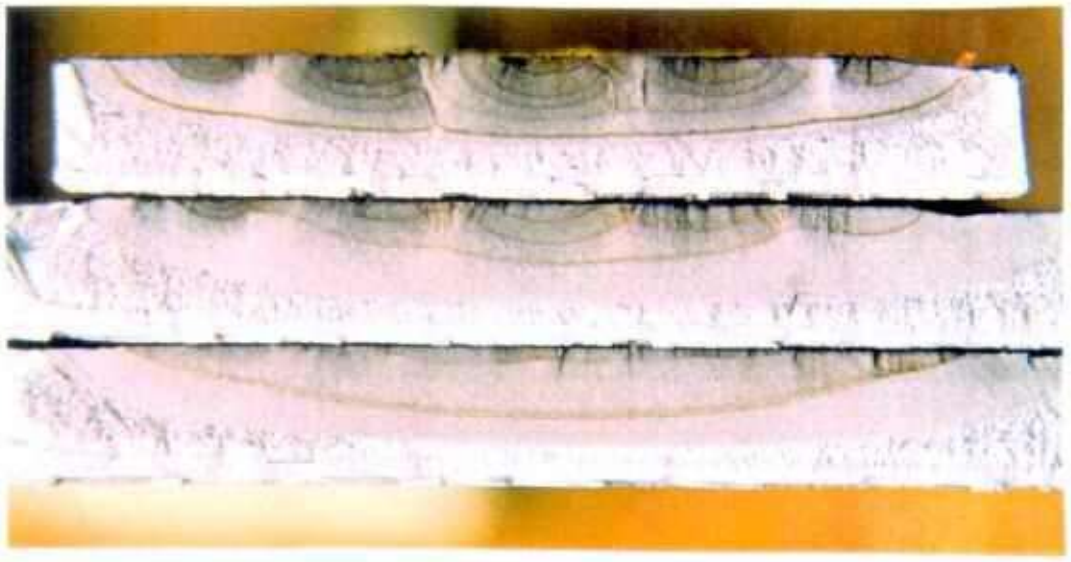


Figura 4.5 Aspecto final de algunas de las superficies de fractura obtenidas

4.2. MONITOREO DE LA EVOLUCION DE LAS FISURAS CON EL METODO DE LOS EXTENSOMETROS ELECTRICOS

El método de los extensómetros eléctricos fue implementado por Verreman [14,118] para el estudio de la propagación de fisuras en el talón de soldaduras automáticas. El método fue desarrollado para el análisis en 2-D de fisuras rectas. Se basa en la detección

de las variaciones de las deformaciones elásticas en la región de la boca de la fisura. Otegui [12,119] generalizó el método a 3-D, lo que permite monitorear además de la profundidad de fisura la evolución de su forma. La técnica también puede ser utilizada para determinar el nivel de tensión a la que tiene lugar la apertura de la fisura en la parte de carga del ciclo de fatiga y el cierre prematuro de la misma en la de descarga ("crack closure").

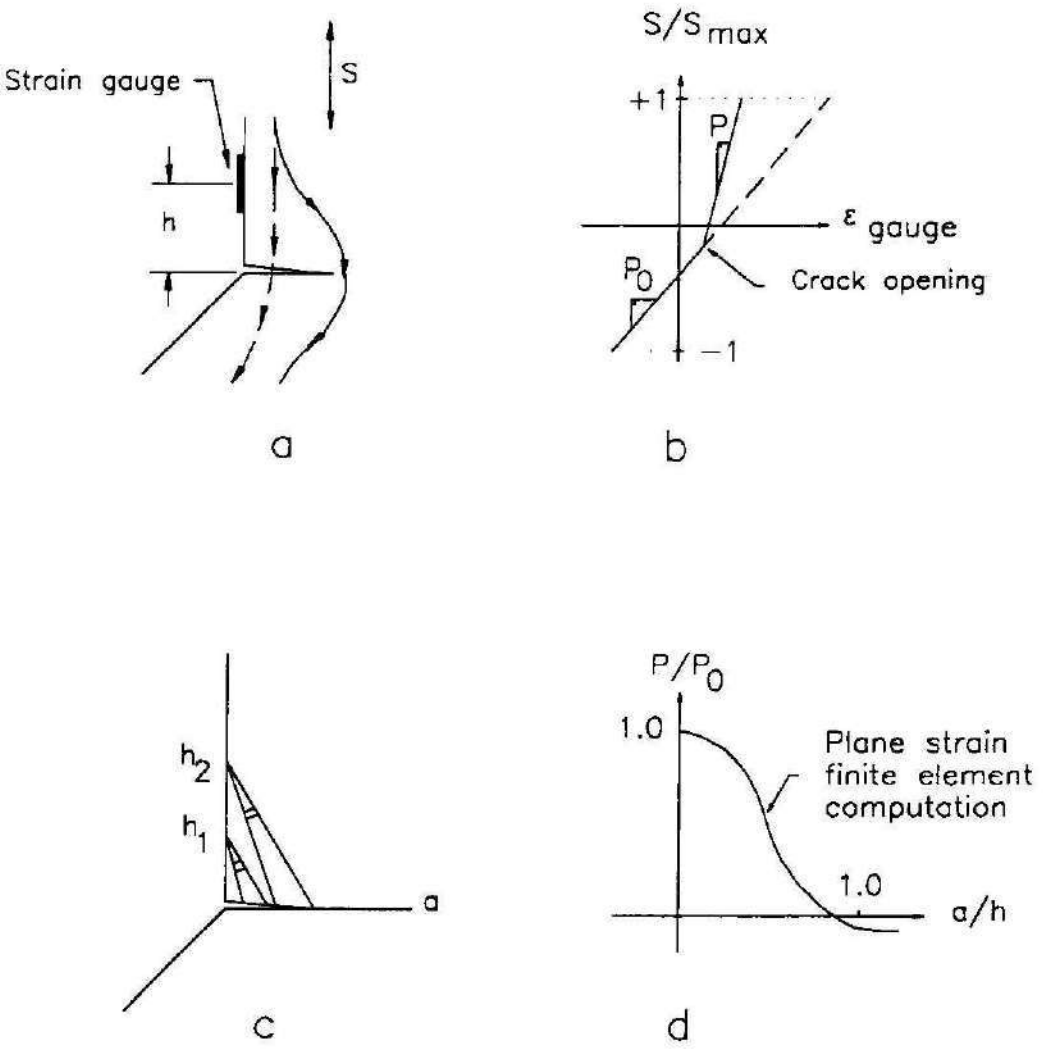


Figura 4.6 Principios de la técnica de los extensómetros eléctricos.

Las principales caracteristicas del principio de funcionamiento de la técnica son presentadas esquemáticamente en la figura 4.6. Cuando una fisura se inicia y propaga en un campo de tensiones (Fig. 4.6.a), las lineas de flujo de las tensiones tienden a separarse de la superficie debido a la discontinuidad producida por la fisura, y esto puede ser detectado mediante extensómetros situados lo suficientemente cerca de la boca de la misma. Cuando ésta se abre, hay un cambio en la pendiente de la curva de respuesta elástica en un gráfico deformación vs. carga (Fig. 4.6.b), debido al cambio de rigidez de la probeta. Es necesario aclarar que éste cambio en la pendiente no es puntual (a un determinado valor de carga), sino que se produce en forma continua desde la aplicación de la carga mínima, para la cual la fisura se encuentra parcial o totalmente cerrada, y hasta un valor para el cual la fisura se encuentra totalmente abierta. La respuesta del extensómetro es definida como la pendiente inversa P, es decir como la variación de la deformación para un incremento unitario de tensión. Además, dado que la pendiente inicial $\mathbf{P_0=P_{a=0}}$ (**a**:profundidad de fisura) corresponde al factor de concentración de tensiones en la posición del extensómetro, **P** es definida como sigue:

$$P = \frac{d\sigma}{dS} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \frac{d\epsilon}{dS}$$

para el caso de tensión plana. La respuesta del extensómetro $\mathbf{P/P_0}$, se calibra utilizando modelado por elementos finitos contra la longitud de fisura normalizada **a/h**, donde **h** es la distancia del centro del extensómetro a la fisura (Fig. 4.7). Luego de monitorear periódicamente la respuesta de los extensómetros y medir **h** post-mortem, esta calibración da las medidas de la longitud de fisura independientemente de las constantes elásticas y la calibración experimental de los extensómetros. Los resultados obtenidos pueden ser verificados utilizando el método de tintas penetrantes y marcas de playa.

La sensibilidad del método depende de la cercanía de los extensómetros a la boca de la fisura. Por otro lado, la respuesta del extensómetro se satura cuando **a** es aproximadamente igual a **h** (Fig. 4.6.c). Extensómetros más apartados permiten medir fisuras más profundas (Fig. 4.6.d).

El método de los extensómetros en 3-D se instrumenta adhiriendo extensómetros múltiples en la superficie de la muestra, a lo largo de la fisura o de la probable iniciación. Típicamente se utilizan tiras conteniendo 10 extensómetros. Al extender el principio de

funcionamiento del método a la situación de 3-D de fisuras irregulares superficiales múltiples, es necesario definir una región sobre la superficie de la muestra, sobre la cual el campo de deformaciones es perturbado por la presencia de la fisura. Estas regiones están esquematizadas en la figura 4.7. La relación entre tensiones y deformaciones medidas y la profundidad de la fisura, esto es la calibración del método, depende en general de la forma de la fisura y la posición del extensómetro dentro de la zona perturbada.

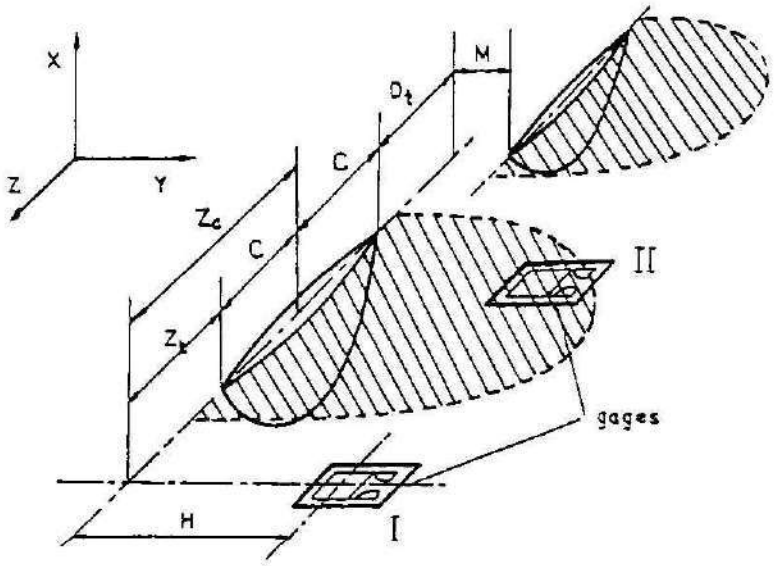


Figura 4.7 Esquema correspondiente a una fisuración superficial múltiple en un talón de soldadura. Definición de las geometrías y regiones de los campos de deformación perturbados.

La sensibilidad del método para la detección de fisuras muy pequeñas será afectado por la sensibilidad del sistema de medición de la deformación y por la configuración geométrica de los extensómetros y de las fisuras iniciales. El último factor está relacionado principalmente con la distancia **H** desde los extensómetros hasta los

planos de las fisuras, el tamaño del extensómetro L_g y el espaciado entre extensómetros sucesivos D_g (ver figura 4.8). En el caso más desfavorable, una fisura puede iniciar exactamente en el medio del espaciado entre extensómetros (fig. 4.8 caso A). En este caso, la fisura no podría ser detectada hasta que la misma llegue a tener una longitud **2c** para la cual una cierta porción Z_d de su longitud se encuentre dentro del rango de detección de alguno de los extensómetros (obteniéndose una caída en la deformación observada). Por supuesto la mejor sensibilidad es obtenida cuando la fisura tiene lugar exactamente frente al extensómetro (Z_c=0). La respuesta de éste depende de la relación de aspecto **a/c** de la fisura y de algún cambio de la distancia entre el centro del extensómetro y el centro de la fisura a medida que esta propaga.

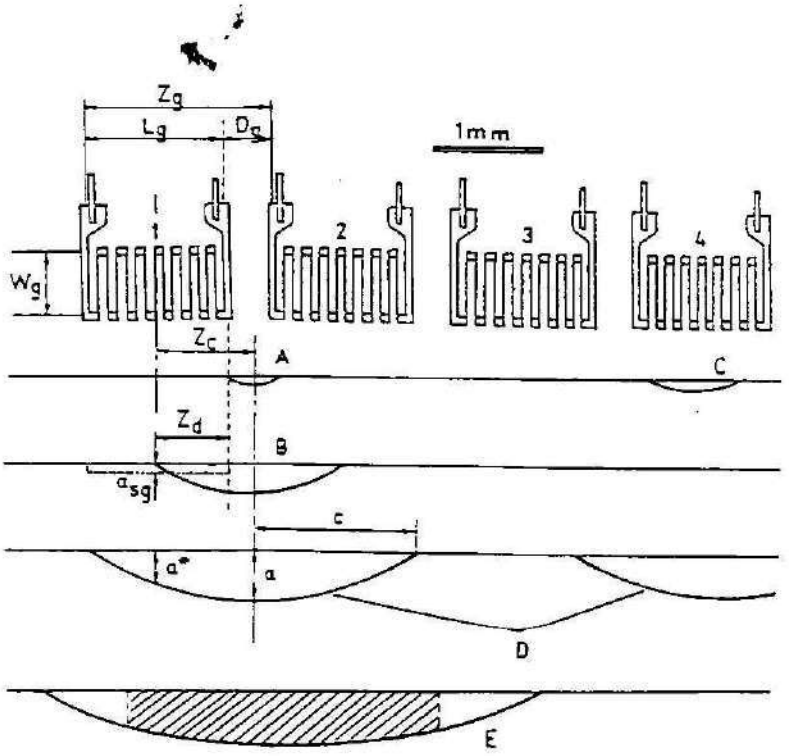


Figura 4.8 El modelo de los extensómetros eléctricos aplicado a la detección de fisuras superficiales. Esquema de las configuraciones geométricas.

Otro problema surge cuando se intenta evaluar el desarrollo de la forma de las fisuras. En el caso B de la figura 4.8, el extensómetro 1 indicaría una profundidad de fisura a_{sg}, que no será ni la **a** real ni la a^* local correspondiente a la posición del

extensómetro, sino una profundidad promediada sobre la longitud Z_d. Para una fisura iniciada dentro del rango de detección de un extensómetro (caso C), la iniciación será detectada tempranamente. Por otro lado, cuando dos extensómetros adyacentes muestran una caída en la deformación, no habría certeza si es debido a una fisura larga y poco profunda tipo B, o a dos cortas tipo C. Sin embargo, en el caso de fisuras que inician a partir de talones de soldadura, debido a los altos gradientes de tensiones existentes en los mismos, las fisuras recién iniciadas tienden a crecer rápidamente en la dirección superficial, coalesciendo y generando fisuras largas y poco profundas (a/c<0,2). A menudo se encuentran fisuras que inician en posiciones separadas por uno o mas extensómetros, casos en los que pueden ser identificadas con certeza.

Las dimensiones reales de los extensómetros utilizados son L_g=2.1mm y D_g=1.6mm, definidos por la disponibilidad del mercado. El sistema desarrollado para este trabajo permite detectar experimentalmente fisuras de profundidades del orden de 0.1 a 0.2 mm. Para una relación de aspecto promedio a/c=0.2, esto corresponde a longitudes superficiales 2c de aproximadamente 2 mm. Se observaron buenas correlaciones entre profundidades de fisuras predichas y marcas de tintas o de playa para valores de a>0.5. Esto corresponde al caso E de la fig.3, en el que la fisura abarcaría tres extensómetros (2c=5mm).

La sensibilidad del sistema de medición para detectar el menor cambio en la deformación en cualquier extensómetro debido a la iniciación de una fisura, es definido por la posibilidad de identificar el menor cambio en la pendiente P de las curvas deformación/carga experimentales. Debido al carácter aleatorio del crecimiento y la evolución de las formas de fisuras de profundidades menores a 0.3 mm, el análisis de sus mecanismos de fractura es difícil, al menos determinísticamente. La sensibilidad de detección de fisura encontrada en el sistema desarrollado cuando H≈3mm (en el orden de 0.2 mm), parece adecuada para la detección de la "iniciación" de macrofisuras en los ensayos de fatiga de uniones soldadas. Este valor de H da una razonable sensibilidad para la medición de profundidades de fisura, y la identificación de ligamentos no fisurados en el caso de fisuración múltiple.

Ubicando los extensómetros más cerca del talón de soldadura se incrementa la sensibilidad a la longitud de la fisura y mas notablemente al cierre prematuro de la misma ("crack closure"). Sin embargo, en este caso se observan amplias variaciones en

sensibilidad debido a las variaciones locales de la geometría del talón, lo que hace al método conveniente para la detección de iniciación pero no para el monitoreo de profundidad de fisura.

La figura 4.9 muestra la curva de calibración del método de monitoreo utilizado, obtenida para valores de H entre 2.5 mm y 3.5 mm. Los errores en la medición de la compliancia debido a las variaciones del sistema fueron estimadas en aproximadamente 0.5 %. La curva de calibración muestra dispersiones en la determinación de la profundidad de fisura de hasta un 50 %, aumentando a medida que aumenta la profundidad de la fisura. Esto se debe a que para la determinación de la misma se utilizaron los datos obtenidos en gran parte de los ensayos realizados, en los cuales H varió entre 2.5 mm y 3.5 mm producto de las distintas macrogeometrías analizadas. La determinación de H es influenciada por la irregularidad de la macrogeometría del talón. A mayor irregularidad, mayor es el error en la determinación de H. Sin embargo, por medio de las marcas realizadas con tintas penetrantes o marcas de playa de sucesivas posiciones de las fisuras durante su propagación, y teniendo en cuenta que el tipo de respuesta del sistema es invariante, se logró disminuir considerablemente el error en las estimaciones corrigiendo la curva de calibración en la forma indicada en la figura 4.10.

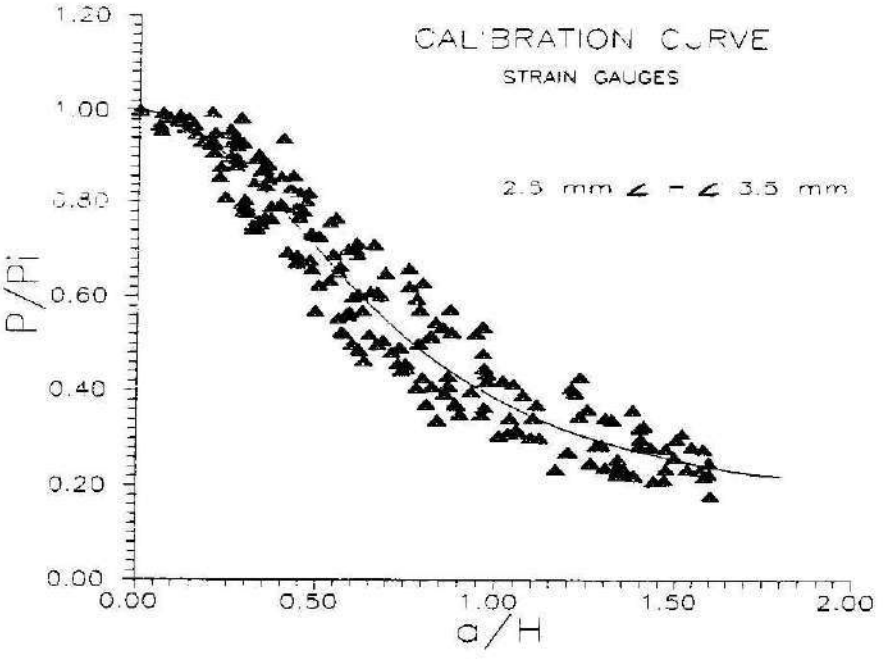


Figura 4.9 Curva de calibración del sistema de monitoreo de fisuras. P/Pi: relación entre las pendientes instantánea e inicial de la relación deformación-carga.

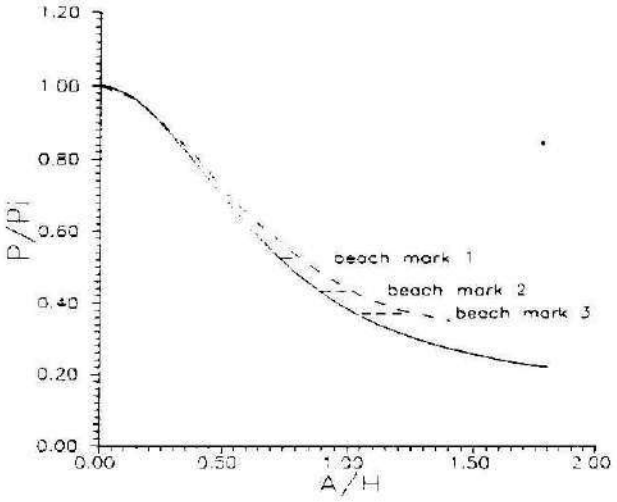


Figura 4.10 Corrección de la curva de calibración llevada a cabo para cada ensayo utilizando las indicaciones dadas por las tintas penetrantes o las marcas de playa ("beach marks").

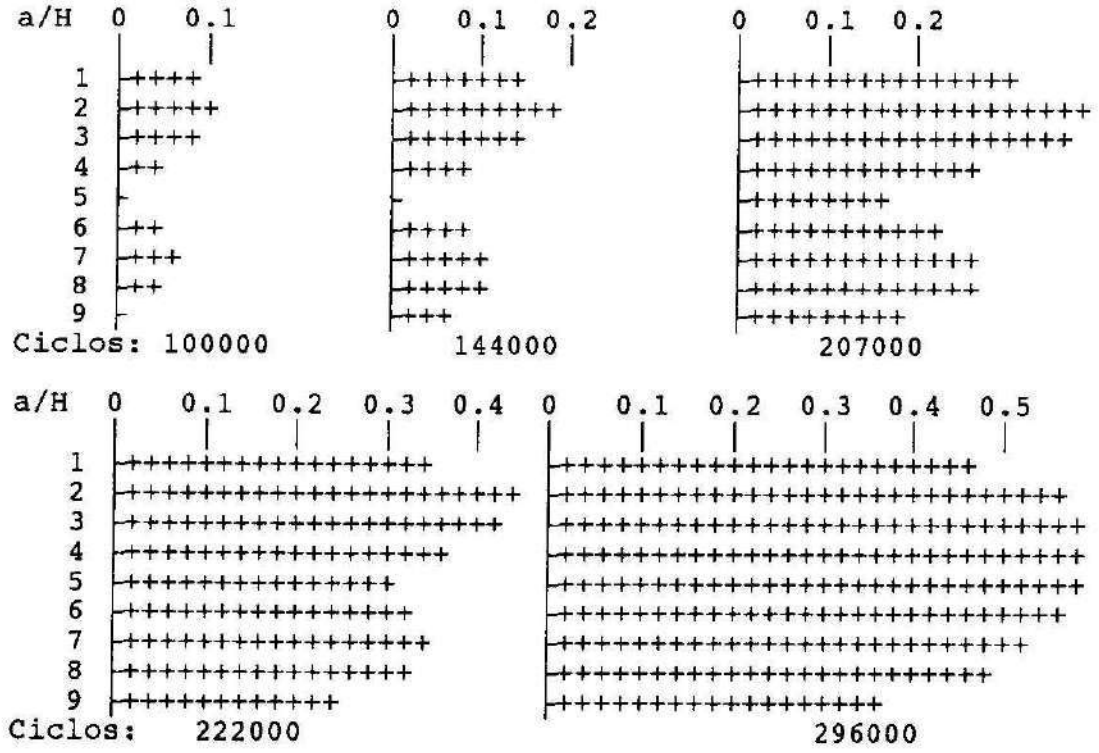


Figura 4.11 Lecturas de los extensómetros obtenidas durante el ensayo, mostrando un proceso de coalescencia de dos fisuras superficiales adyacentes.

La figura 4.11 muestra cinco series de lecturas del sistema de monitoreo obtenidas durante un ensayo, las cuales muestran el proceso de coalescencia experimentado por dos fisuras adyacentes. Se puede ver en la primera serie de lecturas que, si consideramos que H se encuentra en el orden de los 3 mm, la profundidad de máxima de las fisuras es de 0.3 mm, profundidad a la cual podemos diferenciar dos fisuras.

4.3. ESTIMACION DE LAS TENSIONES RESIDUALES DE SOLDADURA

El sistema de monitoreo por extensómetros permitió además la estimación de las tensiones residuales transversales de soldadura. A medida que las fisuras propagan las tensiones residuales son gradualmente relajadas, lo que es detectado por un corrimiento del cero inicial del sistema. Los corrimientos medidos durante los ensayos eran muy superiores a los que se podrían esperar debido a la disminución de la carga aplicada a medida que la fisura propaga. La máquina de ensayo utilizada es una máquina blanda que permite mantener la carga aproximadamente constante durante el ensayo. En realidad hay una disminución pero es pequeña y está en el orden del 3 al 4 % para profundidades de fisuras de 3 a 4 mm.

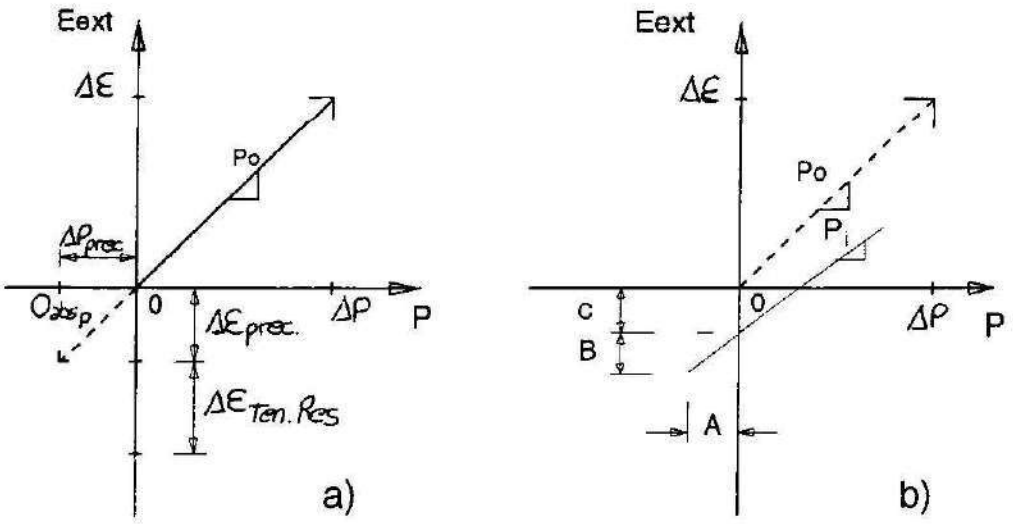


Figura 4.12 Estimación de las tensiones residuales. a) Seteo inicial del sistema. b) Respuesta del sistema a la propagación de fisura.

En el seteo y puesta a cero del sistema, la respuesta obtenida presenta las características esquematizadas por la figura 4.12.a. La respuesta a la variación de carga aplicada ΔP es esquematizada en la figura 4.12.b. El cero de carga corresponde a la suma de la carga dada por las tensiones residuales mas la precarga del sistema (es decir, la carga mínima aplicada).

A medida que la fisura propaga la respuesta del sistema se modifica de acuerdo a la fig. 4.12.c: hay una variación en la pendiente (que es lo que permite medir la propagación de fisuras), y hay un corrimiento del cero, tanto de carga como de deformación. El corrimiento del cero según el eje de la carga es estrictamente debido a la disminución de la carga aplicada debido a la propagación de las fisuras (la probeta se ablanda), mientras que el corrimiento del cero según el eje de las deformaciones medidas por los extensómetros son debidas a la disminución de la carga aplicada y a la relajación de las tensiones residuales transversales producidas también por la propagación de las fisuras.

La figura 4.13 muestra la relajación de las tensiones residuales en función de la profundidad de la fisura, detectada por un extensómetro central durante el ensayo de una probeta con cordón recto. Para este caso el valor máximo estimado de las tensiones residuales en el centro de la probeta es de 45 Mpa. Este valor es aproximadamente el 20% de la tensión de fluencia del material utilizado (σ_f=270 Mpa), y se corresponde con los valores habituales de tensiones transversales residuales en soldaduras en aceros estructurales [120-122]. La figura 4.14 muestra la extrapolación utilizando una ecuación cuadrática de los resultados obtenidos por los distintos extensómetros a lo ancho de la probeta. El tipo de distrubución de tensiones residuales transversales obtenida coincide con la distribución realmente existente en este tipo de probetas (ver fig. 3.1). Por equilibrio de fuerzas, la integral de la curva en el intervalo donde las tensiones son de tracción (zona central de la probeta) debe ser igual a la integral en los dos intervalos donde las tensiones son de compresión (en los extremos del cordón de soldadura).

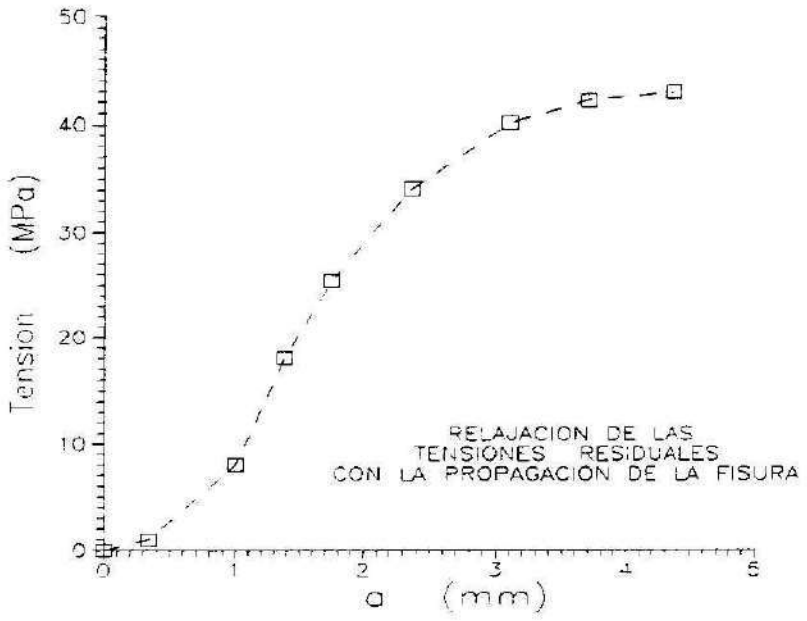


Figura 4.13 Relajación de las tensiones residuales en función de la profundidad de la fisura

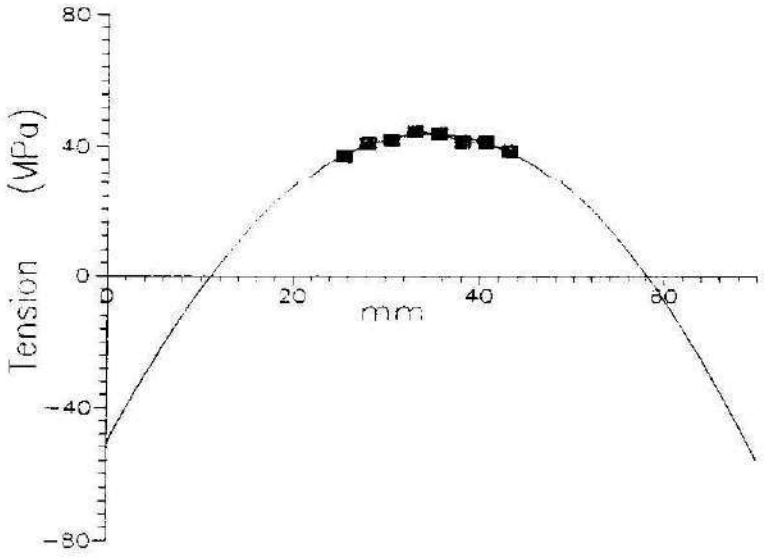


Figura 4.14 Extrapolación utilizando una ecuación cuadrática de los resultados obtenidos por los distintos extensómetros a lo ancho de la probeta.

4.4 MODELADO FRACTOMECANICO

Hemos visto (secciones 2.4 y 3.3) que es posible modelar el crecimiento por fatiga de fisuras emanando desde entallas usando métodos de la LEFM si las fisuras son mayores que una profundidad mínima a_0, estimada en aproximadamente 0.2 a 0.3 mm. Este modelado puede llevarse a cabo si se introduce un factor de corrección que tenga en cuenta el efecto del cierre prematuro de la fisura. Por debajo de esta profundidad mínima a_0, la cantidad de plasticidad en la punta de la fisura es normalmente demasiado grande para aplicar una aproximación lineal elástica, o las fisuras se encuentran aún en el campo de deformación controlado por desplazamiento en la raíz del talón de soldadura.

Las descripciones del desarrollo de la forma y el solapamiento de fisuras múltiples discutido en la sección 2.5. sugiere que en términos de intensidad de tensiones incrementadas, la interacción puede ser ignorada hasta que las puntas superficiales de fisuras adyacentes se toquen o solapen; y que defectos múltiples pueden ser evaluados separadamente hasta que esto ocurra. Después de la coalescencia las fisuras son analizadas como una fisura semielíptica simple. Para desarrollar un modelo LEFM de razonable precisión de la propagación de fisuras por fatiga desde el talón de soldaduras cargadas transversalmente, se requiere la siguiente información:

- La microgeometría promedio del talón de soldadura (radio y ángulo del talón)

- Un modelo de la evolución de los niveles del cierre prematuro de la fisura en función de la profundidad de la misma

- Una estimación de la evolución de la relación de aspecto a/c de la fisura

La primera condición a su vez afectará el efecto de la soldadura sobre el ΔK aplicado en el punto más profundo de la fisura superficial. Los niveles del cierre prematuro son fundamentalmente dependientes de la geometría del talón y de la relación de carga R (ver secciones 2.1. y 2.4.). Sin embargo, estas dependencias pueden no considerarse si se determinan los niveles del cierre prematuro de la fisura, y por lo tanto la porción efectiva de tensión aplicada. Esto pudo ser efectivamente llevado a cabo con el sistema de monitoreo de fisuras utilizado. La velocidad de propagación de fisura fue relacionada con el ΔK_{ef} aplicado local usando la relación de Paris-Erdogan (ecuación 2.3, sección 2.1.),

y se determinaron experimentalmente C y m. El efecto de la geometría de la soldadura fue introducido en la solución de Newman-Raju para ΔK, usando las estimaciones de Bell (ver fig. 3.3, sección 3.2.), consideradas las más precisas en el rango $2.5 \leq k_t \leq 15$ [142,134,2].

La fig. 4.15 muestra resultados de da/dn en función de ΔK_{ef} obtenidos a partir de los diferentes ensayos realizados. Los parámetros C y m del material fueron determinados por medio de un análisis de regresión cuadrática: $C = 0.19 \times 10^{-12}$ m/ciclo, $m = 3.26$. La figura muestra además datos obtenidos por Verreman y por Otegui a partir de ensayos a fatiga de probetas de juntas soldadas en T [12,92]. También se agregaron datos de propagación obtenidos de ensayos a fatiga de probetas extraídas a partir de caños de acero API N80 sometidos a dos tratamientos termomecánicos que dieron lugar a dos microestructuras diferentes: templada y revenida (Q&T) y normalizada en línea (OLN), ver sección 5.4. Estos últimos datos muestran que la diferencia en cuanto a propagación debido a efectos microestructurales extremos son del orden de la dispersión obtenida en el presente trabajo.

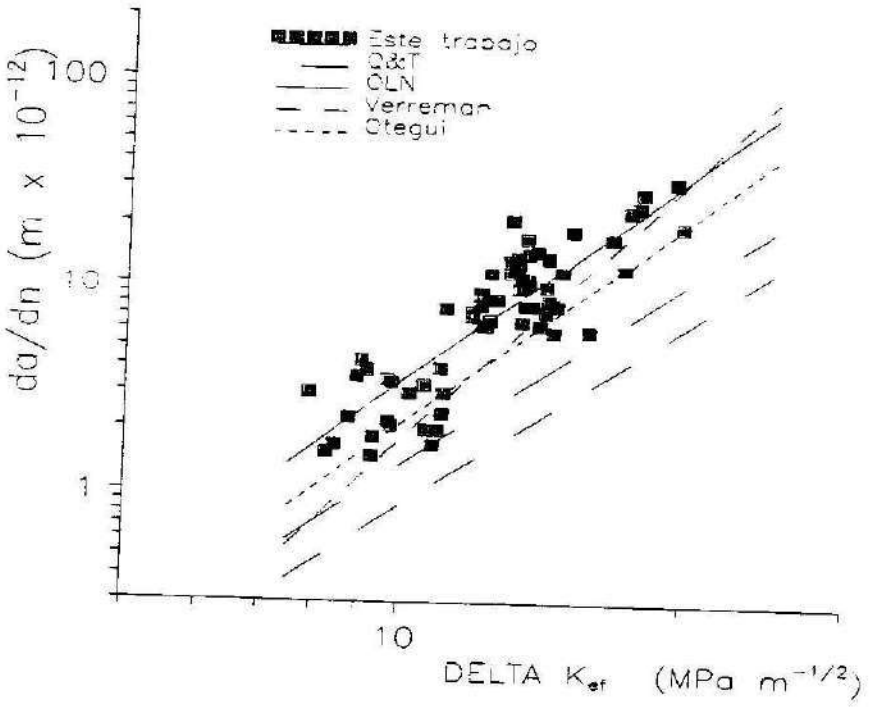


Figura 4.15 da/dn vs. ΔK_{ef} obtenidos a partir de los diferentes ensayos realizados y comparados con datos de otros autores

5. ENSAYOS PRELIMINARES

5.1. OBTENCION DE TALONES IRREGULARES

El primer objetivo del presente trabajo fue desarrollar y analizar cordones de soldadura con diferentes irregularidades de talón. Hemos visto que el aumento de la vida a propagación de fisuras por fatiga puede lograrse si se intensifica la interacción elástica entre las fisuras y se experimentan procesos de coalescencia retardados. Esto puede obtenerse logrando que las fisuras inicien en planos no coplanares, siendo el desfasaje y el ángulo entre los mismos los parámetros dominantes (ver sección 2.5 y 3.4). Sin embargo, debido a la inexistencia de antecedentes sobre métodos de obtención automáticos de cordones de soldadura con talones irregulares periódicos, se debió recurrir al método práctico de prueba y análisis geométrico para determinar las macrogeometrias a ensayar.

Las macrogeometrías analizadas fueron obtenidas mediante modificaciones y adaptaciones realizadas sobre la soldadora automática MAG Narrow Gap NKK. Los métodos utilizados fueron: rotación de arco (con frecuencias de rotación de entre 0.5 y 2 Hz) y variaciones cíclicas de tensión , corriente y velocidad de soldadura. Se definieron cuatro macrogeometrías de talón:

Macrogeometría 1: Cordón recto (figura 5.1)

Macrogeometria 2: Cordón realizado con rotación de arco. Se analizó el talón donde las velocidades de avance y de rotación se suman (figura 5.2)

Macrogeometria 3: Idem geometría 2 pero analizando el talón donde la velocidad de rotación se resta a la de avance (figura 5.2)

Macrogeometría 4: Cordón realizado con variaciones cíclicas de velocidad de avance de soldadura.

Entre los métodos de variación cíclica de velocidad, tensión o corriente, el primero fue el que permitió mayor control del ancho del talón (fig. 5.3). En el caso de variación cíclica de tensión las variaciones geométricas obtenidas no fueron importantes, lo cual puede estar relacionado con la baja respuesta de la geometría de la pileta de soldadura a los cambios de calor aportado. Las variaciones geométricas obtenidas con variaciones cíclicas de corriente fueron aún menos importantes, debido a que esta afecta fundamentalmente la penetración, lo cual a su vez es una razón que lleva a mantenerla constante en practicas industriales.

Los parámetros de soldadura en todos los casos fueron los siguientes: 300 A, 32 V, 30 m/min (5 KJ cm^{-1}). En el cordón correspondiente a la geometría tipo 4, la variación cíclica de la velocidad de avance fue de Δv= 10 m/min, tomando v = 30 m/min como valor medio.

En todos los ensayos se mantuvieron constantes las dimensiones de las probetas dadas en la fig. 4.1 y los niveles y condiciones de carga ($\Delta\sigma$=245 MPa, R=0.2).

Figura 5.1 Cordón recto.

Figura 5.2 Cordón realizado con rotación de arco. Período de la irregularidad: 9 mm.

5.2. RESULTADOS DE FATIGA SOBRE TALONES IRREGULARES

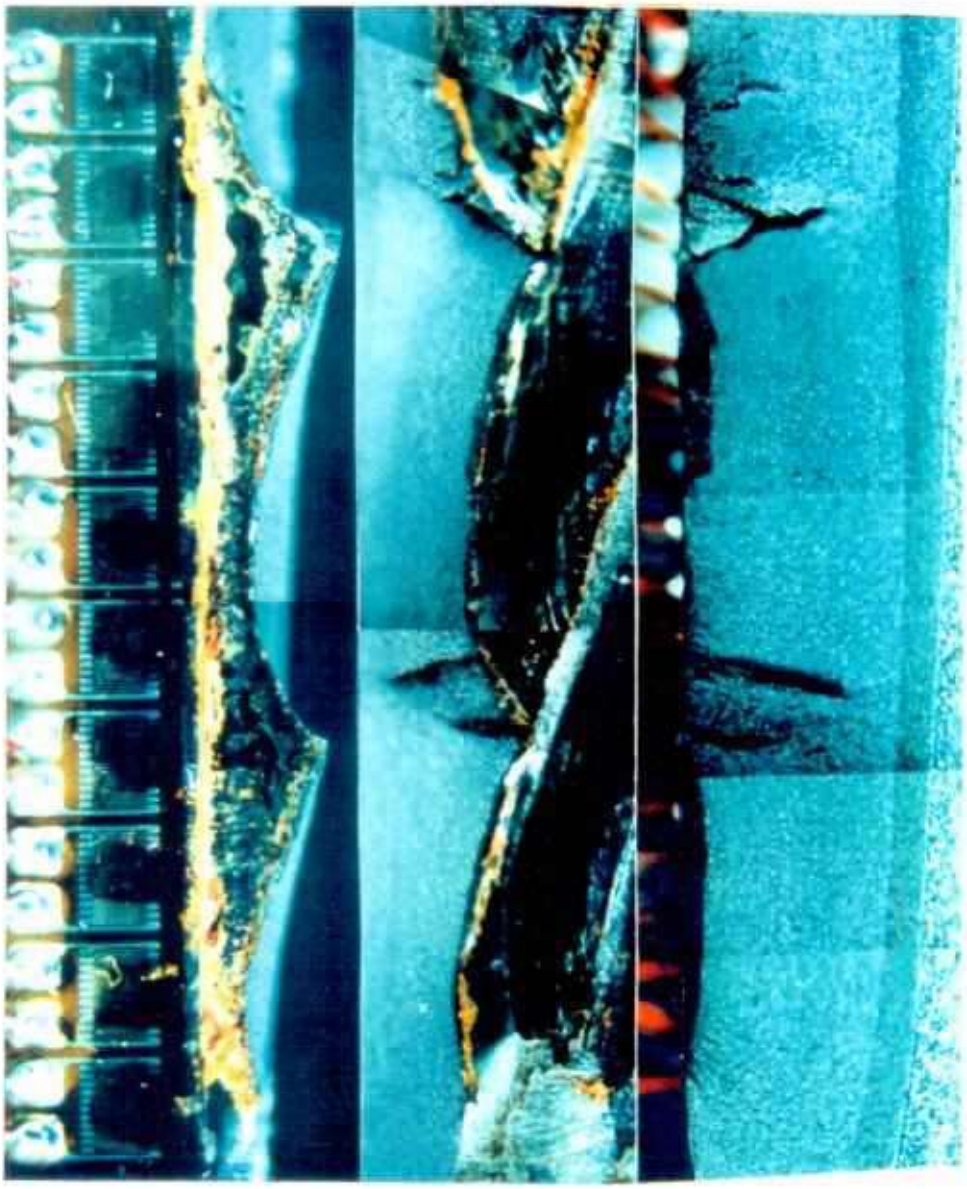
La tabla 5.1 resume la vida a iniciación, propagación y total a fatiga obtenidas en los ocho ensayos realizados en esta etapa. La mayor diferencia en cuanto a vida a propagación por fatiga fue de aproximadamente un 60%, encontrada entre los ensayos 1 y 7. En todos los ensayos, la falla final fue definida a una profundidad de fisura del orden de la mitad del espesor de la chapa base ($a_f \approx 4$mm), puesto que solo fueron necesarios unos pocos ciclos adicionales para que se desarrollara una fisura que abarcara todo el ancho de la probeta, determinando la rotura de la misma. La vida a iniciación N_i fue definida por la aparición de una fisura de 0.3 mm de profundidad. Como se mencionó anteriormente, es aproximadamente a esta profundidad a la cual ya se ha producido el proceso de coalescencia de las microfisuras que dan lugar a la definida iniciación de las macrofisuras, y el frente de fisura abandona la zona plástica generada por la concentración de tensiones introducidas por el talón de soldadura. Además ya se ha superado el umbral de detección del sistema de monitoreo de fisuras utilizado, el cual fue estimado en 0.2mm.

Ensayo	Talón	N_T	N_i	N_P
1	recto	280000	100000	180000
3	rotación-per=6mm. (s) talón vel-menor	290000	90000	200000
4	variaciones cíclicas de la veloc. de sold.	270000	70000	200000
5	recto	245000	60000	185000
6	rotación-per=6mm (h) talón vel-mayor	300000	105000	195000
7	rotación-per=9mm (h)	372000	88000	284000
8	rotación-per=4mm (h)	280000	90000	190000

Tabla 5.1 Vidas de iniciación (N_i), propagación (N_P) y total (N_T) a fatiga para probetas bead-on-plate soldadas automáticamente.

(a) (b) (c)

Figura 5.4 a) y b) Superficies de fractura obtenidas en el ensayo Nº 6 (periodo de la irregularidad del talón igual a 6 mm). c) Marcas de playa y ligamentos fracturados en las zonas internas del talón.



(a) (b) (c)

Figura 5.5 a) y b) Superficies de fractura obtenidas en el ensayo Nº 7 (periodo de la irregularidad del talón igual a 9 mm). c) Marcas de playa y ligamentos fracturados en las zonas internas del talón.

Las figuras 5.4 y 5.5 muestran las geometrías de talón correspondientes a los ensayos 6 y 7, así como también las fisuras finales desarrolladas. Además pueden verse detalles comunes a todas las probetas ensayadas.

En todos los ensayos la iniciación y el crecimiento de las fisuras fueron guiados por el talón de soldadura, mostrando su efectividad como concentrador de tensiones e iniciador, y la coalescencia de las macrofisuras tuvieron lugar en los puntos internos del mismo (región de los ligamentos remanentes). En estas regiones internas, el desfasaje entre los planos de dos fisuras contiguas que se encuentran y el ángulo entre sus puntas superficiales son principalmente definidas por la macrogeometría del talón de soldadura. Esto muestra claramente que la macrogeometría del talón de soldadura es el parámetro principal que gobierna el desarrollo y la coalescencia de las macrofisuras superficiales.

La figura 4.6 muestra el radio ρ y el ángulo α del talón de soldadura a lo largo del cordón correspondiente a la geometría tipo 2 de la probeta analizada en el ensayo 7 (periodo = 9mm). También muestra la posición de cada punto del talón de soldadura, referida a una línea recta paralela a la línea central del cordón de soldadura (referencia). Puede verse que los menores radios se encuentran en los puntos internos. Esto fue encontrado en todas las geometrías ensayadas.

Si ρ fuera mandatorio para definir la iniciación de fisuras, podría esperarse que las mismas inicien en zonas internas del talón. Sin embargo, en todos los casos la iniciación de las fisuras tubo lugar en las zonas externas del talón. Esto puede ser explicado examinando la geometría de las zonas internas: existe un ángulo de entre 90º y 180º en los quiebres presentados por el talón en las zonas internas. Esto genera triaxialidad de tensiones, retardando probablemente la deformación plástica, y, más importante aún, microfisuras iniciadas en esas zonas no podrían propagar libremente a lo largo del talón, puesto que su dirección no es perpendicular a la dirección de las máximas tensiones aplicadas. Una interesante conclusión es que, en este tipo de macrogeometrías, la microgeometría del talón (definida por el radio y el ángulo del mismo) son solo relevantes como factores de concentración de tens ones en las zonas e te nas del talón, donde los valores de ρ son altos y los α bajos. Las ondulaciones del talón inducidas utilizando rotación de arco generaron radios de talón pequeños en las zonas donde tuvo lugar la coalescencia de fisuras, proveyeron las mejores performances en términos de vida total a fatiga y no mostraron diferencias en cuanto a vida a iniciación respecto de las demás

geometrías analizadas.

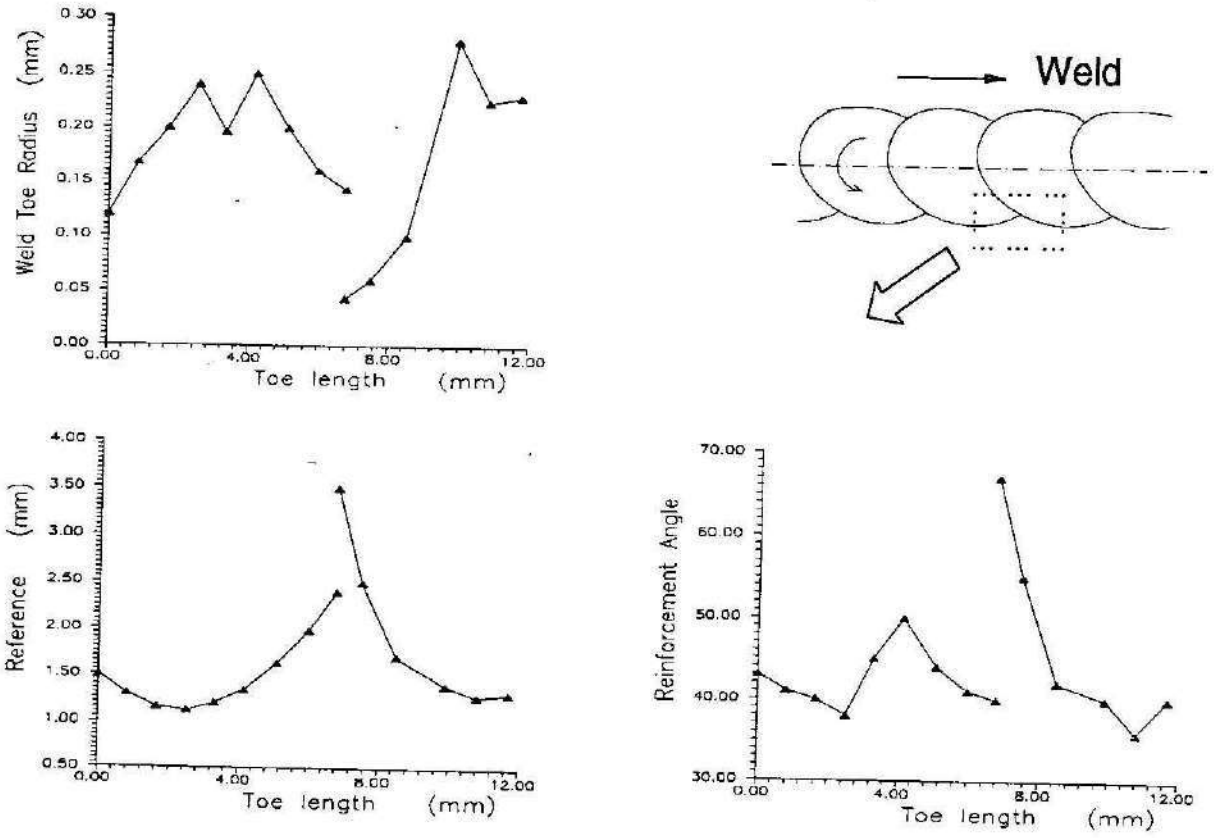


Figura 5.6 Radio del talón ρ, ángulo del cordón α y referencia del talón para la probeta del ensayo 7. "Referencia" es la posición de cada punto del talón de soldadura, referida a una línea recta paralela a la línea central del cordón de soldadura.

Una vez iniciadas las macrofisuras veamos qué sucede en la etapa de propagación y en los procesos de coalescencia y su relación con la macrogeometría del talón de soldadura. Como mencionamos en la sección 3.3., el desarrollo de la relación de aspecto de la fisura a/c es un factor importante en el análisis fractomecánico de la propagación de fisuras por fatiga. La evolución de a/c y los procesos de coalescencia pueden ser relacionados a los gradientes de tensiones y también a los fenómenos de interacción elástica de fisuras. Y en general podemos decir que, para una misma distribución o gradiente de tensiones, una fisura con alto valor de a/c propagará mas lentamente a fatiga

que una con a/c bajo.

Volviendo a la fig. 3.10 (sección 3.3) podemos ver resultados anteriores que muestran las tres fases fundamentales del desarrollo de fisuras por fatiga en soldaduras. En primer lugar, microfisuras preexistentes o formadas por fatiga a lo largo del talón de soldadura, crecen y coalescen para formar pequeñas fisuras semielípticas de alta relación de aspecto ($0.1 < a/c < 0.3$). Esta etapa en nuestro caso queda incluida dentro de la vida a iniciación. Luego estas macrofisuras crecen y aumentan su relación de aspecto y eventualmente experimentarán un proceso de coalescencia adicional, a una profundidad que dependerá de la importancia de la interacción elástica entre las fisuras. En la misma figura podemos ver las diferencias de los valores de a/c y la importancia de la interacción elástica experimentadas en soldaduras manuales y automáticas, lo que explica las diferencias encontradas en cuanto a vida a fatiga.

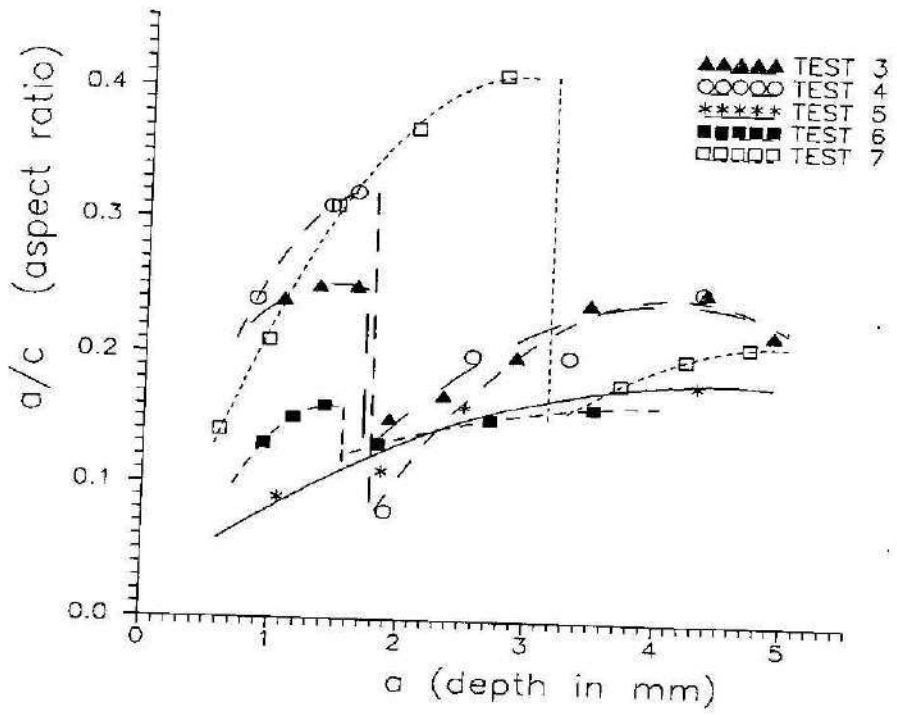


Figura 5.7 Desarrollo de la relación de aspecto a/c en los ensayos 3 (rotación de arco, período 6mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se restan), 4 (variaciones cíclicas de velocidad de soldadura), 5 (talón recto), 6 (rotación de arco, período 6mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se suman) y 7 (idem 6, período 9mm).

La figura 5.7 muestra el desarrollo de la relación de aspecto de las fisuras a/c observada en algunos de los ensayos. Después del primer estado de coalescencia desarrollado a una profundidad de fisura de 0.1mm < a < 0.4mm (en la figura solo podemos ver el final de esta etapa), las relaciones de aspectos se incrementan hacia un valor preferencial que depende del procedimiento de soldadura y del rango de tensiones. Cuando las fisuras alcanzan una profundidad de entre 1 y 3 mm, ocurre un segundo proceso de coalescencia y las relaciones de aspecto decrecen abruptamente. Los valores de a/c después de este proceso de coalescencia son en general determinados por la geometría de la junta soldada, de la distribución de las tensiones aplicadas y de la longitud efectiva del talón de soldadura (no amolado).

Las figuras 5.8 y 5.9 muestran curvas de la profundidad de fisura a en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_p. Las curvas correspondientes al primer grupo de ensayos (1, 3, 4 y 6), Fig. 5.8, no muestran gran diferencia en el comportamiento a propagación. Sin embargo se encuentra una gran diferencia cuando se comparan los ensayos 1 y 5 (cordones rectos) con el ensayo 7 (fig. 5.9). Los resultados de los ensayos 1 y 5 muestran que las diferentes microfisuras iniciadas a lo largo del talón coalescen tempranamente, acelerando el desarrollo de una única macrofisura de baja relación de aspecto (ver fig. 5.7).

En los ensayos 3, 6, 7 y 8 las pequeñas fisuras coalescen en grupos periódicos, dando lugar a macrofisuras que presentan un proceso de coalescencia adicional, experimentando en algunos casos importantes interacciones elásticas. Este proceso de coalescencia adicional ocurre cuando las fisuras alcanzan una profundidad de entre 1 y 3 mm, dependiendo del desfasaje entre los planos de las fisuras y del ángulo entre las puntas superficiales de las mismas. El proceso de coalescencia observado en los ensayos 3, 4 y 6 tuvieron lugar a profundidades de fisuras de entre 1.5 y 2 mm (ver fig. 5.7), lo cual ocurre relativamente temprano en la etapa de propagación. Esto indica una débil interacción entre las fisuras debido fundamentalmente a la existencia de pequeños ángulos entre las puntas superficiales de las mismas. En cambio, en el ensayo 7 el proceso de coalescencia fue retardado hasta una profundidad de aproximadamente 3 mm, resultado de una importante interacción entre las fisuras.

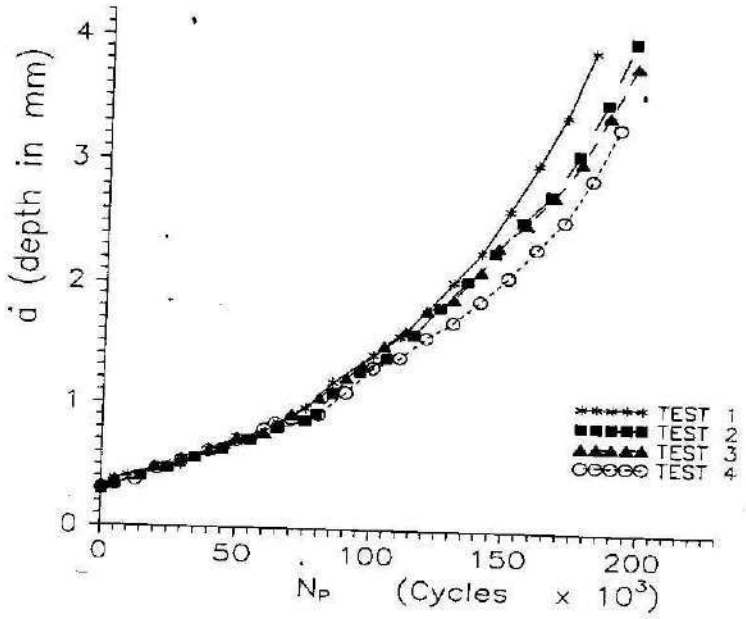


Figura 5.8 Profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga para los ensayos 1 (talón recto), 3 (rotación de arco, período 6mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se restan), 4 (variaciones cíclicas de velocidad de soldadura) y 6 (rotación de arco, período 6mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se suman). y 7 (idem 6, período 9mm).

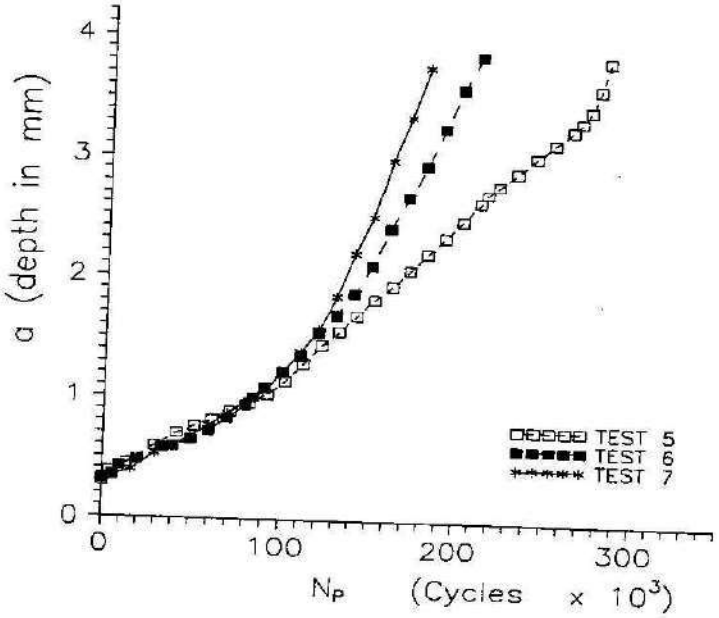


Figura 5.9 Profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga para los ensayos 1 (talón recto), 5 (talón recto) y 7 (rotación de arco, período 9mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se suman).

En el cordón de la probeta correspondiente al ensayo 4 (obtenido con variaciones cíclicas de velocidad de soldadura), a pesar de existir un cordón con un alto grado de irregularidad periódica, la interacción entre las fisuras no fue importante, dando valores de vida a propagación apenas superior al caso de probetas con cordón recto. Una de las explicaciones posibles para esta aparente anomalía se encuentra al analizar el tipo de irregularidad o sinuosidad del talón, ver figura 5.10: la traza es de tipo curvo, y no presenta quiebres tan importantes como en el caso de cordones realizados con rotación de arco, producto de la refusión parcial del metal aportado.

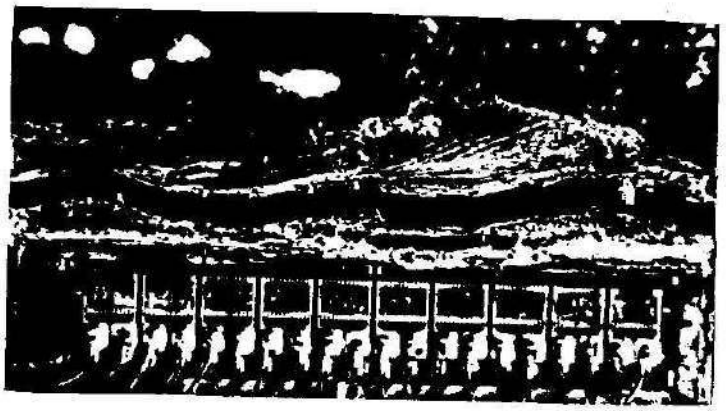


Figura 5.10 Cordón fisurado de la probeta correspondiente al ensayo Nº 4, obtenido con variaciones cíclicas de velocidad de soldadura.

La figura 5.11 muestra la variación de la velocidad de propagación en función de la profundidad de fisura en los ensayos 1, 5 y 7. En primer lugar decrece, debido probablemente a que a estas profundidades la punta de la fisura se encuentra superando la zona plástica asociada al talón de soldadura (estimada en 0,2 mm utilizando un modelado numérico, ver sección 7.3), y finaliza el primer proceso de coalescencia, el cual tiene lugar a profundidades de fisuras de entre 0.1 y 0.3 mm (ver sección 3.4.) y da lugar a las macrofisuras consideradas. Luego se incrementa, y nuevamente comienza a decrecer, pero esta vez debido a la interacción y al aumento de la relación de aspecto de las fisuras hasta valores de aproximadamente 0.4 (ver fig. 5.7). El proceso de coalescencia (que ocurre a una profundidad de aproximadamente 3 mm) decrece rápidamente la relación

de aspecto e induce un rápido incremento de la velocidad de propagación. Las velocidades de propagación obtenidas a una profundidad de fisura de 4 mm son similares en todos los ensayos. Esto es debido a que la longitud del talón no amolado es la misma para todas las probetas. Esta longitud define el valor de c de la fisura final, debido a que la zona amolada arresta la propagación superficial de la misma.

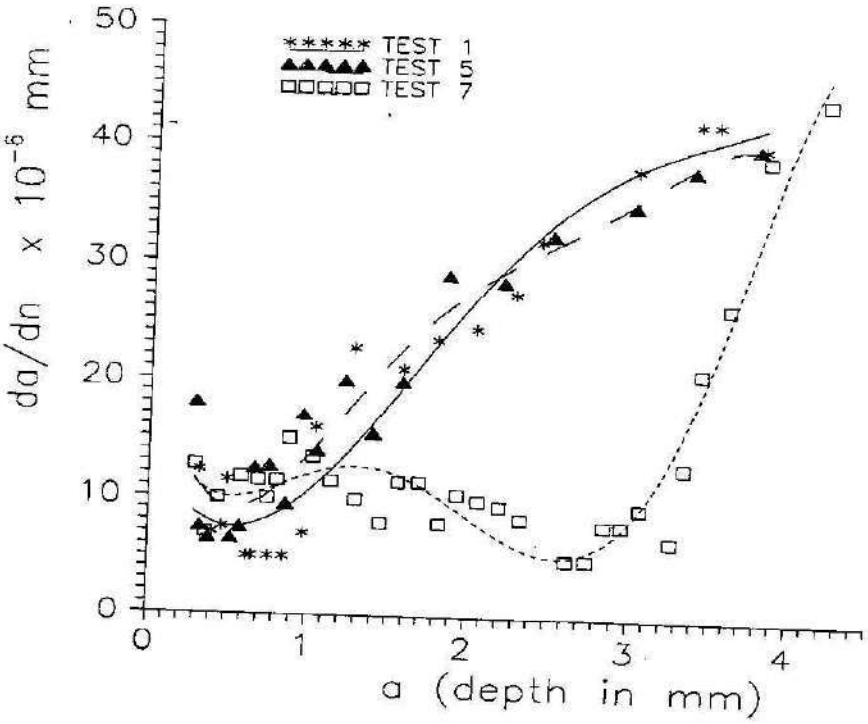


Figura 5.11 Velocidades de propagación da/dn en función de la profundidad de la fisura en los ensayos 1 (talón recto), 5 (talón recto) y 7 (rotación de arco, período 9mm, talón donde las velocidades de avance y de rotación se suman).

El proceso de coalescencia mencionado se encuentra esquematizado en la figura 4.11 de la sección 4.2. por cinco de las lecturas obtenidas durante el ensayo de la geometría tipo 3 . Estas lecturas muestran el desarrollo de la forma de la fisura, estimada por el sistema de monitoreo implementado. Puede observarse claramente el proceso de coalescencia de dos macrofisuras (iniciadas frente a los extensómetros 1 y 6).

5.3. EVALUACION DE LOS METODOS PARA GENERAR IRREGULARIDADES EN EL TALON

De los tres métodos utilizados para introducir un grado controlado de irregularidad periódica sobre el talón de soldaduras automáticas: rotación de arco, variación cíclica de la tensión de soldadura y variaciones cíclicas de la velocidad de soldadura; solo el primero mostró un efecto considerable sobre la vida a fatiga. En cuanto a los cordones de soldadura realizados con rotación de arco, se analizaron distintos períodos, los cuales tienen asociados distintos ángulos de quiebre en sus zonas internas. Estos ángulos definen además la importancia (en magnitud) de los desfasajes geométricos presentes en dichas zonas. Las zonas internas fueron en todos los casos sitios de coalescencia de las fisuras iniciadas en las zonas externas. La geometría del quiebre interno está definida fundamentalmente por el ángulo χ formado por el mismo (el cual a su vez para este método está relacionado directamente con el período de la irregularidad del talón), y parece determinar la importancia de la interacción entre fisuras adyacentes, definiendo la profundidad de fisura D_C a la cual las mismas coalescen. Los resultados indican que en general cuanto mayor es el ángulo del quiebre mayor es la profundidad a la cual se produce la coalescencia, y mayor es la vida a propagación por fatiga encontrada.

Otra importante conclusión obtenida es que, en este tipo de macrogeometrías, la microgeometría del talón (definida por el radio ρ y el ángulo α del mismo) son solo relevantes como factores de concentración de tensiones en las zonas externas del talón, donde los valores de ρ son altos y los α bajos. Las ondulaciones del talón inducidas utilizando rotación de arco generaron radios de talón pequeños en las zonas donde tuvo lugar la coalescencia de fisuras, proveyeron las mejores performances en términos de vida total a fatiga y no mostraron diferencias en cuanto a vida a iniciación respecto de las demás geometrías analizadas.

Finalmente podemos decir que los ensayos realizados en esta primer etapa permitieron definir una macrogeometría de talón que mostró un incremento considerable de la vida total a fatiga. Esto puede parecer trivial, pues se partió de la hipótesis de que un cordón con macrogeometría irregular resiste a fatiga más que un cordón con macrogeometría regular. Sin embargo, se trabajó con varias macrogeometrías que

mostraron sólo un aumento pequeño en la vida a propagación por fatiga (de un 10 %), pero se necesitaba encontrar una que mostrara variables que pudieran optimizarse para poder aumentar esas diferencias.

Se mostró además la efectividad del talón de soldadura como concentrador de tensiones, iniciador y guía de las fisuras; y, consecuentemente, la importancia de su macrogeometría y su relación con el desarrollo y coalescencia de fisuras.

5.4. EFECTO DE LA MICROESTRUCTURA SOBRE LA PROPAGACION

Con el objeto de estudiar el efecto de la microestructura sobre la propagación de fisuras por fatiga en aceros estructurales de bajo carbono, se caracterizó la propagación de fisuras por fatiga en dos materiales para tubos del tipo API N80, identificados como OLN y Q&T. El OLN (On Line Normalized) presenta una estructura ferrítico perlítica, mientras que el Q&T (Quenched and Tempered) presenta una estructura martensítica. Estos dos materiales representan condiciones microestructurales extremas entre las cuales un acero de similar composición puede variar según sea su tratamiento termomecánico previo.

Se realizaron ensayos de laboratorio sobre probetas de flexión en tres puntos tipo "banana", ver figura 5.12. Se mecanizaron entallas semielípticas superficiales en dirección longitudinal sobre las probetas. Las probetas fueron sometidas a cargas cíclicas, hasta que comenzó la propagación de fisuras a partir de las entallas. Una vez que estas fisuras estuvieron bien desarrolladas, se realizaron mediciones de da/dn y de ΔK. Se realizaron dos ensayos de propagación por cada material, aplicando amplitudes de carga de entre 5000 y 8000 N. Luego de cada ensayo se tomaron fotografías de las superficies de propagación, con el fin de revelar la evolución de la geometría de la fisura, ver figura 5.13.

Los resultados de propagación de la figura 5.14 permiten concluir que existen diferencias en las velocidades de propagación de fisuras por fatiga entre ambos materiales, si bien estas no superan las diferencias que se encuentran en ensayos para materiales similares. Se aprecia que las velocidades de propagación por fatiga en el Q&T son un 30% inferiores a las del OLN. Este efecto puede ser considerado como debido exclusivamente a las diferencias microestructurales entre ambos materiales.

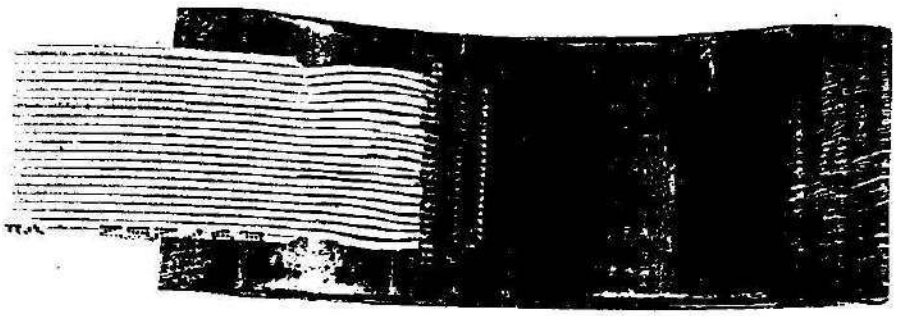


Figura 5.12 Probeta de flexión en tres puntos tipo "banana".

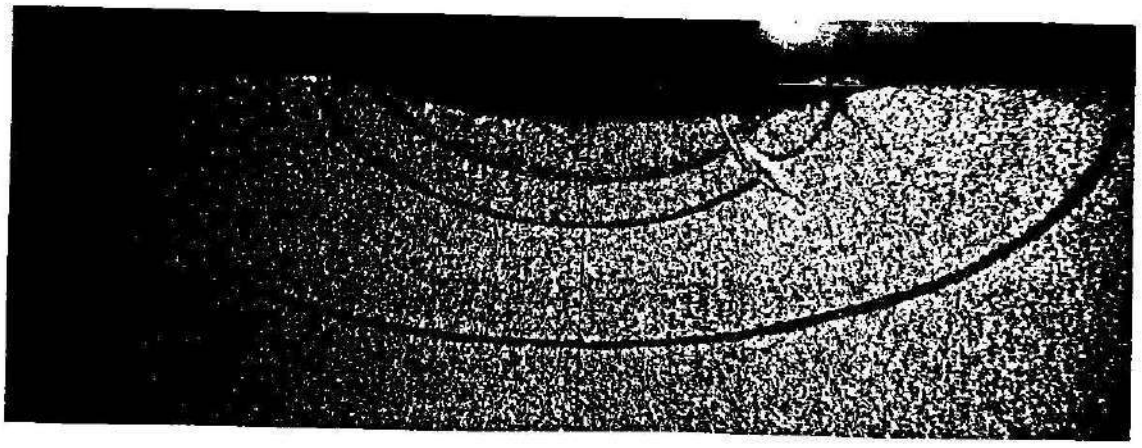


Figura 5.13 Superficie de propagación.

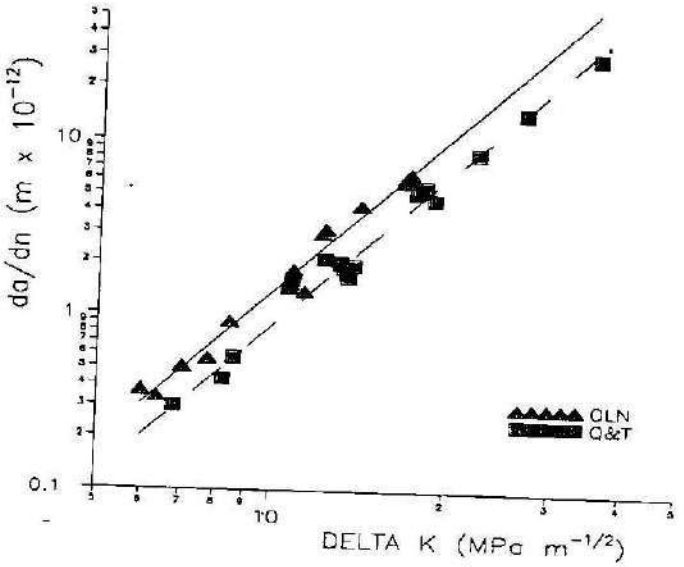


Figura 5.14 Resultados de propagación obtenidos para las dos microestructuras analizadas.

5.5. EL METODO DE ROTACION DE ARCO

5.5.1. DISPOSITIVOS Y ENSAYOS

El objetivo de esta etapa fue realizar un análisis más detallado de la macrogeometria tipo 2 (cordón realizado con rotación de arco, talón donde las velocidades de avance y de rotación se suman, ver fig. 5.2), y obtener conclusiones que permitieran definir la importancia y la influencia de algunos de los parámetros que definen la macrogeometria del talón sobre el comportamiento a fatiga, como el periodo de la irregularidad y el ángulo del quiebre en la zona interna.

A tal fin se realizaron ensayos de fatiga de probetas con este tipo de macrogeometrias y con periodos de irregularidad de 6, 9 y 12 mm (ver figura 5.15). Los ensayos fueron realizados a dos niveles de carga distintos y los datos obtenidos fueron comparados con los correspondientes a ensayos de probetas con cordones rectos. La figura 5.16 muestra las superficies de fractura finales del primer grupo de probetas ensayadas ($\Delta\sigma$ = 245 MPa).

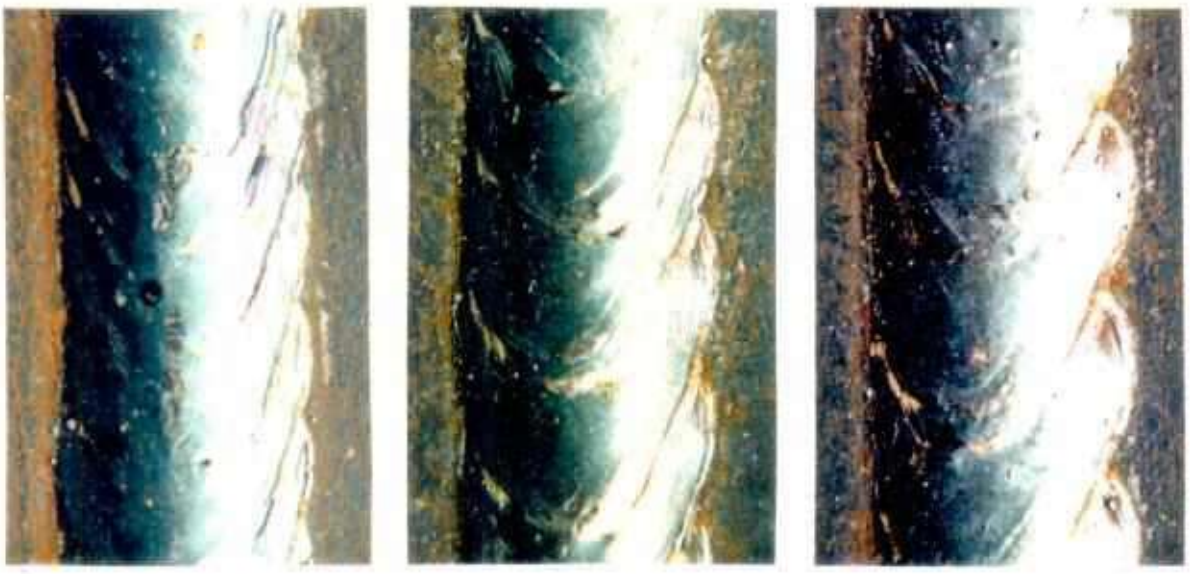


Figura 5.15 Cordones obtenidos con rotación de arco. Periodos de irregularidad de 6, 9 y 12 mm.

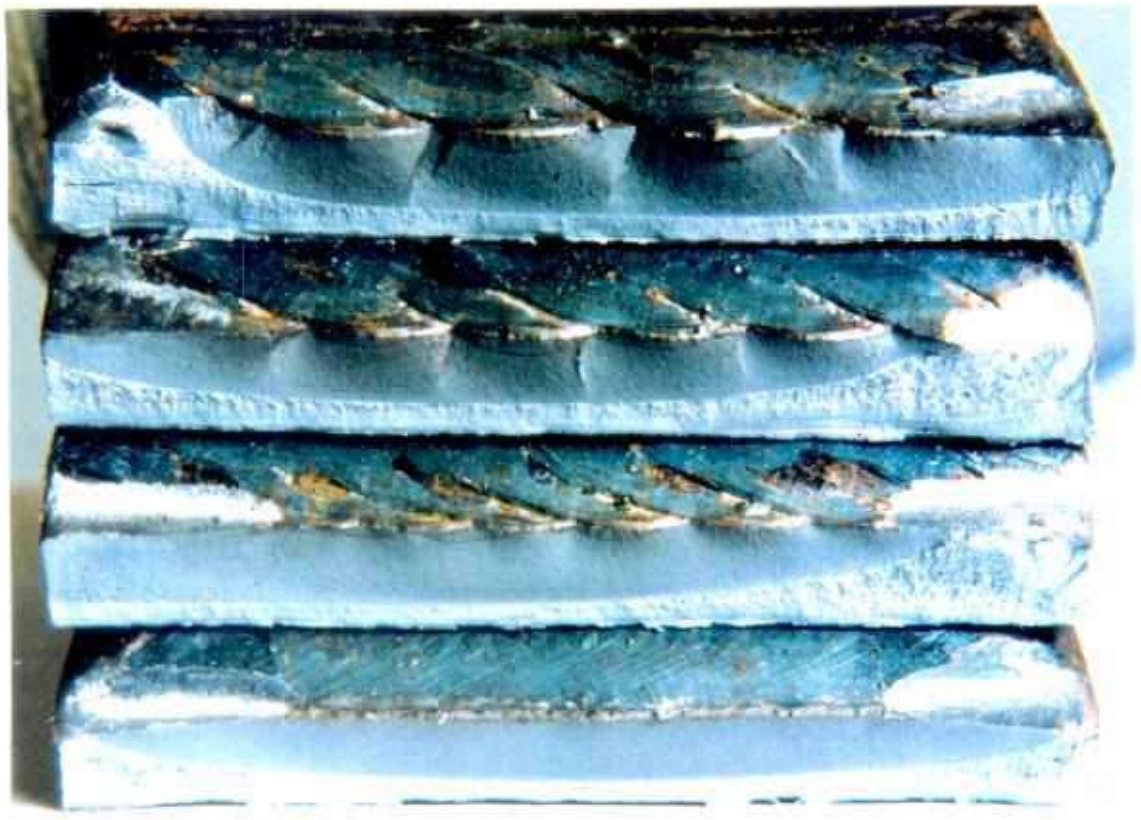


Figura 5.16 Superficies de fractura finales del grupo de probetas ensayadas a una tensión cíclica de 245 MPa.

5.5.2. RESULTADOS

A ambos niveles de carga el incremento obtenido en la vida a propagación de fisuras por fatiga fue de hasta un 100% respecto de la probeta con cordón recto (experimentado en el caso de irregularidad con periodo de 12 mm, ver tabla 5.2). También se obtuvo un incremento de la vida a iniciación por fatiga, el cual no puede ser claramente relacionado con la geometría y periodicidad del talón de soldadura, fundamentalmente por la influencia y el carácter aleatorio de los defectos de soldadura que actúan como

iniciadores (salpicaduras, inclusiones, micro-irregularidades geométricas, etc.). Sin embargo, el incremento puede atribuirse a que en las zonas donde inician las macrofisuras (zonas externas del talón, ver figs. 5.4 y 5.5) los valores del ángulo del talón de soldadura son menores que los correspondientes a cordones rectos. La transición entre la placa base y el cordón de soldadura es mas suave, lo que provoca menores concentraciones de tensiones.

Ensayo	Talón	$\Delta\sigma$	N_T	N_i	N_P
9	recto	250 MPa	280000	100000	180000
10	rotación-per=6mm		355000	150000	205000
11	rotación-per=9mm		395000	125000	270000
12	rotación-per=12mm		9	13	36
15	ecto	210 MPa	66	18	480000
13	rotación-per=9mm		990000	320000	670000
16	rotación-per=12mm		1270000	300000	970000

Tabla 5.2 Vidas de iniciación (N_i), propagación (N_P) y total (N_T) a fatiga para probetas bead-on-plate soldadas automáticamente.

Las figuras 5.17 y 5.18 muestran el desarrollo de la profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_P obtenido para los dos grupos de probetas ensayadas.

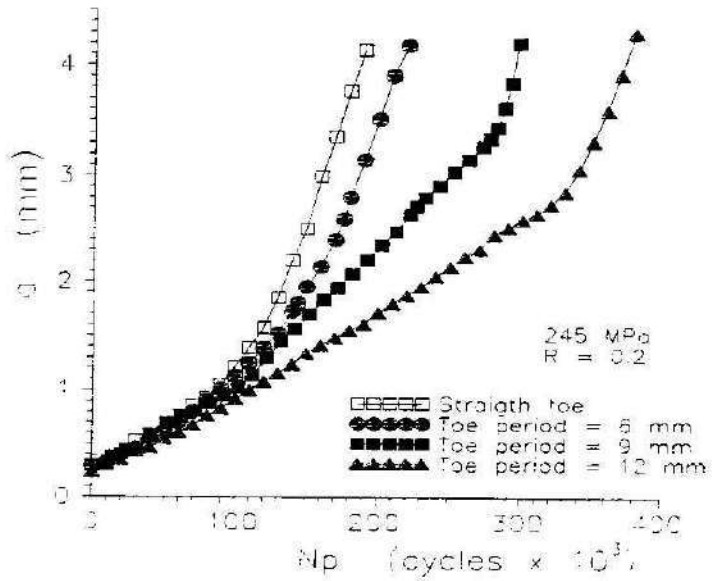


Figura 5.17 Profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_p para los ensayos 9, 10, 11 y 12, correspondientes a períodos de irregularidad igual a ∞ (talón recto), 6, 9 y 12 mm. $\Delta\sigma$ = 245 MPa.

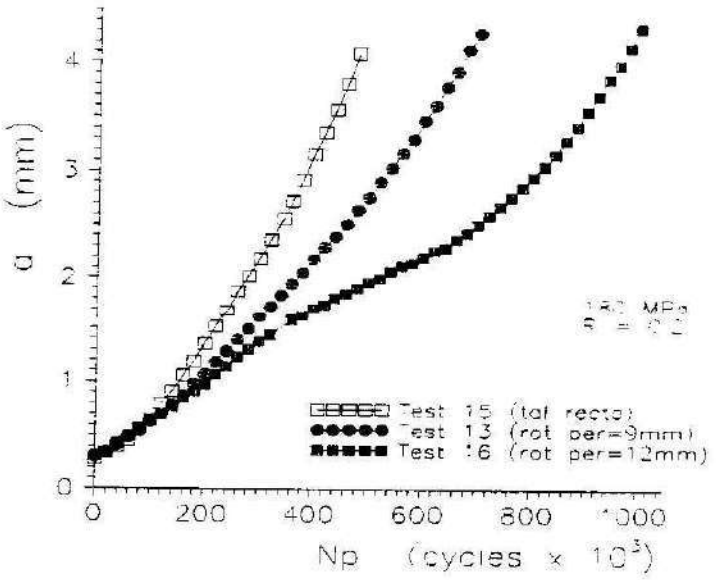


Figura 5.18 Profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_p para los ensayos 15, 13 y 16, correspondientes a períodos de irregularidad igual a ∞ (talón recto), 9 y 12 mm. $\Delta\sigma$ = 180 MPa.

La figura 5.19 muestra la variación de la velocidad de propagación en función de la profundidad de fisura para el grupo de probetas ensayadas a 245 MPa. El proceso de coalescencia observado para la macrogeometría de 6mm de período ocurre relativamente temprano en la etapa de propagación, lo cual verifica en comportamiento encontrado en el ensayo 6 con una probeta con macrogeometria de talón similar. Esto indica, como se analizó en su oportunidad, una débil interacción entre las fisuras debido fundamentalmente a la existencia de pequeños ángulos entre las puntas superficiales de las mismas. En cambio, en los ensayos de los cordones con macroirregularidad del talón con periodos de 9 y 12 mm, el proceso de coalescencia fue retardado hasta una profundidad de aproximadamente 3 mm, resultado de una importante interacción entre las fisuras.

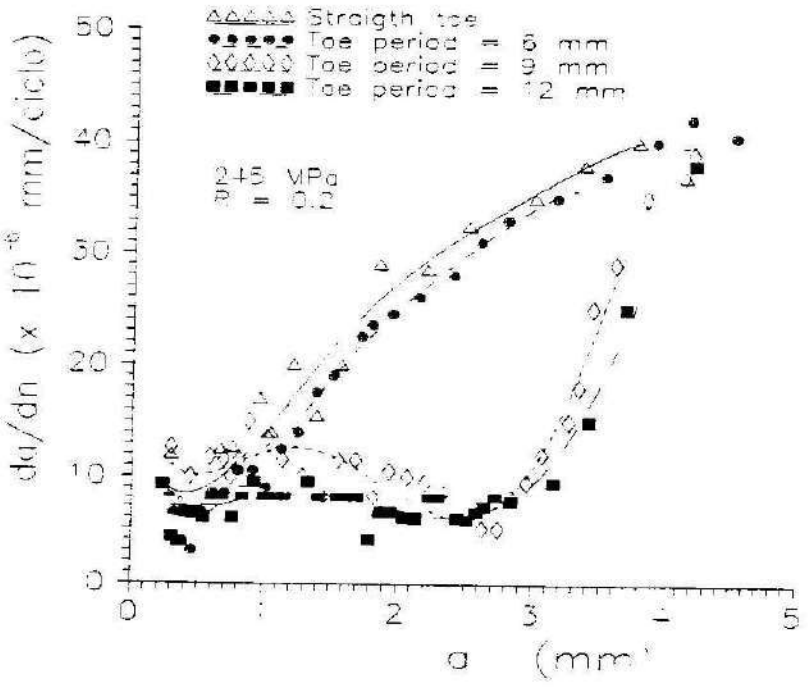


Figura 5.19 Velocidad de propagación da/dn en función de la profundidad de la fisura en los ensayos 9, 10, 11 y 12, correspondientes a periodos de irregularidad igual a ∞ (talón recto), 6, 9 y 12 mm. $\Delta\sigma$ = 245 MPa.

Para estas últimas dos macrogeometrías la diferencia encontrada en cuanto a vida a fatiga no fue muy grande. El ángulo χ formado por el quiebre del talón en la zonas

internas disminuye con el aumento del periodo de la irregularidad. A medida que disminuye el valor de χ aumenta la efectividad del quiebre como anclaje de las fisuras. Pero existe un valor límite por debajo del cual las fisuras no son guiadas efectivamente por el talón de soldadura abandonando el mismo y desviándose hacia la dirección perpendicular a las tensiones máximas de tracción. Este comportamiento fue experimentado en quiebres del talón de soldadura con ángulos χ menores que 95 a 100º, ángulos que pueden encontrarse en los cordones realizados con rotación de arco y con períodos de irregularidad de 11 0 12 mm, que es el caso extremo analizado en esta etapa.

Los resultados obtenidos permitieron definir limitaciones sobre algunos parámetros que definen la macrogeometría analizada, a tener en cuenta en la optimización de la misma:

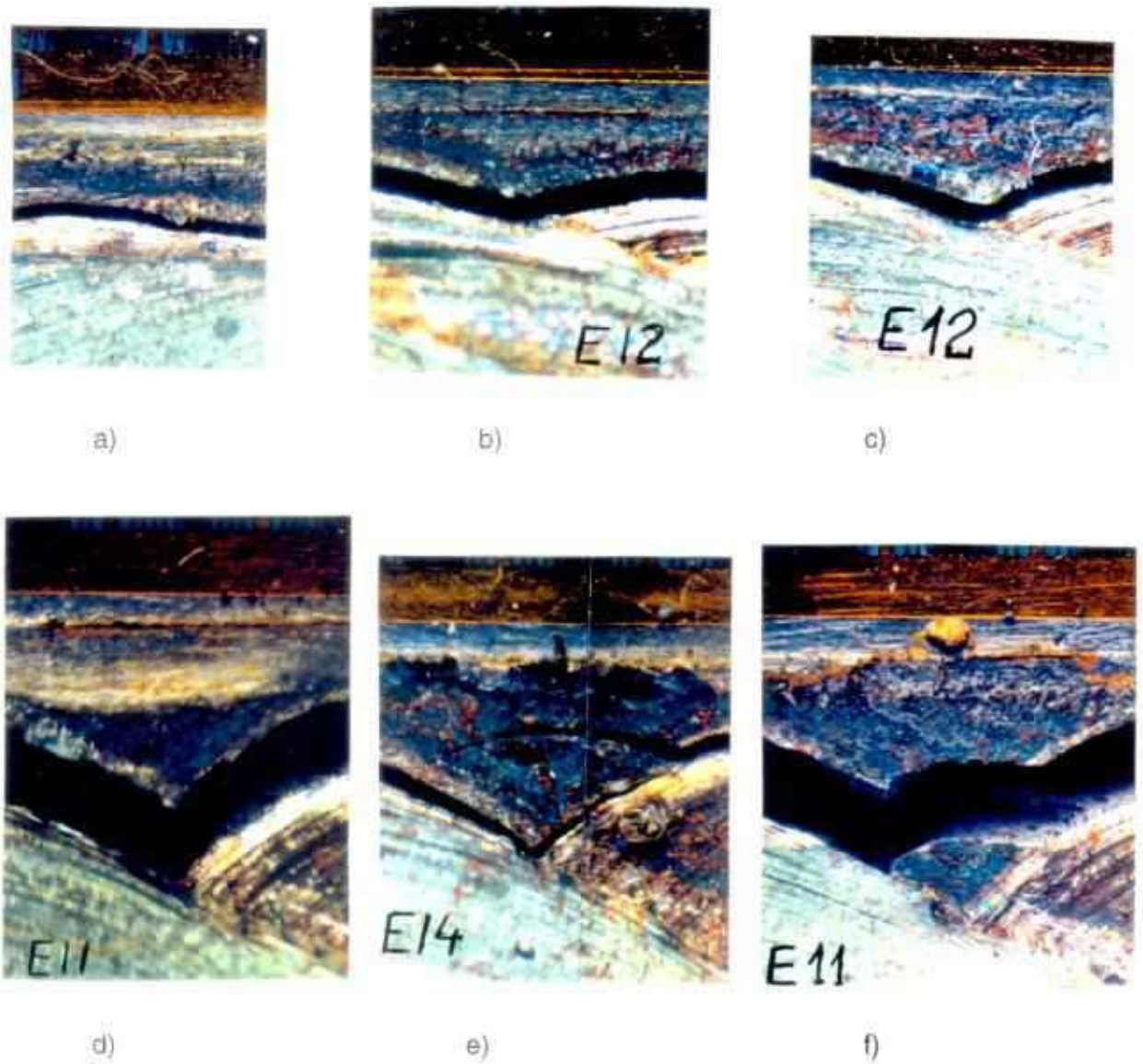
- Variaciones del ancho del cordón: La variación del ancho del cordón está relacionada con la frecuencia de rotación, amplitudes, períodos, etc.. Tiene una limitación de máxima, no puede ser muy grande por razones prácticas. Por ej., no mayor que el 20% del ancho medio del cordón, y/o no superior a 3 o 4 mm.

- Periodicidad de la irregularidad del talón: debe ser la menor posible. Las zonas internas del talón actúan como anclaje de las puntas superficiales de la fisura. Esto determina el valor de la longitud superficial de la misma. Si efectivamente se experimenta un anclaje de las puntas superficiales, la fisura crecerá en profundidad alcanzando más rápidamente valores altos de a/c. Al crecer solo en profundidad, y a igual valor de a, menores períodos dan lugar a menores valores de c, y por lo tanto mayores valores de a/c. Y como vimos en la sección 3.4 esto es importante para obtener menores velocidades de propagación y por lo tanto menores vidas a propagación por fatiga.

- El quiebre en las zonas internas (ver fisura 5.20): Los resultados indican que la mayor efectividad del quiebre del talón en las zonas internas es máximo cuando el ángulo χ formado por el mismo se encuentra entre 95 y 105º, dando una limitación de mínima. A medida que disminuye el valor del ángulo aumenta la efectividad del quiebre como anclaje de las fisuras, pero existe un valor límite por debajo del cual las fisuras no son guiadas efectivamente por el talón de soldadura, abandonando el mismo y desviándose hacia la dirección perpendicular a las tensiones máximas de tracción. En este caso, el lugar de desvío queda además influenciado por algún defecto particular presente sobre el talón en

el camino de la fisura (salpicaduras, microirregularidad del talón, etc.).

Por otro lado, un ángulo χ grande permite que las fisuras coalezcan rápidamente evitando una importante interacción elástica entre las mismas, lo cual nos da una limitación de máxima.



a) b) c)

d) e) f)

Figura 5.20 Efectividad del quiebre del talón en función del ángulo χ formado por el mismo. a) Talón recto, b) $\chi = 165^{\circ}$, c) $\chi = 150^{\circ}$, d) $\chi = 115^{\circ}$, e) $\chi = 100^{\circ}$, y f) $\chi = 95^{\circ}$.

6. EL METODO DE LOS "8" (DOBLE ROTACION DE ARCO)

6.1. DISPOSITIVOS Y ENSAYOS

La utilización de la rotación de arco provee los dos talones de un mismo cordón con distintas geometrías. En soldadura de unión generalmente es necesario que los dos talones sean iguales. Por esto fue necesario desarrollar un método que permitiera obtener cordones con talones similares. Para ello se adaptó y se puso en funcionamiento una mesa con dos movimientos lineales cruzados controlados independientemente, ver figura 6.1. Los movimientos independientes de la mesa en las direcciones principales del plano horizontal definido como x-y fueron controlados desde una PC. El programa desarrollado para el control de la mesa permitió realizar cordones utilizando un movimiento relativo placa-arco como el esquematizado en la figura 6.2. La simetria de la figura resultante con respecto al eje x (definido en coincidencia con la dirección de soldadura), permite lograr talones similares a ambos lados del cordón.

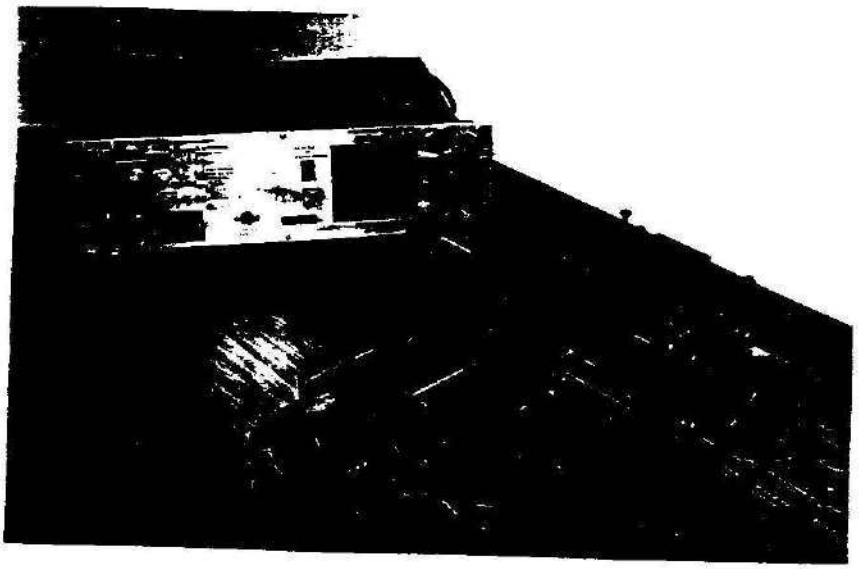


Figura 6.1 Mesa XY con movimientos lineales cruzados controlados independientemente.

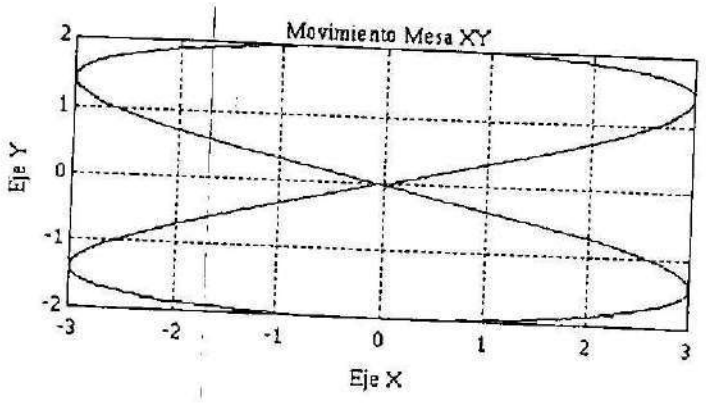
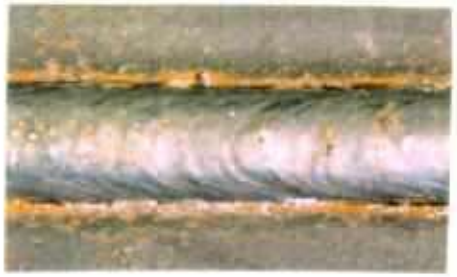


Figura 6.2 Movimiento relativo placa-arco en forma de "8" utilizado para la obtención de los cordones analizados.

Se analizaron tanto la periodicidad de la macrogeometría de los talones como la irregularidad obtenida en cada período, modificando parámetros tales como velocidad de avance de soldadura, corriente y tensión de soldadura, frecuencia de los movimientos de la mesa y amplitud de los mismos. Es importante mencionar que las macrogeometrías obtenidas para ambos talones se encuentran desfasadas entre sí en medio período.

Se analizaron las macrogeometrías de cordones obtenidos utilizando distintas frecuencias, amplitudes y parámetros de soldadura. A partir del análisis geométrico se definieron dos macrogeometrías de igual período de irregularidad (9 mm) y con distintos ángulos de quiebre χ (90º y 130º), y se las comparó con cordones regulares (rectos, ψ=180º) en cuanto a resistencia a fatiga (ver figura 6.3).



V = 20 V
I = 150 A
v = 18 cm/min
Talón recto

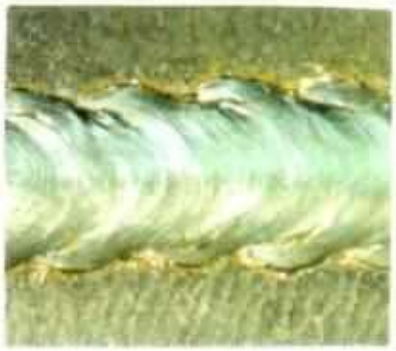
V = 25 V
I = 250 A
v = 18 cm/min
P = 9 mm
X_0 = 0.5 mm
Y_0 = 2.2 mm
w = 1.85 rad/s
χ = 130°

V = 25 V
I = 250 A
v = 18 cm/min
P = 9 mm
X_0 = 0.5 mm
Y_0 = 2.2 mm
w = 1.85 rad/s
χ = 90°

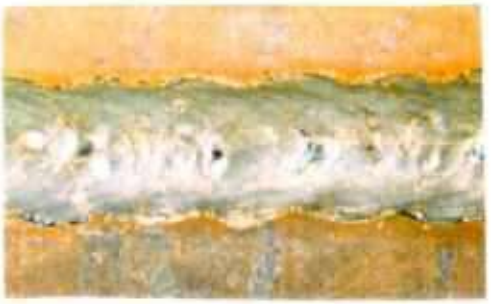
Figura 6.3 Fotografías de los cordones analizados. Parámetros de soldadura y parámetros que definen el movimiento de la mesa XY y la macrogeometría de talón obtenida.

6.2. DISCUSION DE RESULTADOS

La frecuencia y las amplitudes de los movimientos cíclicos de la mesa y la velocidad de avance de soldadura definen el movimiento relativo placa-arco. Pero la macrogeometría de los talones y del cordón obtenidas son además definidas por la corriente (I) y la tensión (V) de soldadura. Estas variables definen el valor medio del ancho del cordón de soldadura y relativizan la importancia de la irregularidad de talón obtenida.



V = 25 V X_0 = 0.42 mm
I = 250 A Y_0 = 3.92 mm
v = 18 cm/min w = 1.8 rad/s



V = 30 V X_0 = 0.7 mm
I = 300 A Y_0 = 2 mm
v = 30 cm/min w = 3.5 rad/s

V = 25 V X_0 = 0.5 mm
I = 250 A Y_0 = 2.2 mm
v = 30 cm/min w = 3.5 rad/s

V = 30 V X_0 = 0.7 mm
I = 300 A Y_0 = 2.5 mm
v = 30 cm/min w = 3 rad/s

V = 25 V X_0 = 0.5 mm
I = 250 A Y_0 = 2.2 mm
v = 30 cm/min w = 3.5 rad/s

Figura 6.4 Distintos cordones obtenidos variando los valores de X_0, Y_0, w, V, I y v.

Las fotos de la figura 6.4 muestran cordones obtenidos con distintos movimiento relativo placa-arco y distintos valores de I y V. El período de la irregularidad del talón queda definido por la frecuencia del movimiento relativo cíclico placa-arco y de la velocidad de avance de soldadura, pero la importancia de la irregularidad disminuye considerablemente con el aumento de los valores de I y V. Esto muestra una relación entre los valores de I y V y las amplitudes de los movimientos relativos cíclicos placa-arco. Cuanto mayores sean los valores de I y V, mayores deberán ser las amplitudes de los movimientos a fin de obtener el mismo grado de irregularidad (respecto del ancho del cordón).

El tipo de movimiento cíclico también es importante en el resultado final de la irregularidad del talón. Las partes mas importantes del ciclo son las externas ($y = y_0$ o $-y_0$), las cuales definen la macrogeometría del talón (ver fig. 6.2).

La figura 6.5 muestra las vidas a iniciación N_i y total N_T por fatiga obtenidas para los tres talones ensayados.

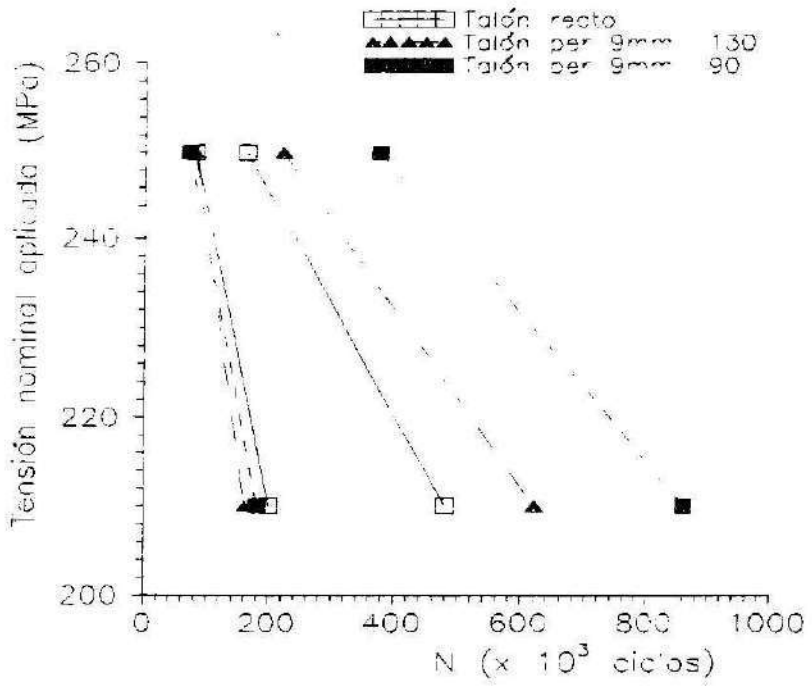


Figura 6.5 Vidas a iniciación N_i y total N_T a fatiga correspondientes a los tres talones analizados

En cuanto a la vida a iniciación de fisuras por fatiga no se encontraron grandes diferencias (solo de hasta un 25%). La vida a iniciación fue determinada fundamentalmente por los defectos existentes en los talones de soldadura, los cuales fueron importantes en los cordones analizados debido a que los parámetros de soldadura utilizados determinaron una transferencia por cortocircuito. Las amplitudes máximas disponibles de los movimientos xy realizados por la mesa determinaron los máximos parámetros de soldadura que permitieron obtener las macroirregularidades buscadas. Estos parámetros (150 A, 20V) fueron bajos comparado con los parámetros óptimos de la máquina de soldadura utilizada (300 A, 30 V, transferencia spray), por lo que se obtuvo un salpicado importante.

Las figuras 6.6 y 6.7 muestran las curvas de la profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_p, a los dos niveles de carga utilizados (figura 6.6 $\Delta\sigma$=250 MPa, figura 6.7 $\Delta\sigma$=210 MPa).

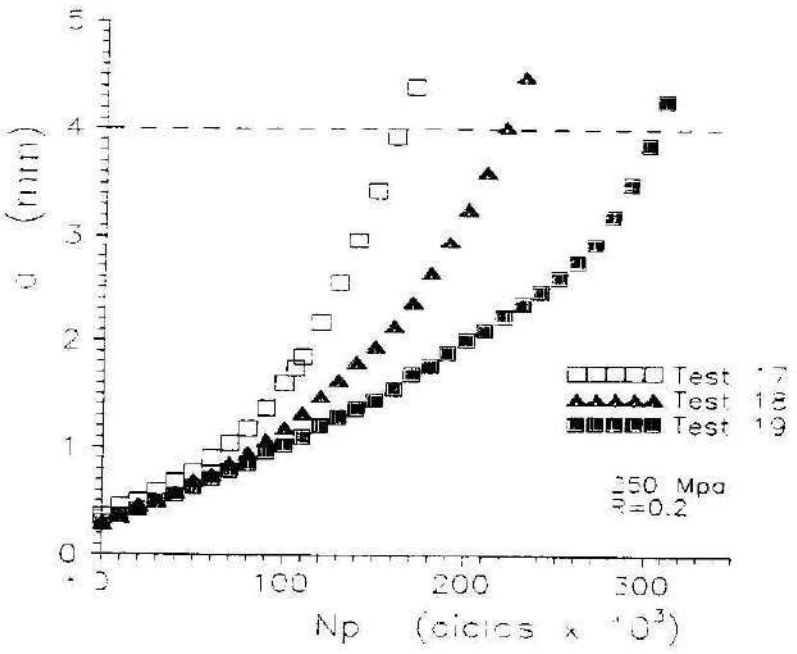


Figura 6.6 Profundidad de la fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_p para los ensayos 17 (talón recto), 18 (P=9mm, χ=130º) y 19 (P=9mm, χ=90º). $\Delta\sigma$ = 250 MPa.

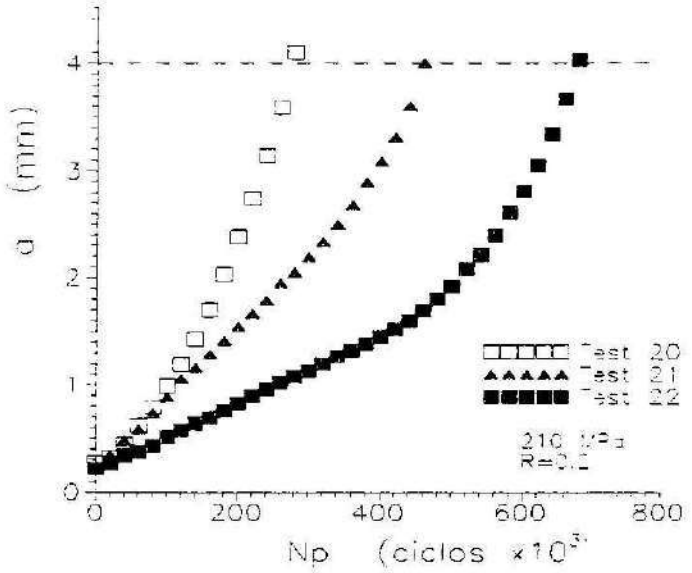


Figura 6.7 Profundidad de la fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_p para los ensayos 20 (talón recto), 21 (P=9mm, χ=130º) y 22 (P=9mm, χ=90º). $\Delta\sigma$ = 210 MPa.

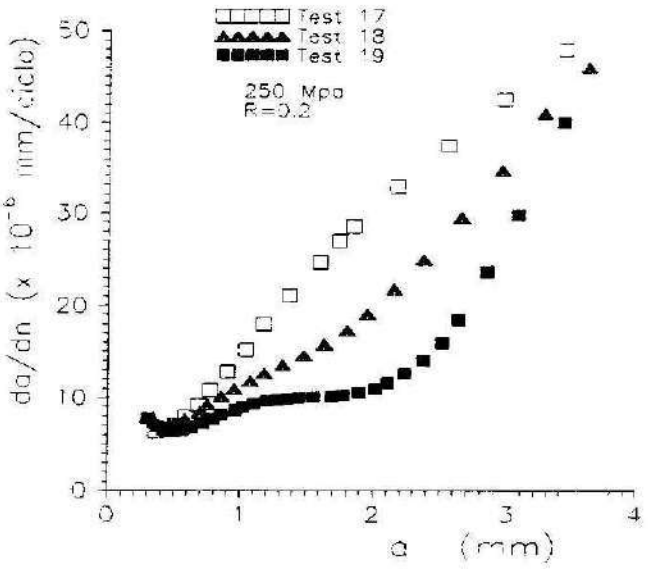


Figura 6.8 Velocidad de propagación da/dn en función de la profundidad de la fisura en los ensayos 17 (talón recto), 18 (P=9mm, χ=130º) y 19 (P=9mm, χ=90º). $\Delta\sigma$ = 250 MPa.

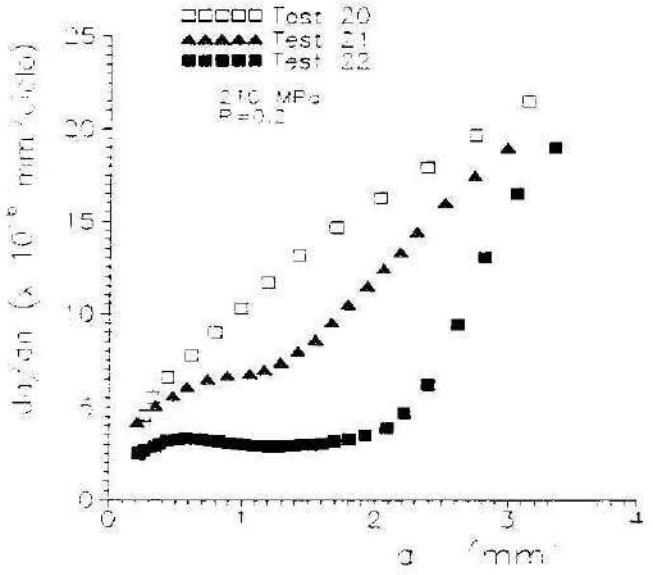
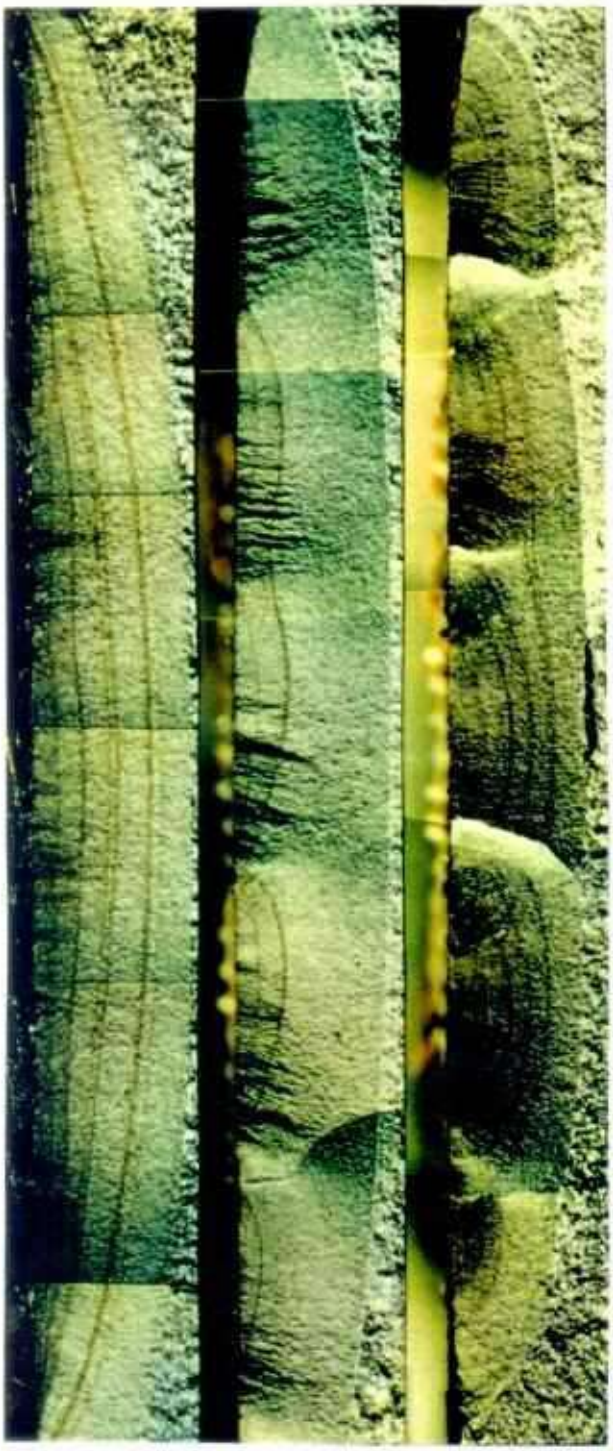


Figura 6.9 Velocidad de propagación da/dn en función de la profundidad de la fisura en los ensayos 20 (talón recto), 21 (P=9mm, χ=130º) y 22 (P=9mm, χ=90º). $\Delta\sigma$ = 210 MPa.

Las figuras 6.8 y 6.9 muestran la variación de la velocidad de propagación de fisura en función de la profundidad de la misma. El comportamiento a propagación de fisuras por fatiga encontrado fue el esperado, similar al observado para la macrogeometría tipo 2 del capítulo anterior. Las Figuras 6.10 y 6.11 presentan las superficies de fractura obtenidas en los dos grupos de probetas ensayadas en esta etapa. Pueden observarse las fisuras desarrolladas, iniciadas en las zonas externas y coalescidas en las zonas internas. La coalescencia de estas fisuras tiene lugar a profundidades de fisura que aumenta con la disminución del ángulo del quiebre del talón de soldadura en las zonas internas, permitiendo que las fisuras desarrollen relaciones de aspecto mayores y por lo tanto experimenten velocidades de propagación menores a rangos de profundidades de fisura mayores. Esto lleva a mayores vida a propagación, pudiéndose lograr aumentos de hasta un 135% con respecto a un talón recto, como en el caso del ensayo 22.

El ensayo 22 correspondió a una macrogeometría con ángulo de quiebre de alrededor de 90º. Su efectividad no fue la óptima, debido a que, como vimos en la etapa anterior, para ángulos del quiebre del talón menores que entre 90 y 95º, las fisuras no son guiadas efectivamente por el talón de soldadura, abandonando el mismo y desviándose hacia la dirección perpendicular a las tensiones máximas de tracción. En este caso el cruce fue beneficiado por la existencia de dicho talón de importantes defectos.

La figura 6.12 muestra la profundidad de fisura a la cual se produjo la coalescencia en función del ángulo del quiebre del talón en las zonas internas de distintas macrogeometrías ensayadas en las distintas etapas (ver ejemplos de la fig. 5.20). Puede apreciarse que a medida que disminuye el ángulo del quiebre aumenta la profundidad a la cual se produce la coalescencia, existiendo un límite inferior por debajo del cual comienza a disminuir, producto de la disminución de la efectividad del talón para guiar la fisura hacia los quiebres internos. El hecho de que las fisuras no alcancen estos quiebres internos no permite que las mismas se desfasen o aumenten el ángulo entre sus planos a fin de experimentar una mayor interacción elástica. Los casos visibles en que hubo cruces de fisuras ayudados por defectos están incluidos en la figura dentro de los casos de ángulos de quiebre menores de 100º. Es necesario recordar que estos defectos solo se encontraron presentes en los ensayos de esta última etapa, producto de los parámetros de soldadura utilizados.



a b c

Figura 6.10 Superficies de fractura obtenidas en el primer grupo de ensayos ($\Delta\sigma$ = 250 MPa). a) Talón recto, b) P = 9 mm, χ = 130º, c) P = 9 mm, χ = 130º.

Figura 6.11 Superficies de fractura obtenidas en el primer grupo de ensayos ($\Delta\sigma$ = 210 MPa). a) Talón recto, b) P = 9 mm, χ = 130°, c) P = 9 mm, χ = 130°.

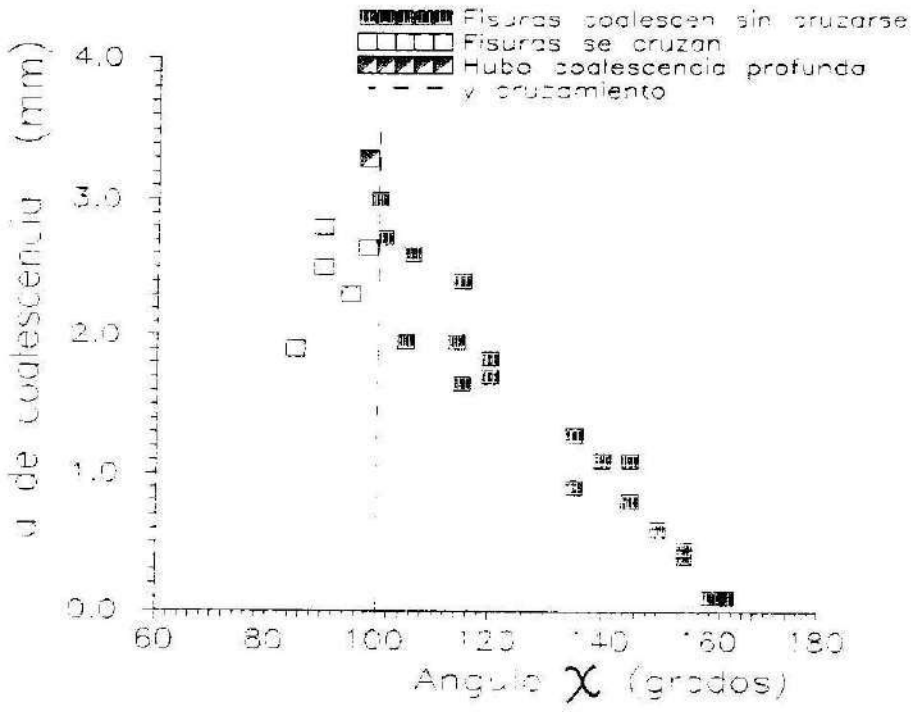


Figura 6.12 Profundidad de fisura a la cual se produjo la coalescencia de las fisuras en función del ángulo χ del quiebre del talón en las zonas internas de distintas macrogeometrías ensayadas.

La pérdida de la efectividad del talón como guía de las fisuras puede explicarse con la ayuda del esquema de la figura 7.13.

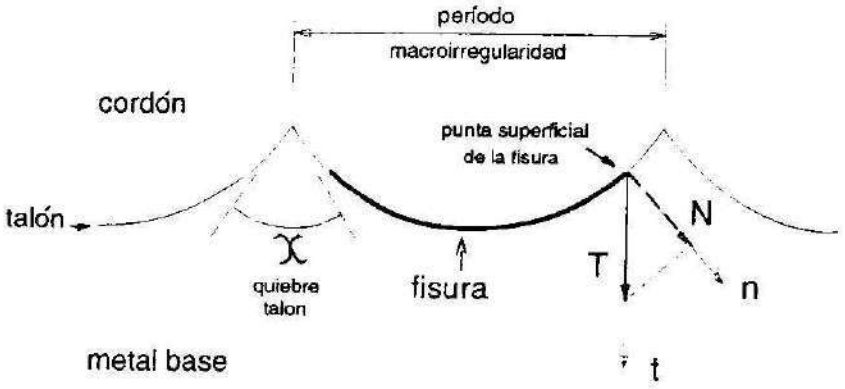


Figura 6.13 Esquema del quiebre del talón.

A medida que la fisura propaga superficialmente guiada por el talón debido a la concentración de tensiones y del daño previo producido por la misma, la dirección perpendicular a la punta de la fisura (normal n) va aumentando el ángulo que forma con la dirección de las tensiones máximas de tracción aplicadas T (dirección dada por t). Esto hace que la componente de tracción N que solicita a la fisura en modo I de apertura (proyección de T sobre n) disminuya a medida que la fisura propaga hacia el quiebre interno del talón. Si el ángulo del quiebre es lo suficientemente pequeño, la componente N disminuye tanto que llega a ser menor o igual que la tensión de tracción transversal a la línea del cordón producto de la tensión nominal y del efecto de concentración de tensiones introducido por la presencia de las puntas de las fisuras.

6.3 ANALISIS COMPLEMENTARIOS

Con el fin de analizar la distribución de tensiones introducida por la macrogeometría analizada, se desarrolló un modelado numérico elástico tridimensional utilizando el método de los elementos de contorno. A la macrogeometría analizada se le asignó un período de irregularidad de 9mm, un ángulo de quiebre del talón en la zona interna de 100º, y la distribución de la microgeometria del talón a lo largo del cordón dada por la figura 5.3 de la sección 5.2.. El modelado, ver figuras 6.14, 6.15, 6.16 y 6.17, mostró que las máximas tensiones transversales en las zonas externas del talón es de un 50% mayor que en las zonas internas del mismo (590 Mpa contra 390 MPa para una tensión nominal de flexión de 200 MPa).

De la relación de los conceptos y valores mencionados surge que la tensión aplicada en modo I de apertura sobre una única fisura creciendo superficialmente a lo largo del talón desde la zona externa hacia la zona interna del mismo, varía desde 600 MPa a 300 MPa aproximadamente para el caso de un ángulo de quiebre del talón de 100º. Si este ángulo es de 90º podría disminuir hasta 250 MPa, por lo que estaríamos muy cerca de los 200 MPa correspondientes a la tensión transversal nominal aplicada, lo que explica la perdida de efectividad del talón de soldadura en la guía de la fisura hasta la zona mas profunda del quiebre del talón.

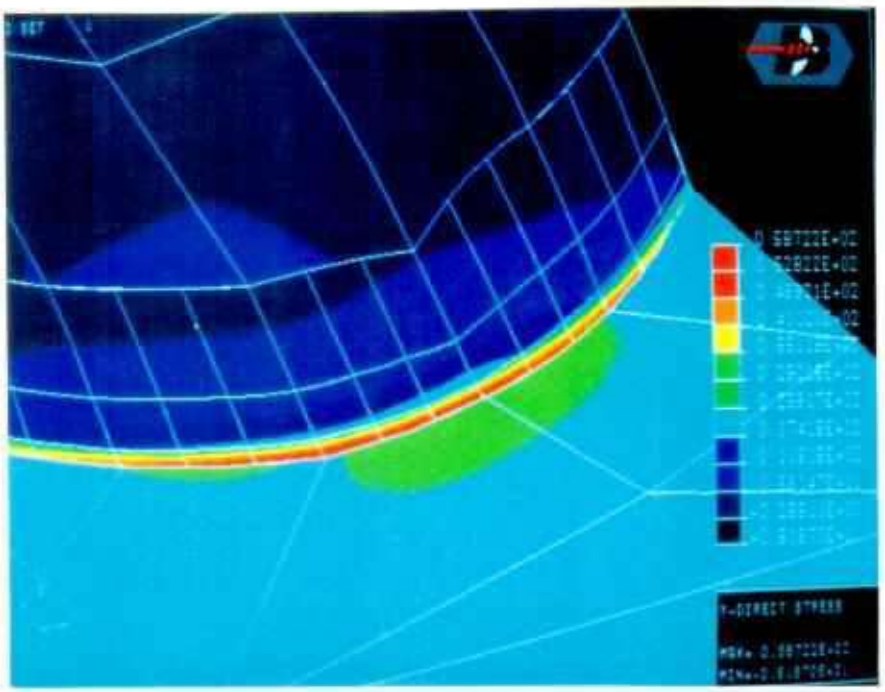


Figura 6.14 Resultados del modelado numérico elástico tridimensional utilizando el método de los elementos de contorno. Zona externa del talón.

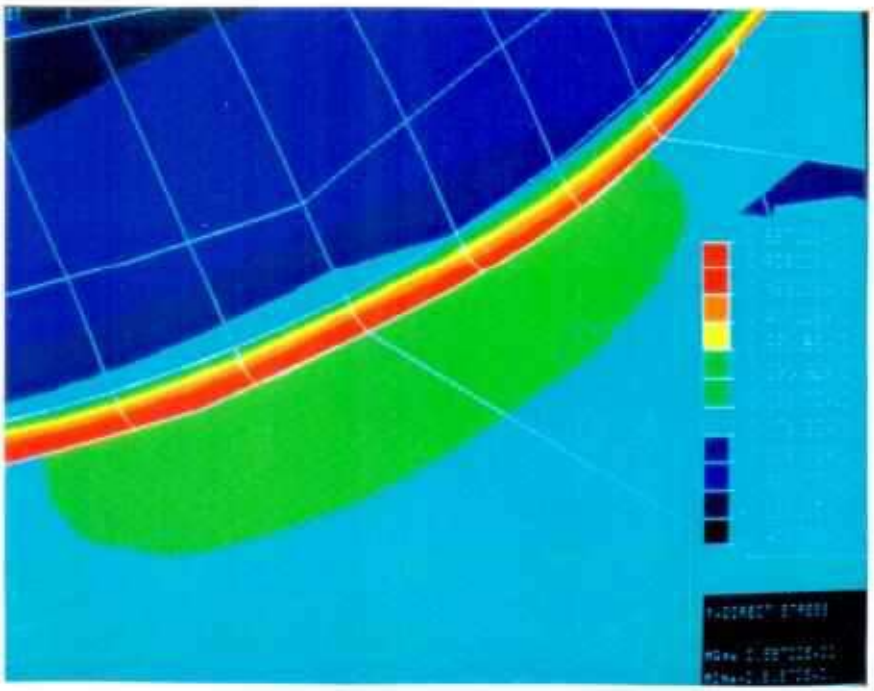


Figura 6.15 Resultados del modelado numérico elástico tridimensional utilizando el método de los elementos de contorno. Detalle de la zona externa del talón.

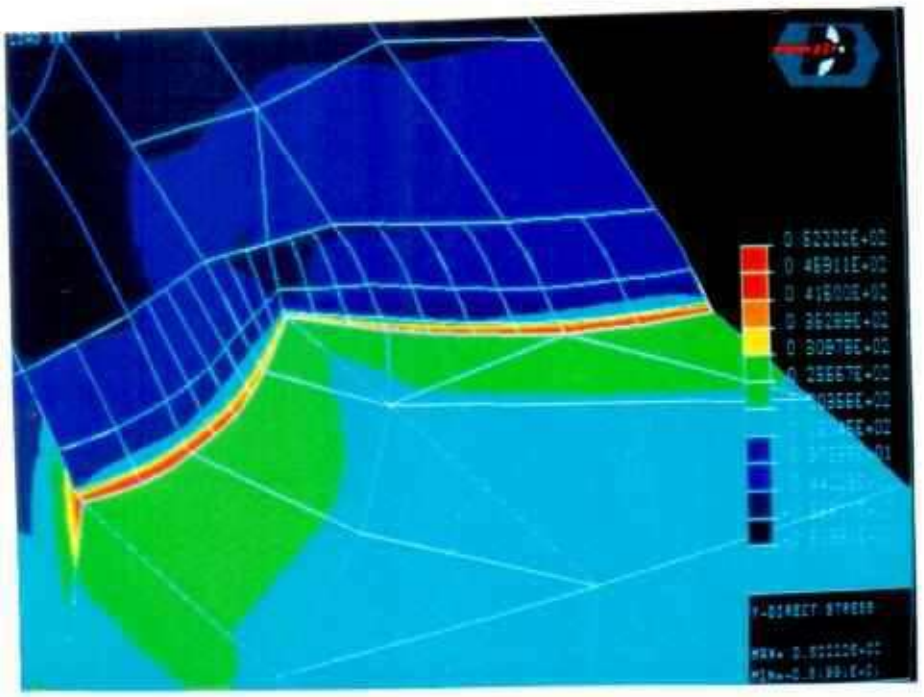


Figura 6.16 Resultados del modelado numérico elástico tridimensional utilizando el método de los elementos de contorno. Zona interna del talón.

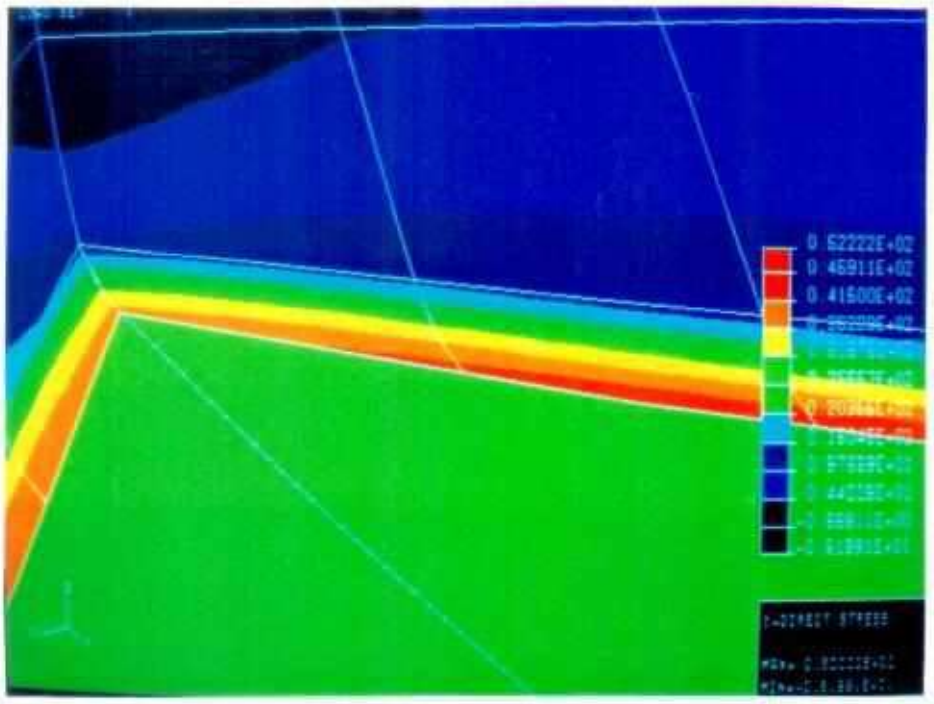


Figura 6.17 Resultados del modelado numérico elástico tridimensional utilizando el método de los elementos de contorno. Detalle de la zona interna del talón.

Talón	$\Delta\sigma$	N_i	N_T
Recto	300 MPa	450000	560000
Quiebre talón 130º		400000	520000
Quiebre talón 90º		260000	440000

Tabla 6.1 Vida a iniciación N_i y total N_T por fatiga. Ensayos a fatiga de cordones cargados longitudinalmente.

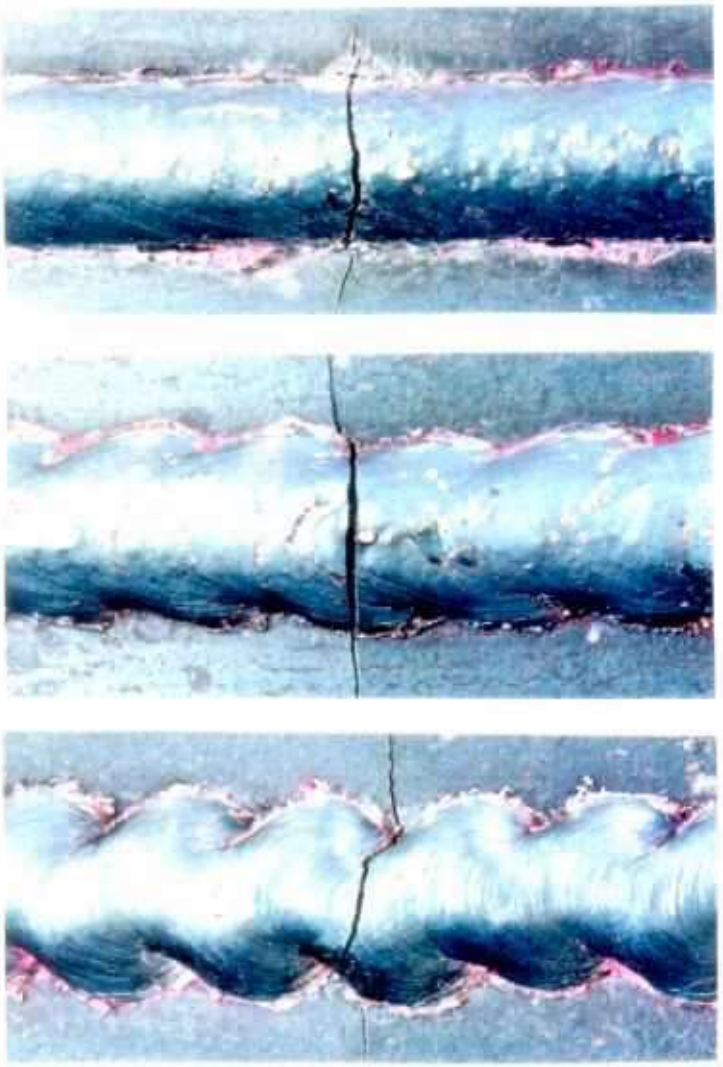


Figura 6.18 Fisuras desarrolladas en los tres cordones ensayados longitudinalmente a fatiga.

Este análisis fue realizado sin tener en cuenta el desarrollo de las tensiones longitudinales debido al efecto Poisson, las cuales son importantes debido a que el estado de tensiones desarrollado en las probetas ensayadas es de deformación plana. Las tensiones longitudinales desarrolladas afectan muy poco las tensiones transversales, que son las aplicadas en su totalidad en modo I de apertura sobre las fisuras creciendo superficialmente en las zonas externas del talón. Sin embargo, a medida que las fisuras se acercan al quiebre del talón, comienzan a ser solicitada en modo de apertura por una componente de las mencionadas tensiones longitudinales, aumentando la tensión total efectiva para la propagación de la fisura.

El tamaño de la zona plástica asociada al talón de soldadura fue estimado por medio de modelado numérico elástico utilizando el método de los elementos de contorno. El tamaño para carga estática fue de 0.5mm para una tensión nominal aplicada de 250 MPa (tensión máxima utilizada en los ensayos). Teniendo en cuenta lo expuesto en la sección 2.1. en cuanto a que la zona plástica en carga cíclica es aproximadamente la cuarta de la estática podemos decir que 0.2 mm es un valor conservativo aceptable. Esto verifica la aplicabilidad de la LEFM a partir de una profundidad de fisura de 0.3mm, que fue considerada como inicial para la etapa de propagación de fisura por fatiga analizada en este trabajo.

Con el fin de analizar la influencia de las macrogeometrías analizadas en esta última etapa en cuanto a vida a fatiga, se realizaron ensayos de probetas solicitadas en flexión de tres puntos con los cordones de soldadura sometidos a tensiones longitudinales. La figura 6.19 muestra las tres macrogeometrías analizadas ya fisuradas.

El ensayo fue finalizado cuando las fisuras abarcaban todo el cordón de soldadura. La tabla 6.1 muestra los resultados obtenidos.

Talón	$\Delta\sigma$	N_i	N_T
Recto	300 MPa	450000	560000
Quiebre talón 130º		400000	520000
Quiebre talón 90º		260000	440000

Tabla 6.1 Vida a iniciación N_i y total N_T por fatiga. Ensayos a fatiga de cordones cargados longitudinalmente.

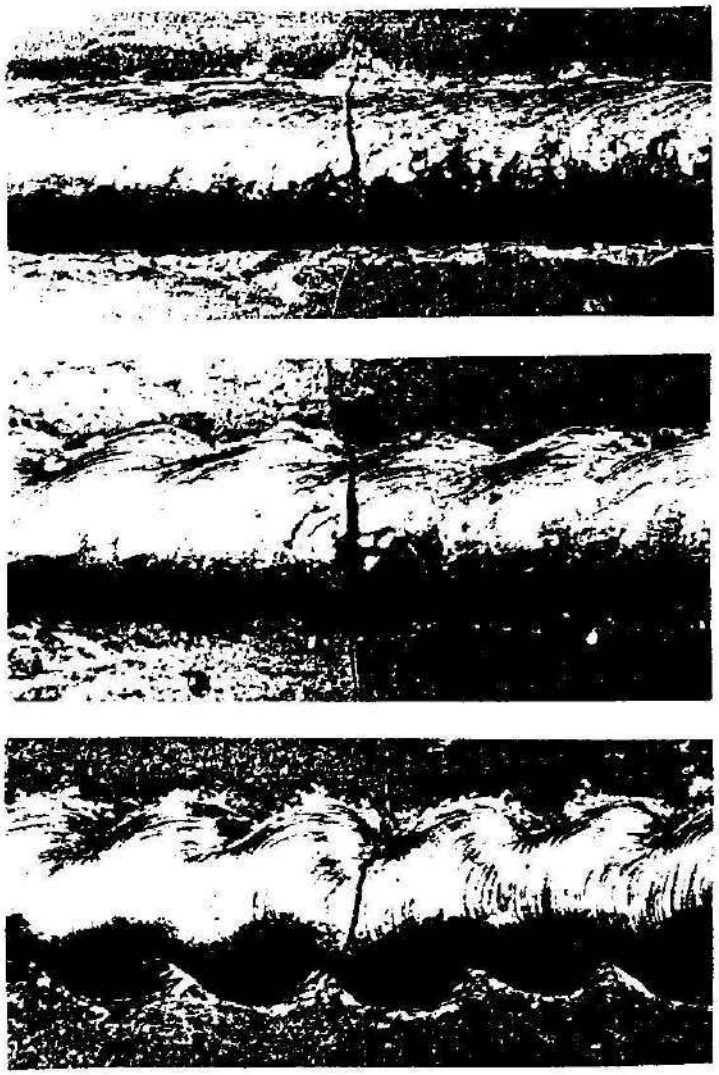


Figura 6.18 Fisuras desarrolladas en los tres cordones ensayados longitudinalmente a fatiga.

Las diferencias encontradas entre el talón recto y el talón con ángulo de quiebre de 130º no fueron importantes. Si lo fueron con respecto al talón con ángulo de quiebre de 90º, donde se obtuvo una diferencia del 30% a favor del talón recto. Esta diferencia fue el resultado de una mayor vida a iniciación (+73%), que fue en parte compensada por una mayor vida a propagación en el caso del talón con quiebre interno (+64%).

La disminución de la vida a fatiga encontrada corresponde al caso extremo de una macrogeometría con ángulo del quiebre de talón de 90º y el cordón de soldadura de menor calidad obtenido en este trabajo. Si consideramos además que las tensiones longitudinales involucradas superaban la tensión de fluencia del material (270 MPa), podemos decir que este tipo de macrogeometría no disminuye considerablemente las propiedades a fatiga longitudinal del cordón de soldadura.

También se llevaron a cabo los mismos ensayos sobre las dos macrogeometrías extremas a un nivel de tensión similar a los utilizados en los ensayos a fatiga transversal (220 MPa). Ambas macrogeometrías fueron solicitadas por un millón de ciclos sin experimentar iniciación de fisuras.

6.3. MODELADO FRACTOMECANICO

El modelo LEFM desarrollado en la sección 4.4 permitió determinar los valores de C y m del material utilizado para obtener la ecuación de Paris-Erdogan y así modelar la velocidad de propagación de las fisuras en función de ΔK. En la sección 6.2. se obtuvo una relación entre la profundidad de fisura a la cual se produjo la coalescencia en función del ángulo del quiebre del talón en las zonas internas de distintas macrogeometrías ensayadas (ver fig. 6.11). La relación fue considerada lineal y definida por la ecuación:

$$D_C\ [mm] = 6.73 - 0.041\ \chi \qquad 95^\circ \leq \chi \leq 160^\circ \qquad (6.1)$$

De acuerdo a lo visto en la sección 2.5. en la descripción del desarrollo de la forma de fisuras múltiples, la interacción puede ser ignorada hasta que las puntas superficiales de fisuras adyacentes se toquen o solapen y pueden ser evaluadas separadamente hasta que esto ocurra. Sin embargo, en nuestro caso la coalescencia de las fisuras se encuentra definida por la efectividad del quiebre del talón como anclaje de las fisuras. Por lo tanto se utilizó como parámetro para el modelado la profundidad de coalescencia $\mathbf{D_c}$ en función del ángulo del quiebre χ dada por la ecuación 6.1. De esta forma, la longitud superficial de la fisura **2c** fue definida hasta la coalescencia por la longitud entre dos quiebres de talón consecutivos, (ver fig. 1.1), o sea, igual al período de la macroirregularidad del talón **P** (2c = P). La relación de aspecto **a/c** queda entonces definida en función de **a** hasta una profundidad de fisura $\mathbf{a = D_c}$. Esto puede realizarse debido a que a la profundidad inicial a partir de la cual se considera la etapa de propagación (a_0 = 0.3 mm), la macrofisura ya se ha desarrollado a lo largo de casi todo el período y su forma ya puede considerarse semielíptica (ver figs. 6.10 y 6.11). La longitud superficial inicial $\mathbf{2c_0}$ de la fisura es en realidad menor que **P** y aumenta lentamente hasta igualarlo en el momento de la coalescencia, pero puede considerarse conservativamente igual a **P**. Luego de la coalescencia, se considera una única fisura semielíptica con una longitud superficial igual a la longitud del talón no amolado, ya que el inicio de la zona amolada actúa como anclaje de la fisura (ver figs. 6.10 y 6.11).

En este modelo estamos considerando fisuras simples, aisladas, despreciando la

influencia mutua y el efecto de intensificación de las tensiones debido a la redistribución producida por la presencia de fisuración múltiple. Esto es compensado en parte al despreciar conservativamente el tiempo requerido en la coalescencia de las fisuras hasta desarrollarse la fisura semielíptica final considerada.

Las figuras 6.19 y 6.20 muestran los datos experimentales y los resultados dados por el modelo LEFM de la propagación de fisuras por fatiga obtenidas para los dos grupos de ensayo presentados en la sección 5 (figs. 5.17 y 5.18). Se observa buena aproximación de las predicciones con los valores experimentales. La figura 6.21 muestran los resultados obtenidos para uno de los grupo de ensayos de probetas con cordones realizados utilizando el método de los "8", presentado en esta sección (fig. 6.6, $\Delta\sigma$=250 MPa). Se observa buena aproximación de la predicción para la macrogeometria definida por P=9mm y χ = 130º. La sobreestimación obtenida para la macrogeometría definida por P = 9 mm y χ = 90º se debe fundamentalmente a que χ es inferior al óptimo (95º-100º), y el cruce de las fisuras es beneficiado por la existencia de importantes defectos en el talón (ver sección 6.2).

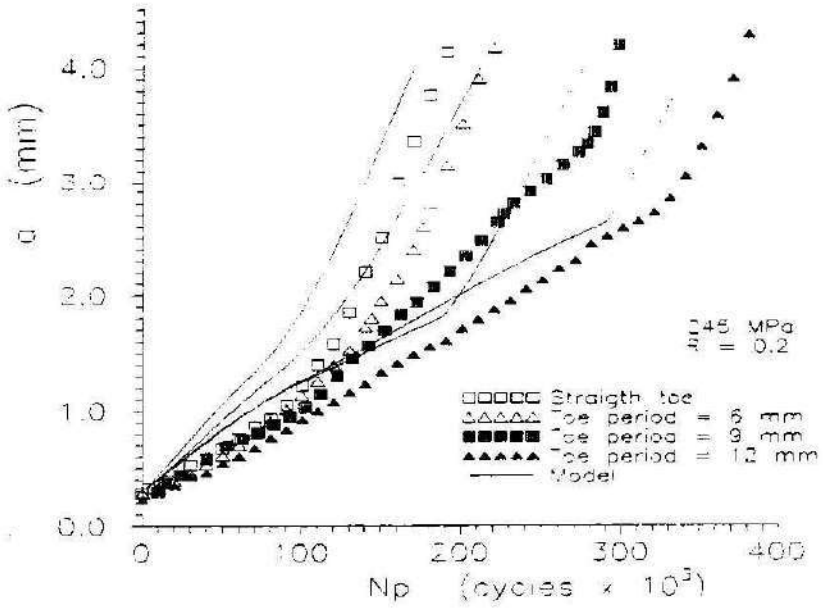


Figura 6.19 Curvas N_p vs. a experimentales y modeladas para las macrogeometrías obtenidas utilizando rotación de arco, ver sección 6. $\Delta\sigma$ = 245 MPa.

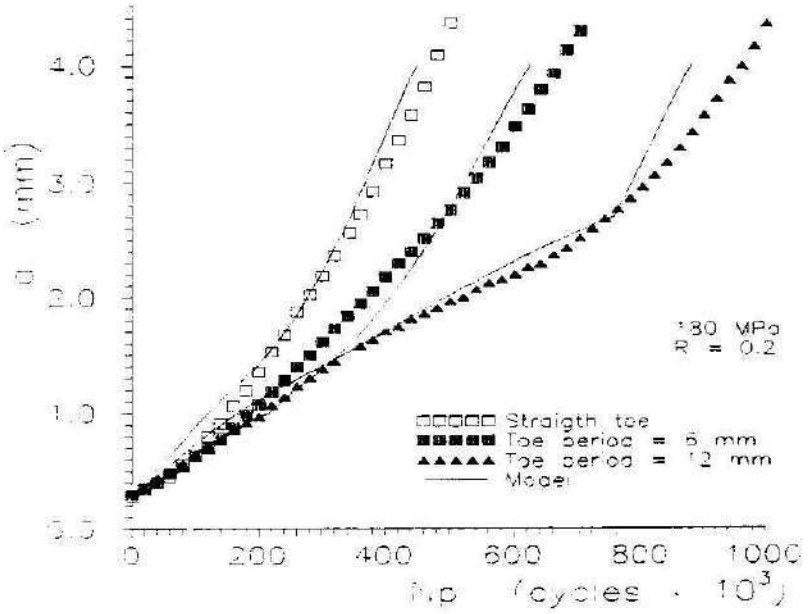


Figura 6.20 Curvas N_p vs. a experimentales y modeladas para las macrogeometrías obtenidas utilizando rotación de arco, ver sección 6. $\Delta\sigma$ = 180 MPa.

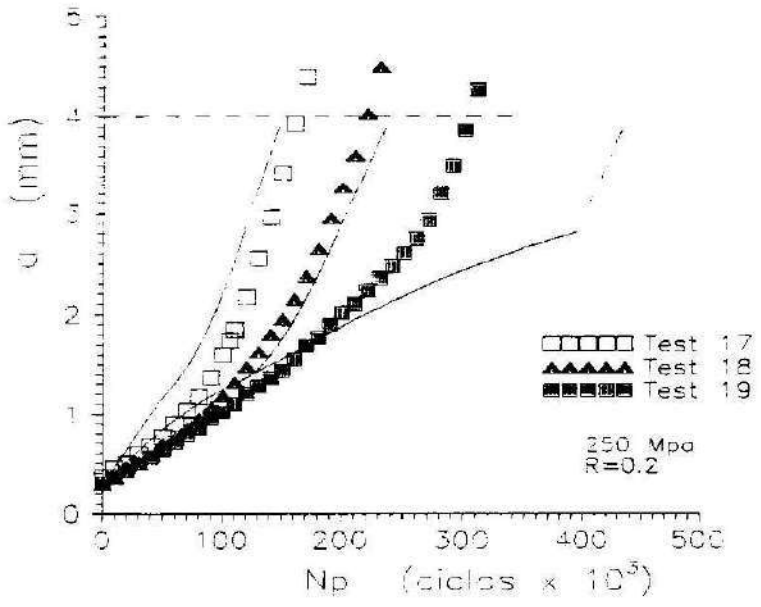


Figura 6.21 Curvas N_p vs. a experimentales y modeladas para las macrogeometrías obtenidas con el método de los "8", $\Delta\sigma$ = 250 MPa. Ensayos 17 (talón recto), 18 (P=9mm, χ=130º) y 19 (P=9mm, χ=90º).

6.5 INFLUENCIA DE χ Y P (MACROGEOMETRIA DEL TALON)

El modelo desarrollado y verificado con los datos experimentales fue luego utilizado para predecir la influencia del ángulo del quiebre χ y el período **P** de la macroirregularidad del talón en la vida a propagación de fisuras por fatiga en uniones soldadas. La figura 6.22 muestra la profundidad de fisura en función del número de ciclos a propagación por fatiga N_P para distintos valores de χ, manteniendo constante e igual a 9 mm el período P de la macrogeometria del talón. La figura 6.23 en cambio, muestra la relación entre **a** y $\mathbf{N_P}$ para distintos valores de P, manteniendo constante e igual a 100º el valor de χ. Puede observarse (fig. 6.22) que la vida a propagación por fatiga aumenta a medida que χ disminuye. Pero hemos visto que la efectividad del quiebre del talón es máxima cuando χ es aproximadamente igual a 100º, por lo que podríamos considerar a este valor como óptimo.

N_P también aumenta con la disminución de P (ver fig. 6.23). En este caso, la limitación de mínima es operativa. El espesor **T** de la chapa a soldar define prácticamente el ancho del cordón final de la unión. Cuanto mayor sea T mayor será el ancho del cordón de soldadura, y esto definirá los parámetros de soldadura y las amplitudes de los movimientos relativos placa-arco, limitando los valores mínimos del período de la macroirregularidad del talón (ver sección 6.2). En consecuencia se requiere un futuro análisis experimental sistemático de las variables T, P, ancho del cordón, tipo de junta, amplitudes y frecuencia del movimiento relativo placa-arco, y de los parámetros de soldadura (I, V y v), a fin de definir los valores de P óptimos en cada caso.

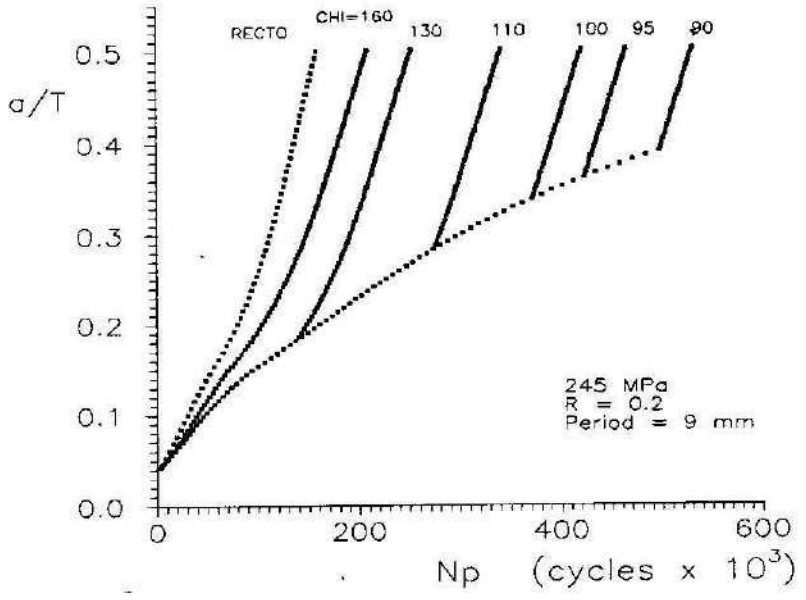


Figura 6.22 Influencia del ángulo χ del quiebre del talón sobre la vida a propagación de fisuras por fatiga, de acuerdo al modelo desarrollado.

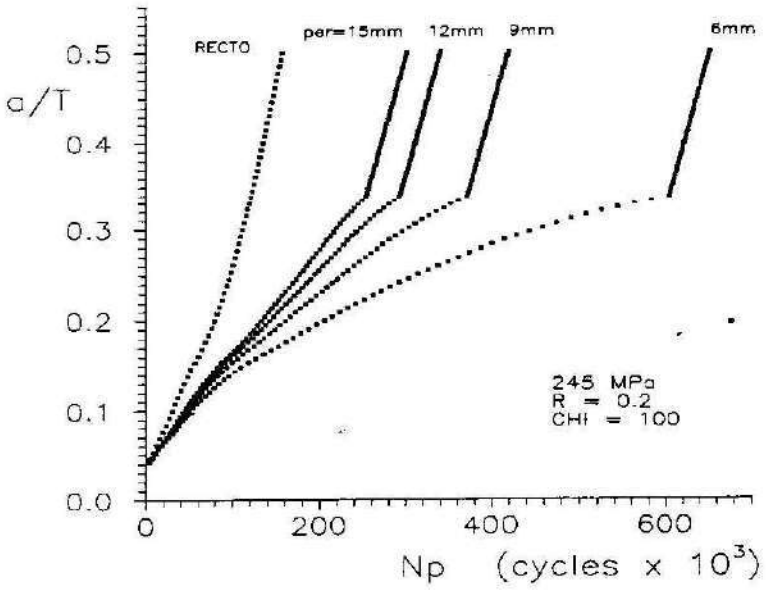


Figura 6.23 Influencia del período P de la macroirregularidad del talón sobre la vida a propagación de fisuras por fatiga, de acuerdo al modelo desarrollado.

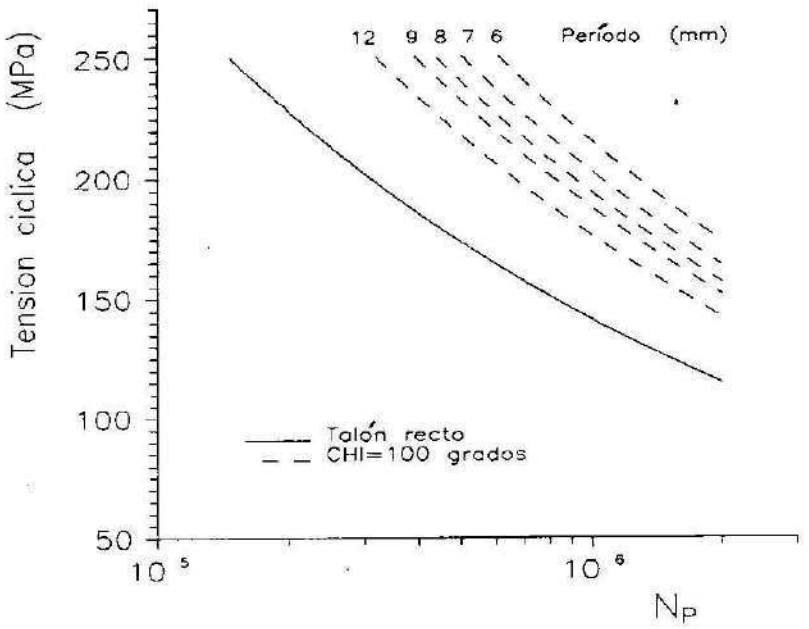


Figura 6.24 Vida a propagación por fatiga N_p en función de la tensión cíclica aplicada. Resultados correspondientes al modelo desarrollado.

El gráfico de la figura 6.24 muestra la vida a propagación por fatiga N_p en función de la tensión cíclica aplicada para períodos P de 6, 7, 8, 9 y 12 mm. Los resultados corresponden al modelo desarrollado, tomando el valor óptimo del ángulo χ del quiebre del talón (χ = 100º), y se comparan con la respuesta de un talón recto. Un talón con P = 9 mm tendría una vida a propagación por fatiga de aproximadamente 2 veces la correspondiente a un talón recto. Disminuyendo el período de 9 mm a 6 mm esta relación aumentaría a 4. Sin embargo, la extrapolación del comportamiento del quiebre del talón con χ = 100º como anclaje de las puntas superficiales de las fisuras en un rango de T de entre 9 mm y 12 mm a valores de T de hasta 6 mm debe ser verificada experimentalmente. Por otro lado se debería analizar la factibilidad de la obtención de cordones con macroirregularidades de talón caracterizados con χ = 100º y P < 9 mm, en función del ancho T de la chapa, del ancho del cordón y de los parámetros óptimos de soldadura involucrados. Además se debería analizar la macrogeometría del talón a lo largo del período, la cual define el camino que seguirían las puntas superficiales de las fisuras en su propagación hacia los quiebres del talón que actuan como "anclaje" de las mismas (ver fig. 6.13).

La figura 6.25 muestra la influencia del espesor de la chapa en la vida a propagación por fatiga N_P en función del período de la macroirregularidad del talón, de acuerdo al modelo desarrollado, para longitudes de fisura finales a_f = 3 mm y a_f = T/2. La longitud final a_f = 3 mm incluye el proceso de coalescencia que, según el modelo desarrollado, para χ = 100º se lleva a cabo a una profundidad de fisura D_C = 2.64 mm. El gráfico muestra que las diferencias se hacen mucho más importantes a espesores T de la chapa bajos, menores de 10 mm. Para un período de macroirregularidad del talón P = 7 mm, la disminución de T de 8 mm a 6 mm aumenta la diferencia en cuanto a N_p con respecto a un talón recto de 3 a 6 veces.

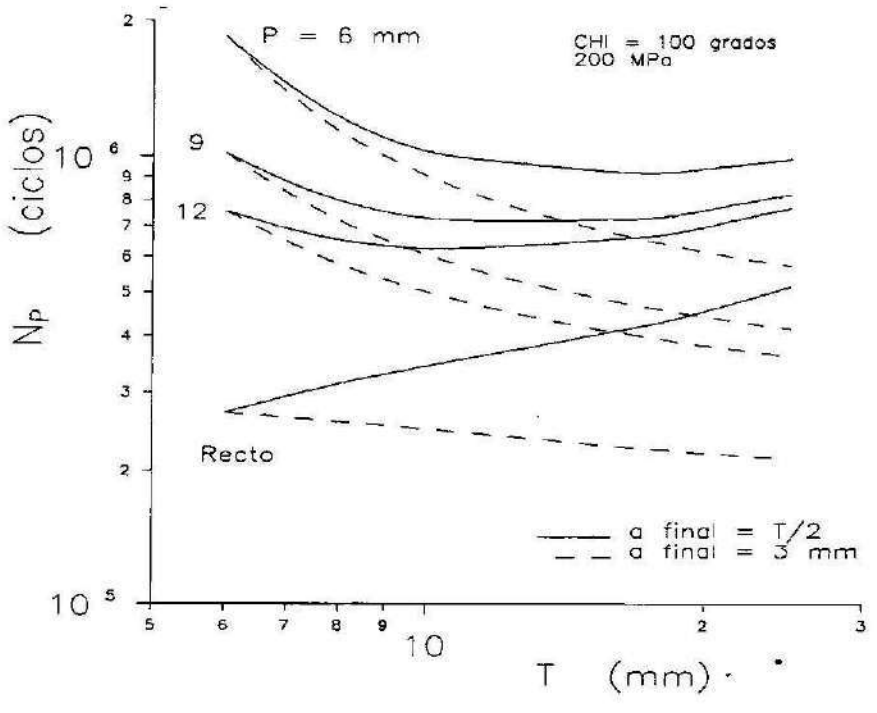


Figura 6.25 Influencia del espesor de la chapa en la vida a propagación por fatiga N_P en función del período de la macroirregularidad del talón, de acuerdo al modelo desarrollado. Se presentan dos grupos de curvas, correspondientes a las longitudes de fisura finales a_f = 3 mm y a_f = T/2.

El grupo de curvas correspondientes a a_f = 3 mm muestra una disminución de N_P con el aumento de T. El aumento del espesor hace que el gradiente de las tensiones aplicadas sobre la fisura hasta una profundidad de a = 3 mm sean menores, lo que hace

que la fisura se mantenga por más tiempo en campos de altas tensiones, manteniendo alta su su velocidad de propagación. Esto también es cierto en el grupo de curvas correspondientes a a_t = T/2 (excepto para la curva correspondiente al talón recto), y la tendencia es similar. Para T = 6 mm, a_t = T/2 = 3 mm, por lo que las curvas correspondientes a un mismo P pasan por el mismo punto. En este punto, las pendientes de las curvas dependen del periodo, siendo mayor a medida que T disminuye debido a que la disminución de T hace que para igual profundidad de fisura la relación de aspecto a/c de la fisura sea mayor. Hemos visto que el aumento de la relación a/c disminuye la velocidad de propagación de la fisura, pero esta disminución es menor con gradientes de tensión menores.

A medida que el espesor T aumenta el grupo de curvas correspondientes a a_t = T/2 comienzan a separarse del otro grupo dando mayores N_p a igual T, debido a que se tiene en cuenta el tiempo necesario para propagar la fisura desde una a = 3 mm hasta a = T/2. A partir de T aproximadamente igual a 10 mm, estas curvas toman una pendiente positiva, debido a que el modelo considera luego de la coalescencia una longitud superficial de la fisura 2c igual a 40mm, definida por la zona no amolada de la probeta.

La curva correspondiente al talón recto tiene siempre pendiente positiva, predominando el aumento de N_p debido al número de ciclos necesarios para propagar la fisura desde a = 3 mm hasta a = T/2. A medida que T aumenta también aumenta la diferencia T/2 - 3 mm, y por lo tanto la relación a/c alcanza mayores valores antes que la fisura alcance la mitad del espesor.

En soldaduras de producción, la longitud superficial de la fisura puede ser muy larga, pues no habría mecanizado que actúe como anclaje. A fin de predecir la vida a fatiga de componentes soldados en producción, el modelo puede tomar conservativamente a/c = 0.1 a partir del proceso de coalescencia. En este caso ΔK deja de ser función de a/c y toma un valor cercano al correspondiente a una fisura de frente recto. Las figuras 6.26 y 6.27 comparan los nuevos resultados con los obtenidos para las probetas ensayadas, tomando como longitud de fisura final a 3 mm y T/2 respectivamente. Comparando ambas figuras puede verse claramente la influencia del desarrollo de a/c luego del proceso de coalescencia.

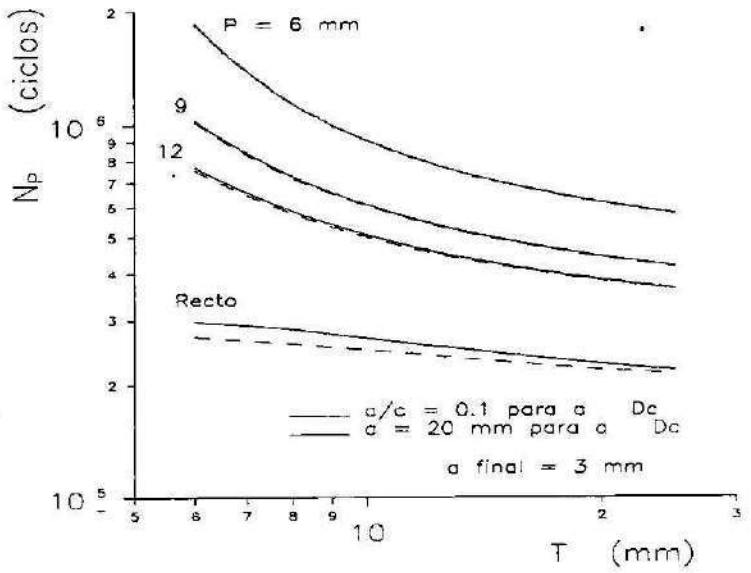


Figura 6.26 Influencia del espesor de la chapa en la vida a propagación por fatiga N_p en función del período de la macroirregularidad del talón, de acuerdo al modelo desarrollado. Se presentan dos grupos de curvas, correspondientes a predicciones en probetas y en producción. a_i = 3 mm.

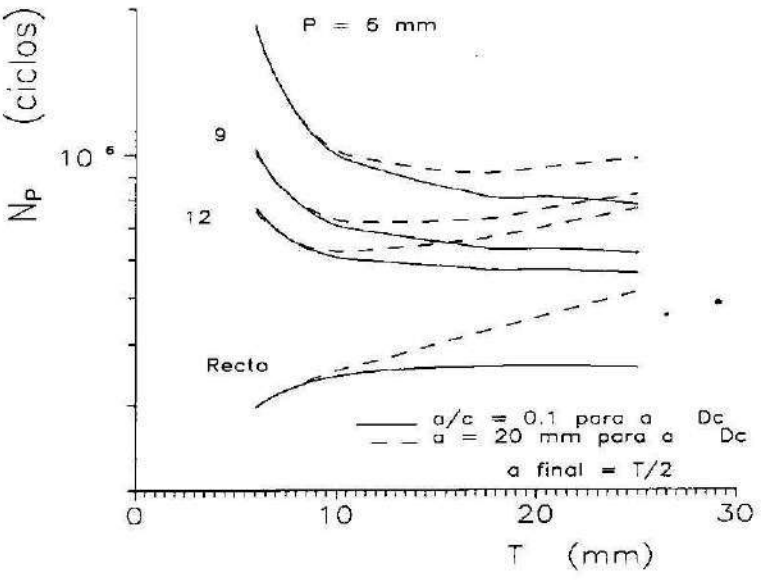


Figura 6.27 Influencia del espesor de la chapa en la vida a propagación por fatiga N_p en función del período de la macroirregularidad del talón, de acuerdo al modelo desarrollado. Se presentan dos grupos de curvas, correspondientes a predicciones en probetas y en producción. a_i = 3 mm.

6.5 EVALUACION COMPARATIVA DEL METODO

Hemos mencionado en la sección 1 que, para juntas soldadas de producción convencionales, la mayor parte de la vida a fatiga es consumida en la etapa de propagación de las fisuras iniciadas a lo largo del talón. Puesto que las características de la propagación de fisuras por fatiga no son significativamente diferentes entre aceros estructurales de alta y baja resistencia, el camino generalmente utilizado para aumentar la resistencia a fatiga de juntas soldadas es introducir un tiempo de iniciación mayor. Esto puede lograrse eliminando los defectos de soldadura y reduciendo considerablemente los efectos de concentración de tensiones introducidos por el talón de soldadura, o induciendo tensiones residuales de compresión en el area de dicho talón. Hemos mencionado también algunos de los métodos más utilizados para lograr este objetivo: mejoramiento de proceso de soladura en si mismo, utilizando consumibles adecuados de alta fluidez, dressing (utilizando TIG o plasma), amolado, shot o hammer peening.

J.Janosch y colaboradores llevaron a cabo recientemente trabajos con el objetivo de definir el concepto de "calidad de soldadura" y entender su influencia sobre la resistencia a fatiga de juntas soldadas en T de filete sujetas a flexión en cuatro puntos [157,158]. Compararon la resistencia a fatiga de diferentes tipos de talones de soldadura obtenidos variando las combinaciones de procedimiento, posición y consumibles de soldadu a. Obtuv e on ad os de talón de entre 0.6 y 3 mm con dos procesos de soldadura manuales (MIG y MMA), y resultados con la misma dispersión en los valores medidos. Encontraron la existencia de una relación proporcional entre el valor del radio del talón y el límite de fatiga de las soldaduras analizadas, independientemente del proceso o los consumibles de soldadura. Para un ángulo de talón de aproximadamente 45º obtuvieron un aumento de la resistencia a fatiga a un nivel de carga de 250 MPa de un 300%, al aumentar el radio del talón de 0.6 a 3 mm.

En cuanto a los demás métodos generalmente utilizados para introducir un periodo de iniciación mayor, los aumentos de la resistencia a fatiga total obtenidos también llegan a valores del orden de 300%, estando generalmente los valores encontrados en la literatura en un rango que va desde 50% a 200%.

Generalmente la mayor parte de la vida a fatiga es consumida en la etapa de propagación de las fisuras iniciadas a lo largo del talón, por lo que en estos casos un determinado porcentaje de aumento de N_P es más efectivo sobre el aumento de la vida total a fatiga N_T que el mismo porcentaje de aumento de N_I. El máximo aumento de la vida a propagación por fatiga encontrado en este trabajo fue de 143%, y el máximo aumento de la vida total a fatiga de 111%, valores que se encuentran alrededor de los valores medios del rango anterior. Los resultados obtenidos y los modelos desarrollados muestran varios aspectos que deberían analizarse a fin de determinar la factibilidad de obtener diferencias en cuanto a vida total a fatiga considerablemente mayores:

- El aumento de la vida a propagación por fatiga de 143% fue encontrado analizando un cordón de soldadura obtenido con condiciones y parámetros de soldadura que distaron de ser los óptimos (lo cual influye en la resistencia tanto a iniciación como a propagacción de fisuras por fatiga).

- El modelo desarrollado muestra que si pueden obtenerse talones con períodos de irregularidad P menores que 9 mm sin disminuir la efectividad de los quiebres (o sea, se puede mantener $\chi = 100^{o}$), N_P aumentaría sustancialmente.

- Las diferencias en N_P también aumentarían sustancialmente aplicando el método en chapas con espesores menores que 9 mm, y no disminuirían sustancialmente aplicandolo en chapas con espesores mayores.

- El método desarrollado permite aumentar la resistencia a iniciación de fisuras por fatiga, disminuyendo los ángulos y aumentando levemente lo radios del talón de soldadura en los sitios de iniciación de las fisuras (zonas externas del talón). La resistencia a iniciación aumenta con la tensión de fluencia, por lo que las diferencias también aumentan con el aumento de σ_f. En nuestro caso σ_f = 270 MPa, de las mas bajas entre los aceros utilizados con propósitos estructurales.

- El método es compatible con métodos que introducen un tiempo de iniciación mayor mejorando el proceso de soldadura en sí mismo. La utilización de parámetros y consumibles de soldadura adecuados puede reducir los efectos de concentración de tensiones mejorando la microgeometría del talón en los sitios de iniciación de fisuras.

7. CONCLUSIONES GENERALES Y RECOMENDACIONES

✓ El propósito de este trabajo de tesis es contribuir al desarrollo de un proceso automático de soldadura que introduzca un grado controlado de irregularidad sobre el talón de soldadura, con el fin de optimizar el desarrollo e interacción de fisuras para obtener mayores resistencias a fatiga. Se presenta una revisión de la información bibliográfica disponible sobre el comportamiento general de la propagación por fatiga de fisuras a partir de superficies con o sin concentradores de tensiones (entallas), y la importancia de la interacción y los procesos de coalescencia en la propagación de fisuras múltiples. También se presenta una revisión del comportamiento de fisuras que inician y propagan a partir de talones de soldadura, y el modelado fractomecánico lineal elástico especialmente aplicable a juntas soldadas.

✓ Se presentan y discuten resultados de ensayos preliminares que permitieron evaluar distintas macrogeometrías de talón obtenidas con diferentes métodos de soldadura, y definir una macrogeometría que mostró un incremento considerable de la vida total a fatiga. Para ello se desarrollaron soldaduras "bead on plate" (cordón simple sobre placa base) utilizando distintos métodos de soldadura a fin de obtener diferentes macrogeometrías de talón. Los cordones obtenidos fueron ensayados a fatiga de flexión en tres puntos cargados transversalmente.

✓ En todos los ensayos de iniciación y crecimiento de fisuras por fatiga, las fisuras fueron guiadas por el talón de soldadura (que mostró su efectividad como concentrador de tensiones e iniciador), y la coalescencia de las macrofisuras tuvo lugar en los puntos internos del talón (región de los ligamentos remanentes). En estas regiones internas, el desfasaje entre los planos de dos fisuras contiguas que se encuentran y el ángulo entre sus puntas superficiales son principalmente definidas por la macrogeometría del talón de soldadura. Esto muestra claramente la importancia de la macrogeometría del talón de soldadura y su relación con el desarrollo y la coalescencia de fisuras.

✓ Se analizaron distintos periodos de irregularidad de talón, los cuales tienen asociados distintos ángulos de quiebre en sus zonas internas. La geometría del quiebre

interno determina la importancia de la interacción entre fisuras adyacentes, definiendo la profundidad a la cual las mismas coalescen. Los resultados indican que en general cuanto menor es el ángulo del quiebre mayor es la profundidad a la cual se produce la coalescencia, y mayor es la vida a propagación por fatiga.

✓ La microgeometría del talón (definida por el radio y el ángulo del mismo) es solo relevante como factor de concentración de tensiones en las zonas externas del talón, donde los valores del radio son altos y los valores del ángulo bajos. Las ondulaciones del talón inducidas utilizando rotación de arco generaron radios de talón pequeños en las zonas donde tuvo lugar la coalescencia de fisuras, y proveyeron las mejores performances en términos de vida total a fatiga. También se obtuvo un incremento de la vida a iniciación por fatiga, atribuido fundamentalmente a que en las zonas donde inician las macrofisuras (zonas externas del talón) los valores del ángulo del talón de soldadura son menores que los correspondientes a cordones rectos. La transición entre la placa base y el cordón de soldadura es mas suave, lo que provoca menores concentraciones de tensiones.

✓ Se desarrolló el método de los "8" que permitió lograr talones similares a ambos lados del cordón. Se realizó un análisis de la periodicidad de la macrogeometría y de la irregularidad obtenida en cada período, modificando parámetros tales como velocidad de avance de soldadura, corriente y tensión de soldadura, frecuencia de los movimientos de la mesa y amplitud de los mismos. Para un determinado movimiento relativo placa-arco (que define el período de la irregularidad), la importancia de la irregularidad obtenida disminuye considerablemente con el aumento de los valores de I y V (corriente y tensión de soldadura). Cuanto mayor sean los valores de I y V, mayor deberán ser las amplitudes de los movimientos a fin de obtener el mismo grado de irregularidad respecto del ancho del cordón.

✓ El comportamiento a propagación de fisuras por fatiga encontrado fue similar al observado con rotación de arco. La coalescencia de las fisuras tuvo lugar a profundidades de fisura que aumentaron con la disminución del ángulo del quiebre del talón de soldadura en las zonas internas, permitiendo que las fisuras desarrollen relaciones de aspecto mayores y por lo tanto experimenten velocidades de propagación menores a rangos de profundidades de fisura mayores. Esto llevó a mayores vidas de propagación, lográndose aumentos de hasta un 143% con respecto a un talón recto.

✓ Este caso correspondió a una macrogeometría con ángulo de quiebre de alrededor de 90º. Su efectividad no fue la óptima, debido a que las fisuras no fueron completamente guiadas por el talón de soldadura, abandonando el mismo y desviándose hacia la dirección perpendicular a las tensiones máximas de tracción. En este caso el cruce fue beneficiado por la existencia de importantes salpicaduras.

✓ El modelo LEFM desarrollado mostró buenas aproximaciones de las predicciones con los valores experimentales. Este modelo fue luego utilizado para predecir la influencia en la vida a propagación por fatiga N_p del ángulo del quiebre χ y el período P, parámetros que caracterizan las macrogeometrías de talón analizadas.

✓ Los resultados obtenidos permitieron definir limitaciones sobre algunos parámetros que definen la macrogeometría analizada:

- Variaciones del ancho del cordón: Relacionada con la frecuencia de rotación, amplitudes, períodos, etc.. Tiene una limitación de máxima, no puede ser muy grande por razones prácticas. Por ej., no mayor que el 20% del ancho medio del cordón, y/o no superior a 3 o 4 mm.

- Periodicidad de la irregularidad del talón: debe ser la menor posible. Las zonas internas del talón actúan como anclaje de las puntas superficiales de la fisura. Esto determina el valor de la longitud superficial de la misma. Si efectivamente se experimenta un anclaje de las puntas superficiales, la fisura crecerá en profundidad alcanzando más rápidamente valores altos de a/c. Y esto es importante para obtener menores velocidades de propagación y por lo tanto menores vidas a propagación por fatiga.

- Angulo del quiebre en las zonas internas: La mayor efectividad del quiebre del talón en las zonas internas es máximo cuando el ángulo formado por el mismo se encuentra entre 95 y 100º, dando una limitación de mínima. A medida que disminuye el valor del ángulo aumenta la efectividad del quiebre como anclaje de las fisuras, pero existe un valor límite por debajo del cual las fisuras no son guiadas efectivamente por el talón de soldadura, abandonando el mismo y desviándose hacia la dirección perpendicular a las tensiones máximas de tracción. En este caso, el lugar de desvío queda además influenciado por algún defecto particular presente sobre el talón en el camino de la fisura (salpicaduras, microirregularidad del talón, etc.).

✓ Los resultados obtenidos y los modelos desarrollados muestran varios aspectos que deberían analizarse a fin de determinar la factibilidad de obtener diferencias en cuanto a vida total a fatiga considerablemente mayores:

- El aumento de la vida a propagación por fatiga de 143% fue encontrado analizando un cordón de soldadura obtenido con condiciones y parámetros de soldadura que distaron de ser los óptimos (lo cual influye en la resistencia tanto a iniciación como a propagacción de fisuras por fatiga).

- El modelo desarrollado muestra que si pueden obtenerse talones con periodos de irregularidad P menores que 9 mm sin disminuir la efectividad de los quiebres (o sea, se puede mantener χ = 100º), N_p aumentaría sustancialmente.

- Las diferencias en N_p también aumentarían sustancialmente aplicando el método en chapas con espesores menores que 9 mm, y no disminuirían sustancialmente aplicándolo en chapas con espesores mayores.

- El método es compatible con métodos que introducen un tiempo de iniciación mayor mejorando el proceso de soldadura en sí mismo. La utilización de parámetros y consumibles de soldadura adecuados puede reducir los efectos de concentración de tensiones mejorando la microgeometría del talón en los sitios de iniciación de fisuras.

REFERENCIAS

[1] American Welding Society. Structural Welding Code, 1992.

[2] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI Div.1 Rules for in Service Inspection of Nuclear Power Plant Components. ASME, 1980.

[3] A. Bignonnet. "Improving the Fatigue Strength of Welded Steel Structures". Proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Sructures (SIMS'87), Delft, The Netherlands, June 1987.

[4] D.Burns, S.Lambert and U.Mohaupt. "Crack Growth Behaviour and Fracture Mechanics Approach". Proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Sructures (SIMS'87), Delft, The Netherlands, June 1987.

[5] H.Lieurade, H.Lecoq. " Potential Use of High Strength Structural Steel in Offshore Construction". Proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Sructures (SIMS'87), Delft, The Netherlands, June 1987.

[6] A. Bignonnet, L. Picouet, H.Lieurade, L.Castex."The Application of Shot Peening to Improve the Fatigue Life of Welded Steel Structures". Proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Sructures (SIMS'87), Delft, The Netherlands, June 1987.

[7] P.Haagensen, A.Drågen and T.Slind. "Prediction of the Improvement in Fatigue Life of Welded Joints Due to Grinding, TIG dressing, weld Shape Control and Shot Peening". Proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Sructures (SIMS'87), Delft, The Netherlands, June 1987.

[8] G. Booth. "Techniques for Improving the Corrotion Fatigue Strength of Plate Welded Joints". Proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Sructures (SIMS'87), Delft, The Netherlands, June 1987.

[9] J.Janosch, S.Debiez and K. Dang Van. "Local Approach for Defining an Aid for the Design Department for Optimizing the Geometry of Fatigue Loaded Fillet Welds". 76th Annual AWS Convention, Cleveland, Ohio, USA, April 1995.

[10] J.Janosch, D.Colchen, S.Debiez, I.Huther, L.Primot and H.Lieurade. "Assesment of the Fatigue Strength of Different Weld Toe Patterns on Fillet Welded Assemblies Subject to Transverse Load". 76th Annual AWS Convention, Cleveland, Ohio, USA, April 1995.

[11] Gurney T. A. "Fatigue of Welded structures". Ambridge University Press, 1978.

[12] J.L. Otegui. "Initiation and Coalescence of Fatigue Cracks in Welded Joints in Steel". Ph.D. Thesis, University of Waterloo, 1988.

[13] J.L. Otegui, U.H. Mohaupt and D.J. Burns. "Effect of Weld Process on Early Grouth of Fatigue Cracks in Steel T Joints". International Journal of Fatigue 13, Nº1, pp.45-58, 1991.

[14] Y. Verreman and B. Nie. "Short Crack Growth and Coalescence Along the Toe of a Manual

Fillet Weld". Fatigue Fract. Engng. Mater. Struc. Vol.14 Nº2/3, pp.337-349, 1991.

[15] Y. Verreman, J.P. Bailon and J. Masounave."Fatigue Life Prediction of Welded Joints - A re-assessment". Fat. Fract. Eng. Mat. and Str., Vol.10, Nº1, pp.17-36, 1987.

[16] J.L. Otegui, Kerr H. W., Burns D. J. and Mohaupt U. H.. "Fatigue Crack Initiation from Defects at Weld Toes in Steel". International Journal of Pressure Vessels and Piping 38, pp. 385-417, 1989.

[17] H.O. Fuchs. "Metal Fatigue in Engineering". 1980.

[18] S. Suresh and R.O. Ritchie. "Propagation of Short Fatigue Cracks". International Metals Reviews, Vol.29 Nº6, pp.445-475, 1984.

[19] D. Broek. "Elementary Engineering Fracture Mechanics" Martinus Nuhoff Publishers, 1982.

[20] M. Brown. "Aspects of Fatigue Crack Growth". Proc. Instr. Mech. Engrs. Vol.202, NºC1, pp.19-29, 1988.

[21] S. Batler and J. Rodriguez. "Implications of Fracture Mechanics in Engineering Design". Engineering Fracture Mechanics Vol.42 Nº2, pp.339-346, 1992.

[22] R. C. McClung. "Crack Closure and Plastic Zone Sizes in Fatigue". Fatigue Fract. Engng. Struct. Vol.14 Nº4, pp.455-468, 1991.

[23] Y. Furuya and H. Shimada. "Local Crack-Tip Strain Approach to Fatigue Crack Propagation". Engng. Fract. Mech. Vol.26, Nº3, pp.349-356, 1987.

[24] A. Ohta, N. Suzuki and T. Mawari. "Effect of Young's Modulus on Basic Crack Propagation Properties Near the Fatigue hreshold". Int. J. Fatigue 14 Nº4, pp.224-226, 1992.

[25] C.Chow and T.Lu. "Cyclic J-Integral in Relation to Fatigue Crack Initiation and Propagation". Engng Fract Mech Vol.19 Nº1 pp.1-20, 1991.

[26] H. W. Liu. "Fatigue Crack Growth by Crack Tip Cyclic Plastic Deformation: The Unzipping Model". Int. Journal of Fracture Vol.39, pp.63-77, 1989.

[27] D. Nicholls and J. Martin. "The Use of ΔK When Examining Microstructural Effects on Small Fatigue Crack Growth". Int. J. Fatigue 12, Nº6, pp.469-473, 1990.

[28] R.C. McClung and H. Shehitoglu. "High Resolution Numerical and Experimental Studies of Fatigue Cracks". Engng. Fract. Mech. Vol.39 Nº1, pp.113-130, 1991.

[29] A. Alpas, L. Edwards and C. Reid. "The Effect of R-Ratio on Near Threshold Fatigue Crack Growth in a Metallic Glass and a Stainless Steel". Engng. Fracture Mechanics Vol.36, pp.77-92, 1990.

[30] H. Kemper, B. Weiss and R. Stickler. "An Alternative Presentation of the effects of the Stress-Ratio on the Fatigue Threshold". Engng. Fract. Mech. Vol.32, Nº4, pp.591-600, 1989.

[31] M. Couper and J.R. Griffiths. "Effects of Crack Closure and Mean Stress on the Threshold Stress Intensity Factor for Fatigue of an Aluminium Casting Alloy". Fatigue Fract. Engng. Struct. Vol.13 Nº6, pp.615-624, 1990.

[32] D.N.Lal. "A Mechanistic Model for the Influence of Stress Ratio on the LEFM Fatigue Crack Growth Behaviour of Metals and Alloys - I Crack-Ductile Materials". Engng Fract Mech Vol.49 Nº6 pp.871-897, 1994.

[33] D.N.Lal. "A new Mechanistic Approach to Analysing LEFM Fatigue Crack Growth Behaviour of Metals and Alloys". Engng Fract Mech Vol.47 Nº3 pp.379-401, 1994.

[34] W. Elber. "Fatigue crack closure under cyclic tension". Engng Fract. Mech. 2, 37-46, 1970.

[35] D. Davidson. "Fatigue Crack Closure". Engng. Fracture Mechanics Vol.38, Nº6, pp.393-402, 1991.

[36] A. Abdel Mageed, R. Pandey and R. Chinadurai. "Effect of Measurement Location and Fatigue-Loading Parameters on Crack Closure Behaviour". Materials Science and Engineering A150, pp.43-50, 1992.

[37] R. Kumar. "Review on Crack Closure for Constant Amplitude Loading in Fatigue". Engng. Fract. Mech. Vol.42 Nº2, pp.389-400,1992.

[38] R.C. McClung. "The Influence of Applied Stress, Crack Length and Stress Intensity Factor on Crack Closure". Metallurgical Transations A, Vol. 22A, pp. 1559-1571, July 1991.

[39] D. Bouami and D. De Vadder. "Detection and Measurement of Crack Closure and Opening by an Ultrasonic Method". Engng. Fract. Mech. Vol.23, Nº5,pp.913-920, 1986.

[40] D.K. Rehbein, R.B. Thompson and O. Buck. "Fatigue Crack Characterization by Ultrasonic Inspection". Journal of Testing and Evaluation, pp.421-429. Nov. 1990.

[41] D. Damri. "Some Observations on the Cyclic Unloading Effects of a Fatigue Crack". Int. J. of Fatigue Vol.13 Nº3, pp.271-277, 1991.

[42] D.J. Hagemaier, M.R. Colligwood and K.H. Nguyen. "Eddy Current Standars - Cracks Versus Notches". 1991 ATA NDI FOURM, Long Beach, California, Sept. 1991.

[43] D.J. Hagemaier and J.A. Register. "Mock Eddy Current Demostration - Cracks Versus Notches". 1988 ATA NDT FOROUM, San Francisco, California, 1988.

[44] I.W. Hussey, J. Roche and L. Grabowski. "A Fully Automated System for Monitoring Short Crack Growth". Fatigue Fract. Engng. Mater. Struc. Vol14 Nº2/3, pp.309-315, 1991.

[45] G. Marci. "A Fatigue Crack Growth Threshold". Engng. Fract. Mech. Vol.41 Nº3, pp.367-385, 1992.

[46] A. Iost. "The Effect of Load Ratio on the n-ln C Relationship". Int J Fatigue 13 Nº1 pp.25-33, 1991.

[47] D.N.Lal. "A Mechanistic Model for the Influence of Stress Ratio on the LEFM Fatigue Crack Growth Behaviour of Metals and Alloys - II Crack-Brittle Materials". Engng Fract Mech Vol.49 Nº6 pp.899-931, 1994.

[48] R.O. Ritchie and J Lankfort. "Small Fatigue Cracks: A Statement of the Problem and Potential Solutions". Materials Science Engineering 84, pp.11-16, 1986

[49] P. Liaw and W. Logsdon. "Crack Closure: An Explanation for Small Fatigue Crack Growth Behavior". Engng. Fracture Mechanics Vol.22, Nº1, pp.115-121, 1985.

[50] A. McEvily, D. Eifler and E. Macheravch. "An Analysis of the Growth of Short Fatigue Cracks". Engng. Fract. Mech. Vol.40 Nº3, pp.571-584, 1991.

[51] A. J. McEvily. "An Analysis of the Growth of Small Fatigue Cracks". Materials Science and Engineering Vol.A143, pp.127-133, 1991.

[52] T. Topper, M. Yu and D. DuQuesnay. "Mechanisms and Mechanics of Fatigue Crack Initiation and Growth". 1989.

[53] J. Lankford. "The Influence of Microestructure on the Growth of Small Fatigue Cracks". Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. Vol.8, Nº2, pp.161-175, 1985.

[54] T. Christman and S. Suresh. "Crack Initiation Under Far-Field Cyclic compression and the Study of Short Fatigue Cracks". Engng. Fract. Mech. Vol.23 Nº6, pp.953-964, 1986.

[55] F. Guiu and R. Stevens. "The Nucleation and Growth of Short Fatigue Cracks Both at Plain Surfaces and Notches". Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. Vol.13 Nº6, pp.625-635, 1990.

[56] H. Abdel-Raouf, T.H. Topper and A. Plumtree. "A Short Fatigue Crack Model Based on the Nature of the Free Surface and its Microstructure". Scripta Metallurgica et Materialia Vol.25, pp.597-602, 1991.

[57] H. Abdel-Raouf, D. DuQuesnay, T. Topper and A. Pluntree. "Notch-Size effects in Fatigue Based on Surface Strain Redistribution and Crack Closure". Int. J. Fatigue 14 Nº1, pp.57-62, 1992.

[58] J. Forbes. "Microstructural Factors Which Affect Fatigue Crack Initation and Propagation". ME-544 Welding, May 1988.

[59] D. Kwon, H. Lahodny and A. Brückner-Foit. "Limitations of Growth Regimes for Cracks Initiated in Smooth Fatigue Specimens". Theoretical and Applied Frac. Mech. Vol.16, pp.63-71, 1991.

[60] A. Navarro and E.R. De Los Rios. "A Model for Short Fatigue Crack Propagation With an Interpretation of the Short-Long Crack Transition". Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. Vol.10, Nº2, pp.169-186, 1987.

[61] K. Tokaji, T. Ogawa and Y. Harada. "The Growth of Small Fatigue Cracks in a Low Carbon Steel; the Effect of Microstructura and Limitations of Linear Elastic Fracture Mechanics". Fatigue Fract. Engng. Struct. Vol.9, Nº3, pp.205-217, 1986.

[62] Z.Jingen, Z.Jianyun, F.Zhongxin and L.Nian. "Growth Behaviour of Small Fatigue Cracks". Int J Fatigue 15 Nº2 pp.141-144, 1993.

[63] D. Taylor and J.F. Knott. "Fatigue Crack Propagation of Short Cracks, The Effect of Microstructure". Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. Vol.4, pp.235, 1981.

[64] N. Dowling, W. Brose and W. Wilson. "Notched Member Fatigue Life Predictions by the Local Strain Approach". Westinghouse Research Labs., 1976.

[65] A.J. McEvily and K. Minakawa. "On Crack Closure and the Size Effect in Fatigue". Engng.

Fract. Mech. Vol.28 Nº5/6, pp.519-527, 1987.

[66] R. McClung and H. Sehitoglu. "Closure and Growth of Fatigue Cracks at Notches". Journal of Engng. Mat. and Technology Vol.144, pp.1-7, 1992.

[67] Y. Verreman, J.P. Bailon and J. Masounave. "Fatigue of V-Notched Members: Short Crack Behavior and Endurance Limit". Engng. Fract. Mech. Vol.28 Nº5/6 pp.773-783, 1987.

[68] K. Tanaka and Y. Akiniwa. "Propagation and Non-Propagation of Small Fatigue Cracks". Proceedings of the 7th International Conference on Fracture, pp.869-887, Houston, Texas, March 1989.

[69] Y. Akiniwa, K. Tanaka and N. Taniguchi. "Prediction of Propagation and Nonpropagation of Short Fatigue Cracks at Notches Under Mean Stresses". JSME International Journal Series I, Vol.33 Nº3, pp.288-296, 1990.

[70] Y. Akiniwa and K. Tanaka. "Microstructural Effect on Propagation of Short Fatigue Cracks in Notched Cpmponents". Proceedings of the Fourth International Conference on Fatigue and Fatigue Thresholds Vol.II, pp.1121-1126, 1990.

[71] J. Yates and M. Browth. "Prediction of the Length of Non-Propagating Fatigue Cracks". Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. Vol.10 Nº3, pp.187-201, 1987.

[72] D. Taylor, I. Staniaszek and J. Knott. "When is a Crack not a Crack? Same Data on the Fatigue Behaviour of Cracks and Sharp Notches". Int. J. Fatigue 12 Nº5, pp.397-402, 1990.

[73] C.S. Shin and R.A. Smi h. "Fa igue Crack Grow h a S ress Concen ra ions - The Role of Notch Plasticity and Crack Closure". Engng. Fract. Mech. Vol.29 Nº3, pp.301-315, 1988.

[74] J. Scrijve. "The Stress Intensity Factor of Small Cracks at Notches". Fatigue of Engng. Materials and Struct. Vol.5 Nº1, pp.77-90, 1982.

[75] P. Lukás. "Stress Intesity Factor for Small Notch-Emanated Cracks". Engng. Fract. Mech. Vol.26 Nº3, pp.471-473, 1987.

[76] H. Morgan. "Interaction of Multiple Fatigue Cracks". Proc. Int. Conf. on Measurement and Fatigue. EIS Bournemouth, 1986.

[77] Y. Phang and C. Ruiz. "Photoelastic Determination of Stress Intensity Factors for Simple and Interacting Cracks and Comparaison With Calculated Results". Journal of Stress Analysis, Vol.19 Nº1, pp.23-41, 1984.

[78] Y. Phang and C. Ruiz. "Recategorization of Embedded Defects as a Single Embedded or Surface Defect". Application of Fracture Mechanics to Materials and Structures, Sih et al Editors, M. Nijhoff Publisher, 1983.

[79] H. Morgan. "Fatigue Crack Shape Development in Cracked Plates and Welded Joints". Proc. Int. Conf. on Fatigue and Crack Growth in Offshore Structures, Inst. Mech. Eng., London 1986.

[80] K. Lida. "Shapes and Coalescence of Surface Cracks". Int. Inst. Welding Doc. IIW XIII-1126-84, 1984.

[81] M. Kachanov and E. Montagut. "Interaction of a Crack With Certain Microcrack arrays". Engng. Fracture Mechanics, Vol.25 Nº5/6, pp.625-636, 1986.

[82] M. Kachanov. "On Crack-Microcrack Interaction". Int. Journal of Fracture, Vol.30, pp. R65-R72, 1986.

[83] M. Kachanov. "Elastic Solids With Many Cracks: A Simple Method of Analysis". Int. J. Solids Structures, Vol.23, Nº1, pp.23, 1987.

[84] K.Y. Lam and S.P. Phua. "Multiple Crack Interaction and Its Effect on Stress Intensity Factor". Engng. Fract. Mech. Vol.40, Nº3, pp.585-592, 1991.

[85] British Standard Institution. "Guidance on Some Methods for the Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joints". BSI 6493 1980.

[86] Z. Xiulin, C. Tienxie. "Life Prediction of Butt Welds Containing Welding Defect". Eng. Fract. Mech., 1989.

[87] T. Lassen. "The Effect of the Welding Process on the Fatigue Crack Growth". Welding Research Supplement, pp.75-81, Februery 1990.

[88] J.A. Ferreira and C.M. Branco. "Fatigue Analysis and Prediction in Fillet Welded Joints in the Low Thickness Range". Fatigue Fract. Mater. Struct., Vol.13, Nº3, pp.201- 212, 1990.

[89] J.M. Ferreira and C.M. Branco. "Influence of Fillet Weld Joint Geometry on Fatigue Crack Growth". Theorical and Applied Fracture Mechanics 15, pp.131-142, 1991.

[90] T. Lassen. "Measurements and Fracture Mechanic Modelling of Fatigue Crack Growth in Welded Joints". Proceedings of the Fourth International Conference on Computational Methods and Experimental Measurements, Capri, Italy, 1989.

[91] R. Bouchard, O. Vosikovsky and A. Rivard. "Fatigue Life of Welded Plate T Joints Under Variable-amplitude Loading". International Journal of Fatigue 13, Nº1, pp.7-15, 1991.

[92] Y. Verreman, J.P. Bailon, J. Mosounave. "Fatigue life Prediction of Welded Joints Using the Effective Stress Intensity Factor Range". American Society for Metals.

[93] Y. Verreman, J.I. Dickson, J.P. Bailon. "Generalization of the Kitagawa Diagram to V-Notched Members". Advances in Fatigue Science and Technology, pp.785-798, 1989.

[94] B. Nie, Y. Verreman and M. Audoin. "Influence of Welding Residual Stresses on the Closure And Propagation Behaviour of Fatigue Cracks Growing at a Fillet Weld Toe". International Conference on Residual Stresses, pp.965-970, Nancy France, 1988.

[95] B. Guba. "Fatigue Crack Grouth Behaviour of Welded Cruciform Joints". Theorical and Applied Fracture Mechanics 15, pp.155-162, 1991.

[96] M. Kachanov. "A Simple Technique of Stress Analysis in Elastic Solids with Many Cracks". Int. J. Fract., Vol.28, pp.R11-R19, 1985.

[97] I.F. Smith and R.A. Smith. "Defects and Crack Shape Development in Fillet Welded Joints". Fat. of Eng. Mat. and Struct. Vol.5 Nº2, pp.151-165, 1982.

[98] C. Miki, M. Sakapo, Y. Toyoda and T.Yoshizawa. "Early Stage Propagation Behavior of Fatigue Cracks in Fillet Welded Joints". Structural Eng. Vol.7 Nº1, pp.123s-131s, April 1990.

[99] R. Testin, J. Yung, F. Lawren,Jr. and R. Rice. "Predicting the Fatigue Resistence of Steel Weldments". Welding Journal, pp.93s-98s, April 1987.

[100] A. Tricoteaux, F.Fardoun, S.Degallaix and F.Sauvage. "Fatigue Crack Initiation Life Prediction in High Strength Structural Steel Welded Joints". Fat. Fract. Engng. Mater. Struct. Vol.18 Nº2 pp.189-200, 1995.

[101] H.Nie, F.Wu and J.Liu. "A Variable K_f-Neuber's Rule for Predicting Fatigue Crack Initiation Life". Fat Fract Engng Mater Struct Vol.17 Nº9 pp.1015-1023, 1994.

[102] M. Skorupa. "Fatigue Crack Initiation Life Prediction for Welded Joints by Low Cycle Fatigue Approach". Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. Vol.13 Nº6, pp.597-613, 1990.

[103] Y.Weixing, X.Kaiquan and G. Yi. "On Fatigue Notch Factor, K_f".

[104] M. Beguini, L. Bertini and E. Vitale. "Fatigue Crack Crowth in Residual Stress Fields: Experimental Results and Modelling". Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. Vol.17 Nº 12, pp. 1433-1444, 1994.

[105] E. Schneider, P. Höller and K. Goebbels. "Non-destructive Detection and Analysis of Residual and Loading Stresses in Thick-Walled Components". Nuclear Engng. and Design 84, pp.165-170, 1985.

[106] "Residual Stress and Distortion". Welding Handbook, American Welding Society, 1991.

[107] C.Masuda, H.Sumiyoshi, M.Kosuge, A.Ohta and S.Nishijima. "Variation of Fractographic Appearence of Different Microstructures in Welded Joints Having the Same Fatigue Crack Propagation Properties". Int J Fatigue, Vol.9 Nº4, pp.233-237, 1987.

[108] D. Burns, S. Lambert and U. Mohaupt. "Crack Grouth Behavior and Fracture Mechanics Approach". Steel in Marine Structures. Delf, 1987, Proc. Conf., Invited Paper.

[109] P. Bell. "Determination of Stress Intensity Factors for Weld Toe Defects". Final Report. BSS 22ST-2340-2-1083/7, Faculty of Engineering, Carleton University, Ottawa, Canada, October 1985.

[110] X. Niu and Glinka. "The Weld Profile Effect on Stress Intensity Factors In Weldments". Int. J. of Fracture 35, pp.3-20, 1987.

[111] X. Niu and G. Glinka. "Theoretical and Experimental Analyses of Surface Fatigue Cracks in Weldments". Symposium on Surface-Crack Grouth: Models, Experiments and Structures. ASTM, Reno, USA, April 1988, Proc. Conf.

[112] J.C.Newman and I.S.Raju. "An Empirical Stress Intensity Factor Equation for the Surface Crack". Engng Fract Mech Vol.15 Nº1-2 pp.185-192, 1981.

[113] A.Aboutorabi and M.Cowling. "Determination of Stress Intensity Factors for Surface Cracks Using Fatigue Crack Growth Data". Int Journal of Fracture 31 pp.67-79, 1986.

[114] M.A.Mahmoud and A.Hosseini. "Assessment of Stress Intensity Factor and Aspect Ratio

Variability of Surface Cracks in Bending Plates". Engng Fract Mech Vol.24 Nº2 pp.207-221, 1986.

[115] O. Vosikousky, R. Bell, D. Burns and U. Mohaupt. "Fracture Mechanics Assessment of Fatigue Life of Welded Plate-T-Joints, Including Thickness Effect". 4th Intnt. Conf. on Behavior of Offshore Structures, BOSS 85. Elsevior Publisher, Amsterdam, 1985, pp.453-464.

[116] R. Yee, D.J. Burns, U. Mehaupt, R. Bell and O. Vosikousky. "Thickness Effect and Fatigue Crack Development in Welded Joints". Seventh International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineereing". Houston, Texas, February 1988.

[118] Yves Verreman. "Monitoring Short Fatigue Cracks With Miniature Strain Gauges". Experimental Mechanics, pp.208-216, September 1994.

[119] J.L.Otegui, U.Mohaupth and D.Burns. "A Strain Gauge Technique for Monitoring Small Fatigue Cracks in Welds". Engng Fract Mech, Vol.40 Nº3, pp.549-570, 1991.