

**UNIVERSIDAD CENTRAL “MARTA
ABREU” DE LAS VILLAS**

**FACULTAD DE INGENIERIA
MECANICA**

Centro de Investigaciones de Soldadura

TRABAJO DE DIPLOMA

Título: “Estudio del crecimiento de grietas a fatiga y la vida en servicio de aleaciones empleando para el análisis la mecánica de la fractura”.

Autor: Kirelbys García Hernández

Tutor: Msc. Ing. Juan A. Pozo Morejon

Santa Clara, 2006

“Año de la Revolución Energética en Cuba”

RESUMEN

En el mundo han ocurrido grandes catástrofes debido a la fatiga mecánica que se produce en materiales de ingeniería los cuales han estado presentes en puentes, aviones, barcos, etc, provocando pérdidas materiales, económicas, e incluso pérdidas de vidas humanas; en ocasiones el medio ambiente también ha sido afectado. Por lo que en el presente trabajo se hace un estudio bibliográfico sobre la temática del crecimiento de grietas de fatiga utilizando como herramienta la Mecánica de Fractura. Se analiza el empleo de la ecuación de Paris que describe el crecimiento de grietas en un determinado material, además de analizar el comportamiento de la soldadura y su influencia en el crecimiento de grietas para las aleaciones de aluminio, muy comúnmente empleadas en la actualidad en construcciones soldadas, sobre todo relacionada con medios de transporte por su baja densidad. A través de este estudio se persigue, conociendo el progreso de agrietamiento para estos materiales, el poder establecer intervalos de inspecciones y períodos de servicio seguros que garanticen la no ocurrencia de un accidente.

ABSTRACT

In the world great catastrophes due to mechanical fatigue have happened that takes place in engineering materials which there are been present in bridges, airplanes, boats, etc, causing materials lost, economic lost, and even lost of human lives; sometimes environment also has been affected. Due to this problem in the present work is done a bibliographical study on the thematic of the fatigue cracks growth using as tool the Mechanics of Fracture. The use of the Paris equation that describes the cracks growth in determining material is analyzed, also is analyze the behavior of the weld and its influence in the cracks growth of aluminum alloys, very commonly used in the present time in welded constructions, mainly related to means of transport by its low density. Through this study it is persecuted, knowing the cracking progress for these materials, the power to establish inspection intervals and safe periods that they guarantee the nonoccurrence of an accident.

ÍNDICE

Introducción	1
Capítulo I "Análisis de crecimiento de grietas de fatiga por mecánica de la fractura. Ecuación de Paris y su empleo "	5
1.1- Introducción	5
1.2- Análisis de crecimiento de grietas a fatiga por mecánica de la fractura	5
1.2.1- Definiciones de crecimiento de grietas	8
1.2.2- Detección de grietas	9
1.2.3- Estadios de la fatiga	10
1.3- Ecuación de Paris y su empleo	12
1.4- Grietas cortas	15
1.5- Predicción de vida e intervalos de inspección	17
Capítulo II "Crecimiento de grietas de fatiga bajo cargas de amplitud-variable"	20
2.1- Introducción	20
2.2- Fenómeno de fatiga en materiales metálicos	21
2.2.1- La plasticidad cíclica, iniciación de microgrietas, y crecimiento de microgrietas	22
2.2.2- Crecimiento de grietas de macrofatiga	28
2.3- Secuencia de cargas de amplitud-variable (AV)	30
2.4- Resultado de prueba de fatiga simple en AV	36
2.4.1- Vida de iniciación de la grieta	36
2.4.2- Crecimiento de grietas y ciclos de sobrecargas (SC)	38
2.4.3- Orientación delantera de la grieta incompatible bajo la carga de AV	44
2.4.4- Retraso del crecimiento de una grieta por cierre de una grieta y/o tensiones residuales en la zona plástica de la punta de una grieta	45
2.5- Resultados de pruebas de AV más compleja	47
2.5.1- Iniciación de la vida de una grieta	47
2.6- Modelos de predicción de fatiga para cargas de AV	50
2.7- Predicción de iniciación de grietas bajo cargas de AV	51
2.8- Factores ambientales	52
2.9- Predicción de crecimiento de grietas bajo cargas de AV	53
2.9.1- Acercamiento simple al crecimiento de grietas bajo cargas de AV	53
2.9.2- Modelos de la zona de producción	55
2.9.3- Modelos de cierre de grietas para predecir el crecimiento de una grieta bajo cargas de AV	56
Capítulo III "Resistencia a la fatiga de soldadura en aleaciones de aluminio"	62
3.1- Introducción	62
3.2- Algunos aspectos generales	63

3.3- Aspectos geométricos de la soldadura	65
3.4- Resistencia a la fatiga de conjuntos soldados bajo cargas de AV	72
3.5- Comportamiento de la fatiga en soldadura de aluminios	74
3.6- Efecto de la aleación base	75
3.6.1- En uniones soldadas de aluminio	76
3.7- Configuración de la unión	78
3.8- Efecto de las tensiones residuales	82
3.9- Mejora en el comportamiento a fatiga	84
3.10- Efectos de la dimensión sobre el comportamiento a fatiga	86
3.11- Dos casos especiales	87
Conclusiones	91
Bibliografía	92
Anexos	

INTRODUCCIÓN

Muchas piezas de máquinas están sometidas a tensiones que varían cíclicamente con el tiempo. Por ejemplo, la variación de cargas en un puente o en las líneas ferroviarias aun cuando las cargas permanecen constantes, lo cual conlleva al deterioro de las piezas. Uno de los fenómenos que ocurre en las piezas que están sometidas a cargas que varían cíclicamente con el tiempo, lo constituye la Fatiga, la cual se pone de manifiesto en el hecho de que un material sometido a la acción de tensiones variables y repetidas por un período de tiempo prolongado, puede romperse bruscamente, sin deformación previa que lo anuncie, bajo cargas que si actuaran de forma estática serian soportadas indefinidamente por el material. Fue a principios de este siglo cuando se pudo descubrir el origen de la fatiga y explicar su mecanismo de desarrollo. [3]

Según la norma ASTM E 1150 se define a la fatiga como “el proceso de progresivos cambios estructurales localizados y permanentes que ocurren en un material sujeto a condiciones que producen tensiones y deformaciones fluctuantes en algún punto o puntos y que puede culminar en grietas o fractura completa después de un suficiente número de fluctuaciones”. Estas tensiones que provocan el fenómeno de la fatiga son menores y frecuentemente mucho menores que el límite de fluencia del material. El daño de fatiga es causado por la acción simultánea de tensiones cíclicas, tensiones de tracción y deformaciones plásticas, y si alguna de estas no se presenta, entonces no se surge o propaga la grieta. [1]

Del examen microscópico de las fracturas por fatigas se demuestra que el inicio de la fisura se encuentra situado junto a defectos internos: estrías superficiales, cambios bruscos de sección, en general, en puntos donde pueda existir concentraciones de tensiones. Bajo condiciones de cargas estáticas, este hecho conduce a una cierta redistribución de las tensiones y no tiene mayor trascendencia; sin embargo, bajo cargas variables esta redistribución no se

produce y los picos de tensión originan bandas de deslizamientos en los cristales. Esto ocurre durante un primer período en el cual el metal se adapta a la fatiga. [3]

En el mecanismo de la fatiga es posible considerar tres períodos: en el primero, que puede llamarse de incubación, ciertos puntos del material sufren procesos de deformación plástica, que en las aplicaciones sucesivas de las cargas variables va acumulándose hasta que se inicia la fisura microscópica. En el período siguiente, llamado fisuración progresiva, la grieta que se ha iniciado en el de incubación va desarrollándose, progresando y extendiéndose en el metal bajo la acción de las tensiones repetidas y también por el efecto de entalla que la propia fisuración engendra. En el tercer período de rotura, esta se produce de manera brusca simplemente por la acción de una tensión superior a la resistencia de rotura del material energicamente entallado. La grieta de fatiga es un corte transversal, agudo, donde se originan gran concentración de tensión y, por consiguiente, se forma un estado tensional volumétrico que condiciona el carácter frágil de la rotura. [3]

En el pasado la fractura por fatiga a sido causa de grandes catástrofes como accidentes ferroviarios, hundimiento de buques, caída de puentes, entre otros, que han acarreado grandes pérdidas de vidas humanas y materiales. En la actualidad se sigue trabajando e investigando arduamente sobre el tema con el propósito de mejorar cada vez más los diseños y construcciones, haciéndolos cada vez mas seguras.

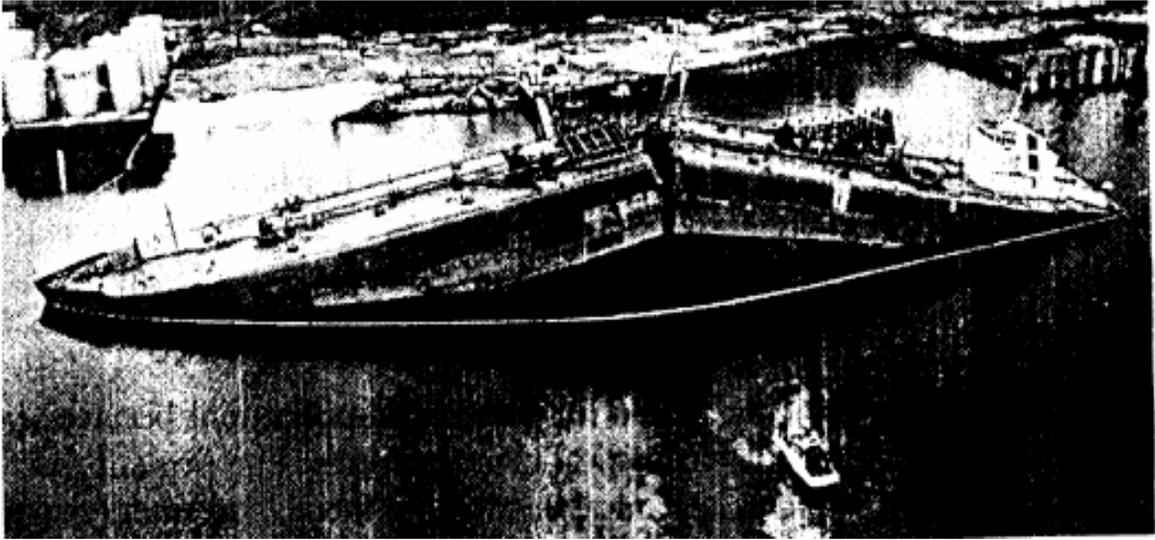


Fig. 1 Barco de transporte utilizado en la Segunda Guerra Mundial partido por la mitad. [2]

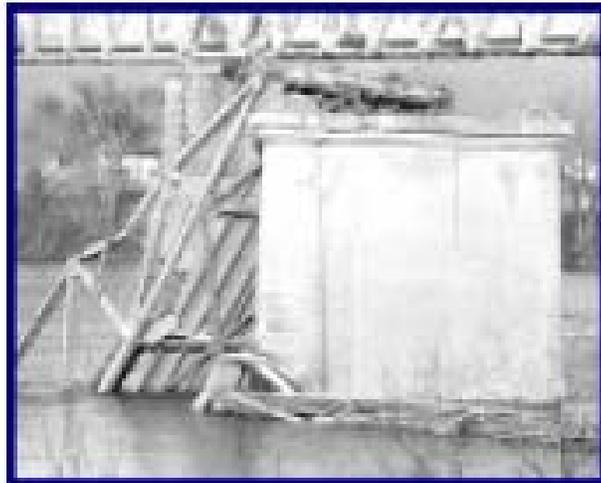




Fig. 2 Puente colapsado en 1967 en Ohio. [4]

La mecánica de fractura es una rama relativamente nueva de la ciencia de los materiales que busca cuantificar las combinaciones críticas de tensión y tamaño de fisuras que produzcan la extensión de la misma. La resistencia a la extensión de grieta puede ser usada en el contexto de tales diferentes tipos de fisuración como fractura frágil, fractura por fatiga, corrosión bajo tensión, crecimiento estable de fisuras, etc. [10]

El procedimiento está basado en el análisis de las ecuaciones del campo de tensiones que muestra que este campo de tensiones elásticas en la región de una punta de la grieta puede describirse por un solo parámetro, K , llamado factor de intensidad de tensiones. Este mismo procedimiento también es usado para caracterizar el crecimiento de una grieta de fatiga (da/dN) por lo que se refiere al parámetro de rango de intensidad de tensiones cíclicas (ΔK). [1]

En 1963, París y Erdogan publicaron un análisis que consiste en como determinar la velocidad de crecimiento de una grieta considerable, demostrando que existe una correlación entre la razón de crecimiento de grieta da/dN y el parámetro de intensidad de tensión cíclica ΔK . Varios estudios más tarde han confirmado los resultados de París y Erdogan. Los datos para determinar valores

de velocidad de crecimiento de grietas de fatiga pueden ser representados por la normalmente conocida ecuación de París. Por consiguiente, las pruebas y caracterización del crecimiento de una grieta de fatiga se usa para predecir la velocidad a que las grietas subcríticas crecen debidos a cargas de fatiga extensivamente grandes. Para componentes que se sujetan a cargas cíclicas, esta capacidad es esencial para la predicción de vida. Para recomendar un criterio de aceptación o de rechazo bien definido hay que ver las formas en que se comportan estos componentes durante inspecciones no destructivas y determinar intervalos de inspecciones seguros en servicio de estos componentes para su funcionamiento seguro y continuado. [1]

Los factores globales y locales influyen en el comportamiento de la fatiga de uniones soldadas. De estos, aparentemente los más significativos en la determinación de la vida a fatiga de los conjuntos soldados son la concentración de tensiones y las tensiones presentes en la soldadura. En la medida que el nivel principal de tensiones o el rango de tensiones aplicadas se incrementan, disminuye la vida a fatiga de la muestra, unión o estructura. La concentración de tensiones incrementa las tensiones locales y actúa reduciendo el período de iniciación así como son la causa de la falla a fatiga, y pueden resultar cambios significativos en el comportamiento a fatiga. [1]

En este contexto para el desarrollo del presente trabajo se trazaron los siguientes objetivos:

Objetivos:

- *Estudiar el empleo de la mecánica de la fracturara para analizar el fenómeno del crecimiento de grietas a fatiga, así como la determinación de la vida en servicio de componentes.*
- *Profundizar en el crecimiento de grietas a fatiga bajo cargas de amplitud variable.*
- *Analizar el comportamiento uniones soldadas de aleaciones de aluminio en cuanto al crecimiento de grietas de fatiga.*

CAPITULO I: “Análisis de crecimiento de grietas de fatiga por mecánica de la fractura. Ecuación de Paris y su empleo”

1.1- Introducción

La presencia de una grieta puede reducir significativamente la resistencia de un componente ingenieril provocando la fractura frágil. La situación más común se presenta como una pequeña imperfección, en el cual dentro de ella se desarrolla una grieta, que crece hasta alcanzar su tamaño crítico y provocar la fractura frágil. [9]

Un componente se ve sometido a fatiga cuando soporta cargas alternas, el crecimiento de la grieta es debido a que se realizan ciclos de carga hasta alcanzar un tamaño tal que la sección remanente es incapaz de soportar la carga máxima en el ciclo y finalmente el ligamento restante rompe de forma frágil o dúctil. A las formas de crecimiento lento de la grieta se les llama subcríticas como son la fatiga y las fracturas rápidas se llaman críticas como son las fracturas por clivaje (que se define como la propagación rápida de las grietas abriendo los planos cristalográficos). Todos los materiales tienen defectos de uno u otro tipo, incluso recién fabricados por los mejores métodos disponibles contienen: inclusiones, precipitados, poros, bordes de grano.....Hay de otro lugar crítico de una pieza: su superficie, en algún lugar de la superficie del sólido se encuentran las tensiones máximas (probablemente junto a algún concentrador de tensiones). Ambos defectos los internos y los superficiales compiten por romper a la pieza, por lo que a partir de estos es que se comienzan a desarrollar microgrietas. [7]

1.2- Análisis de crecimiento de grietas a fatiga por mecánica de la fractura.

El crecimiento de la grieta puede ser causado por cargas cíclicas, debido a un comportamiento llamado: crecimiento de grieta por fatiga. Sin embargo si un

ambiente químico hostil está presente, una carga estable puede provocar un crecimiento de grieta por ambiente hostil. Ambos crecimientos de grietas pueden ocurrir si cargas cíclicas son aplicadas en presencia de un ambiente hostil, especialmente si los ciclos son lentos o existen periodos en los que la carga permanece estable interrumpiendo el ciclo. [9]

El análisis de crecimiento de grieta puede ser obtenido usando el concepto de factor de intensidad de esfuerzos, K de mecánica de la fractura. K cuantifica la severidad de la combinación de longitud de grieta, cargas y geometría existente, donde esta se expresa como:

$$K = FS\sqrt{\pi a} \quad (1)$$

Donde $a \rightarrow$ longitud de la grieta, $S \rightarrow$ Esfuerzo nominal, el cual es usualmente definido en base al área del elemento sin muesca y $F \rightarrow$ función adimensional de geometría, el valor de F es afectado por la longitud relativa de la grieta, $\alpha = a/b$, b es la dimensión del ancho del miembro tal que si $\alpha = 1$ el miembro esta completamente agrietado. [9]

Durante una inspección cuidadosa de componentes ingenieriles, seguido es revelada la presencia de grietas. La probable presencia de grietas en los componentes sugiere fuertemente que sea realizado un análisis basado en mecánica de fractura. En el peor de los casos la grieta de longitud inicial a_i que crece hasta alcanzar una longitud crítica a_c , después de N_{if} ciclos de carga, ocurriendo con ello la fractura frágil. [6]

El factor de seguridad con respecto a la vida de un componente es el siguiente:

$$X_N = \frac{N_{if}}{N} \quad (2)$$

donde N = Número de ciclos esperados en servicio actual.

La resistencia crítica para fractura frágil de un miembro esta determinada por la longitud actual de grieta y la tenacidad de la fractura K_c para el material y espesor envueltos.

$$S_c = \frac{K_c}{F\sqrt{\pi a}} \quad (3)$$

En el peor de los casos, durante el crecimiento de la grieta, la longitud aumenta, causando a la vez que la resistencia crítica disminuya, la falla ocurre cuando S_c alcanza el valor de $S_{m\acute{a}x}$, este es el valor máximo del esfuerzo aplicado en el actual servicio. [9]

El factor de seguridad de esfuerzo contra fractura frágil repentina es el siguiente:

$$X_c = \frac{S_c}{S_{\max}} \quad (4)$$

Tal factor de seguridad es necesario en adición a X_n debido a un inesperado crecimiento de carga, la cual puede exceder la carga cíclica normal. Dentro del esperado servicio de vida actual X_c decrece asta un valor mínimo obtenido al final del servicio de vida. [9]

Algunas veces ocurre que la combinación de una longitud de grieta mínima detectada a_i y un esfuerzo cíclico para el cual el margen de seguridad fue expresado por X_n y X_c , es insuficiente. La predicción de la falla antes de que sea alcanzado el servicio de vida actual, $X_n < 1$, podría ser el caso. Es por ello que deben realizarse inspecciones periódicas, para localizar una o varias grietas de longitud igual o mayor a_i y al hacerlo se deben reparar o según el caso

reemplazar la parte. Lo anterior asegura que después de cada inspección no existan grietas en el componente iguales o mayores a a_i . Asumiendo que las inspecciones son realizadas a cada N_p ciclos, la longitud de la grieta en el peor de los casos aumenta entre cada inspección variada. [9]

Por lo tanto el factor de seguridad de vida es determinado por la inspección, y está dado por:

$$X_N = \frac{N_{if}}{N_p} \quad (5)$$

El análisis basado sobre fractura mecánica permite las variaciones de longitud de grieta así como de resistencia estimados, tal que los factores de seguridad puedan ser evaluados. Cuando las inspecciones son necesarias, el análisis por mecánica de fractura permite una inspección segura. En adición a las aplicaciones de diseño, el análisis de crecimiento de grieta durante la vida de un componente, es usado en ocasiones donde una grieta inesperada ha sido encontrada en un componente de una máquina, vehículo o estructura. La vida restante puede ser calculada para determinar si la grieta puede ser ignorada, reparada o la parte debe ser reemplazada inmediatamente o a la vez si esto puede ser pospuesto a una fecha mas conveniente. [9]

1.2.1- Definiciones de crecimiento de grieta. [9]

Considerar un crecimiento de grieta que incrementa la longitud por una cantidad Δa durante la aplicación de un número de ciclos ΔN . La tasa de crecimiento con respecto a los ciclos puede ser caracterizada con la relación $\Delta a / \Delta N$, o por intervalos pequeños como da/dN . La tasa de crecimiento de grieta por fatiga, es la pendiente sobre un punto de una curva a contra N .

Asumiendo que las cargas aplicadas son cíclicas con valores constantes de carga $P_{máx}$ y $P_{mín}$ y por lo tanto valores constantes de esfuerzo nominal de $S_{máx}$ y $S_{mín}$. Para el crecimiento de grieta por fatiga es común el uso del rango y relación de esfuerzos:

$$\Delta S = S_{\max} - S_{\min} \qquad R = \frac{S_{\min}}{S_{\max}} \qquad (6 \text{ y } 7)$$

La variable primaria que afecta la tasa de crecimiento de una grieta es el rango del factor de intensidad de esfuerzo, el cual es calculado del rango de esfuerzos como sigue:

$$\Delta K = F \Delta S \sqrt{\pi a} \qquad (8)$$

El valor de F depende solamente de la geometría y de la longitud de grieta relativa

$\alpha = a/b$ como si la carga fuera no cíclica, el máximo y mínimo rango de K y la relación de R esta dada por:

$$K_{\max} = F S_{\max} \sqrt{\pi a} \quad , \quad K_{\min} = F S_{\min} \sqrt{\pi a} \qquad (9 \text{ y } 10)$$

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \quad , \quad R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \qquad (11 \text{ y } 12)$$

A la vez puede ser importante para especímenes de prueba de laboratorio, el utilizar la expresión alternante de K en términos de la carga aplicada P :

$$\Delta K = F_p \frac{\Delta P}{t \sqrt{b}} \quad , \quad R = \frac{P_{\min}}{P_{\max}} \qquad (13 \text{ y } 14)$$

1.2.2- Detección de grietas. [7]

Muchas grietas se ven a simple vista. Basta una buena iluminación y una inspección visual. Para inspeccionar interiores y zonas de difícil acceso se emplean endoscopios. Pero una grieta de fatiga puede ser extraordinariamente fina y pasar desapercibida en un componente confundido con la rugosidad superficial o enmascarada por la oxidación superficial. Cuando en el laboratorio se determinan umbrales de fatiga se emplea un catetómetro (microscopio móvil con una escala graduada). Si a la probeta no se le ha realizado previamente un pulido metalográfico seremos incapaces de distinguir la grieta.

La búsqueda y dimensionado de los defectos y grietas en una pieza se puede realizar por otros métodos múltiples. El empleo de los rayos X es la técnica preferida por los traumatólogos (la radiografía), para el examen de roturas en los huesos. Un recubrimiento sensible es otro método de detección. En los metales, con mayor peso atómico, la capacidad de penetración de los rayos X es pequeña. En su lugar puede emplearse la gammagrafía. Su principal inconveniente es que necesitamos un isótopo radioactivo o un pequeño reactor nuclear para generar las partículas gamma.

Más práctico y fructífero es la inspección por ultrasonidos. Su umbral de detección se sitúa en torno a 1,5 mm para el tamaño del defecto (obviamente depende del material, espesor.....) y su eficiencia es la que, en muchas ocasiones, los componentes se diseñan para poder ser inspeccionados con facilidad y no con criterios estrictamente mecánicos.

Para la detección de grietas superficiales los ultrasonidos no son eficaces. Para un palpador de un diámetro dado y frecuencia de operación, existe un espesor próximo a la superficie en el que es ciego. En este caso es más sencillo el empleo de líquidos penetrantes. Se aplica mediante un pulverizador, tiene una

viscosidad baja y se cuele por cualquier grieta. En función de su espesor se ven blancos (capa delgada) o roja (ahí está la grieta). Otra alternativa aun más sensible es el empleo de corrientes inducidas o corrientes de Eddy.

Una grieta supone una discontinuidad mecánica del sólido pero habitualmente también lo es eléctrica, magnética y térmica. Este principio que explotan las corrientes inducidas y las partículas magnéticas. Existen procedimientos muchos más sofisticados: se puede barrer el sólido con un pincel láser que calienta su superficie. Junto a el otro pincel láser mediante métodos interferométricos, mide el desplazamiento que se produce en un punto próximo. Cualquier anomalía en el valor de ese desplazamiento releva una grieta. Cuando una grieta crece hace ruido, su frecuencia es muy característica y se puede discriminar con facilidad el ruido ambiental.

1.2.3- Estadios de la fatiga.

La historia de una grieta que se desarrolla en un componente sometido a la fatiga tiene típicamente tres etapas: una etapa de iniciación, una de propagación estable y finalmente una propagación acelerada que conduce al fallo del componente. [7]

ESTADIO I: grietas cortas.

Habitualmente en la superficie se encuentran zonas de altas cargas alternadas que producen deformaciones plásticas en los granos próximos a la superficie. Esta deformación se localiza en bandas persistentes de deslizamiento. Cuando un grano situado en la superficie, deforma, se genera un escalón en la superficie que inmediatamente se oxida y se suprime la deformación en este nuevo plano. La repetición de este ciclo de deformación, oxidación y bloqueo acaba por formar protuberancia o entrantes en la superficie original del sólido que concentra tensiones. La situación se agrava y termina por aparecer una

microgrieta a partir de estos defectos superficiales que se propaga a lo largo de la banda persistente de deslizamiento (formando 45° con la dirección de la tracción). Aunque la nomenclatura resulte algo confusa, esta grieta presenta modo mixto: I y II. En este estadio, la microgrieta tiene mucha dificultad para atravesar los bordes de grano y, a menudo, la microgrieta solo consigue progresar en un grano y ahí se detiene. Si la carga es algo más alta o con suficiente números de ciclos reinicia la propagación en el grano adjunto. [7]

ESTADIO II

A medida que crece la grieta, pronto descubre que su dirección de crecimiento no es óptima y su propagación requiere un menor trabajo si se orienta perpendicular al campo tractivo (modo I), ver figura 2. Habitualmente la reorientación de la grieta ocurre cuando la microgrieta ha atravesado unos pocos granos en el material. A partir de ese momento su propagación es estable y se ajusta a una ley potencial en el factor de intensidad de tensiones, de acuerdo con la ley empírica que propusieron Paris y Erdogan en 1960, que veremos en el próximo epígrafe. [7]

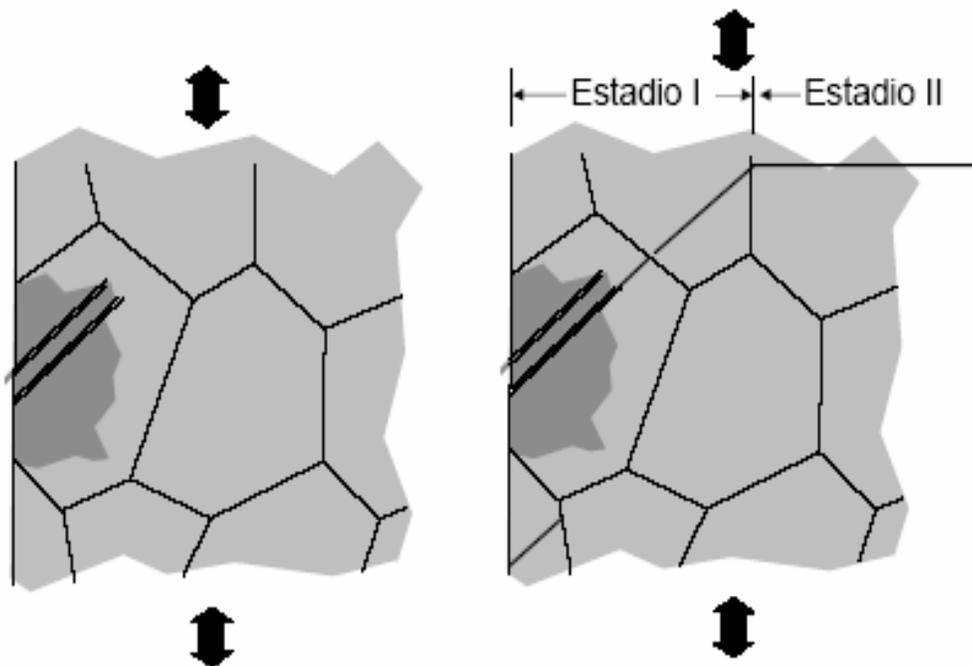


Fig. 1 Reorientación de la grieta al modo I en el estadio II de fatiga.

ESTADIO III

Cuando el tamaño de la grieta es mayor, el máximo factor de intensidad de tensiones durante el ciclo se aproxima a K_{IC} . Los poppings (pequeñas zonas rotas por clivaje) son frecuentes y la velocidad de crecimiento se acelera aun más por estas contribuciones frágiles a su propagación. Llega un momento en que se alcanza el valor de K_{IC} y la propagación se convierte en catastrófica: la pieza rompe por clivaje o coalescencia de microcavidades. Este último estadio de la fatiga, en general, carece de interés: la velocidad de crecimiento es tan grande que el número de ciclos consumidos en el estadio III apenas cuenta en la vida de la pieza. [7]

1.3- Ecuación de Paris y su empleo. [9]

Para un material y condiciones de prueba dados, el comportamiento del crecimiento de la grieta puede ser descrito por la relación entre la tasa de crecimiento de grieta cíclico da/dN y el rango del factor de intensidad de esfuerzos ΔK . Los datos de prueba y curva aptos para un material son mostrados en grafico log – log en la Figura 1.

Para los valores intermedios de ΔK , seguido se observa una línea recta sobre el grafico $\log -\log$, como es el caso de la figura, la ecuación que representa esta línea es la siguiente:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (15)$$

donde $a \rightarrow$ tamaño o longitud de la grieta, $N \rightarrow$ números de ciclos, C y $m \rightarrow$ ctes que dependen del material y del medio ambiente.

A medida que crece el tamaño de la grieta si las tensiones alternas son constantes, aumenta el umbral del crecimiento de grieta por fatiga ΔK y en consecuencia su velocidad de crecimiento da/dN . Si deseamos obtener C y m de una manera exacta, se deberán consultar los valores de los puntos, se realiza un ajuste empleando mínimos cuadrados en el gráfico log-log, donde se obtiene una línea recta de la forma:

$$y = mx + b$$

(16)

tomando logaritmos en ambos lados de la ecuación 15 da:

$$y = \log \frac{da}{dN}, \quad x = \log(\Delta K), \quad m = m, \quad b = \log C \quad (17)$$

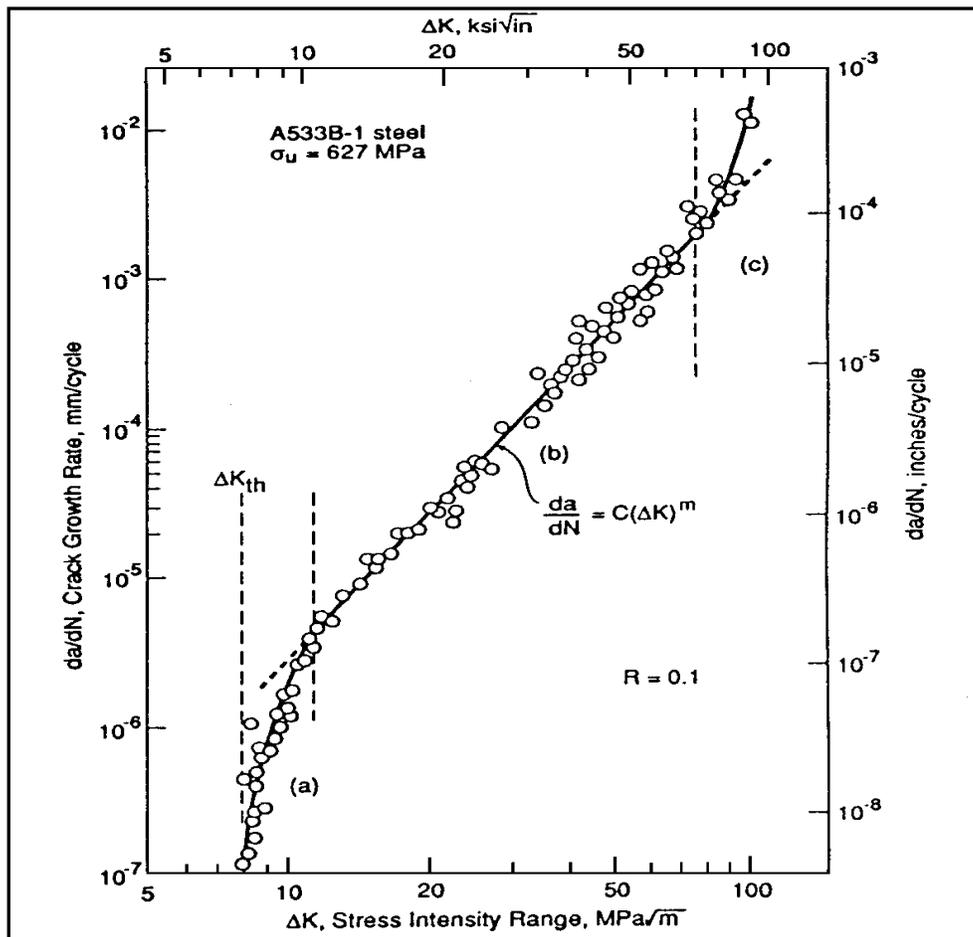


Fig. 2 Razón de crecimiento de grieta cubriendo un amplio rango de intensidades de esfuerzos para un acero dúctil de un recipiente a presión. [9]

Para bajas tasas de crecimiento, la curva generalmente comienza empinada y se acerca a una vertical asintótica llamada ΔK_{th} (threshold), la cual es llamada umbral del crecimiento de grieta por fatiga. Esta cantidad es interpretada como el valor límite mas bajo de ΔK para el cual el crecimiento no ocurre ordinariamente. Para altas tasas de crecimiento la curva puede empezar a empinarse, esto es debido al inestable crecimiento de la grieta, justo antes de la falla final del espécimen de prueba. Tal comportamiento puede ocurrir donde la zona plástica es pequeña, en tal caso la curva asintótica se aproxima a la tenacidad a la fractura K_{IC} para el material y espesor de interés. El crecimiento de la grieta rápido e inestable a altas ΔK algunas veces envuelve cadencia plástica completamente. Ver figura 3. [9]

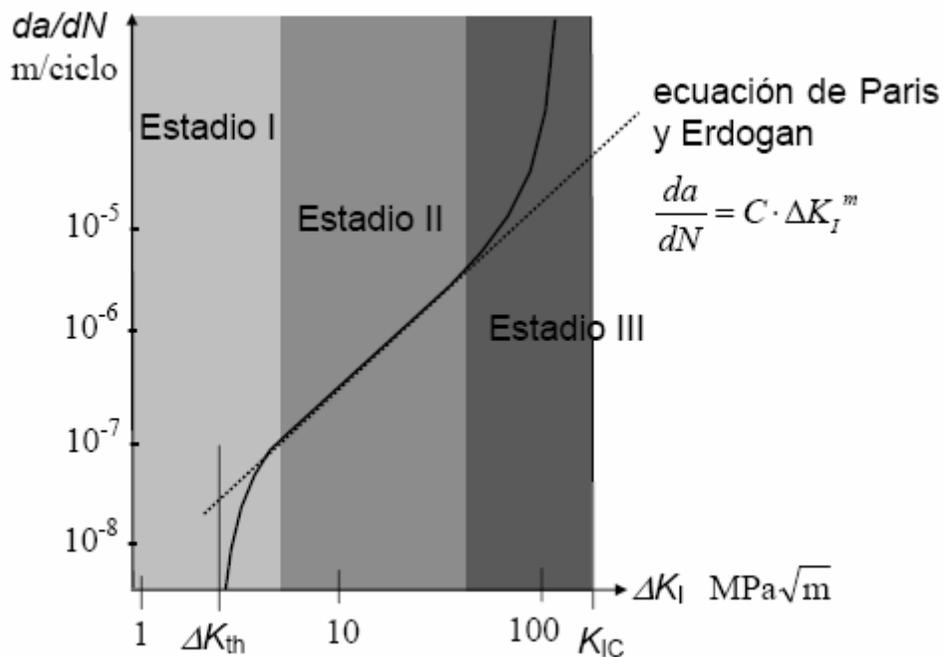


Fig. 3 Estadios de fatiga sobre un diagrama de Paris. [7]

Si las cargas en el ciclo son pequeñas, con la carga máxima la grieta no llega a abrirse, en consecuencia, no crece. Las causas más frecuentes que calzan las grietas son: la formación de óxidos, la rugosidad de las superficies de la grieta y las tensiones residuales inducidas en la zona plástica al frente de la grieta. En el momento en el que una grieta se cierra se recuperan (al menos en parte) la posibilidad de transmitir tensiones a través de la grieta. Desaparece la singularidad de tensiones en su punta ($K_I=0$) y el sólido se comporta igual que si no tuviera grieta. [7]

La Fig. 4 simula el caso de considerar en la Ec. de Paris únicamente el rango efectivo del factor de intensidad de tensiones para la propagación de la grieta. [7]

La figura muestra como la existencia de un cierre de la grieta justifica velocidades menores que las correspondientes a la ecuación de Paris, la existencia de un umbral de fatiga y que este ultimo es función de la relación de cargas, R, definido como:

$$R = K_{\min}/K_{\max} \quad (18)$$

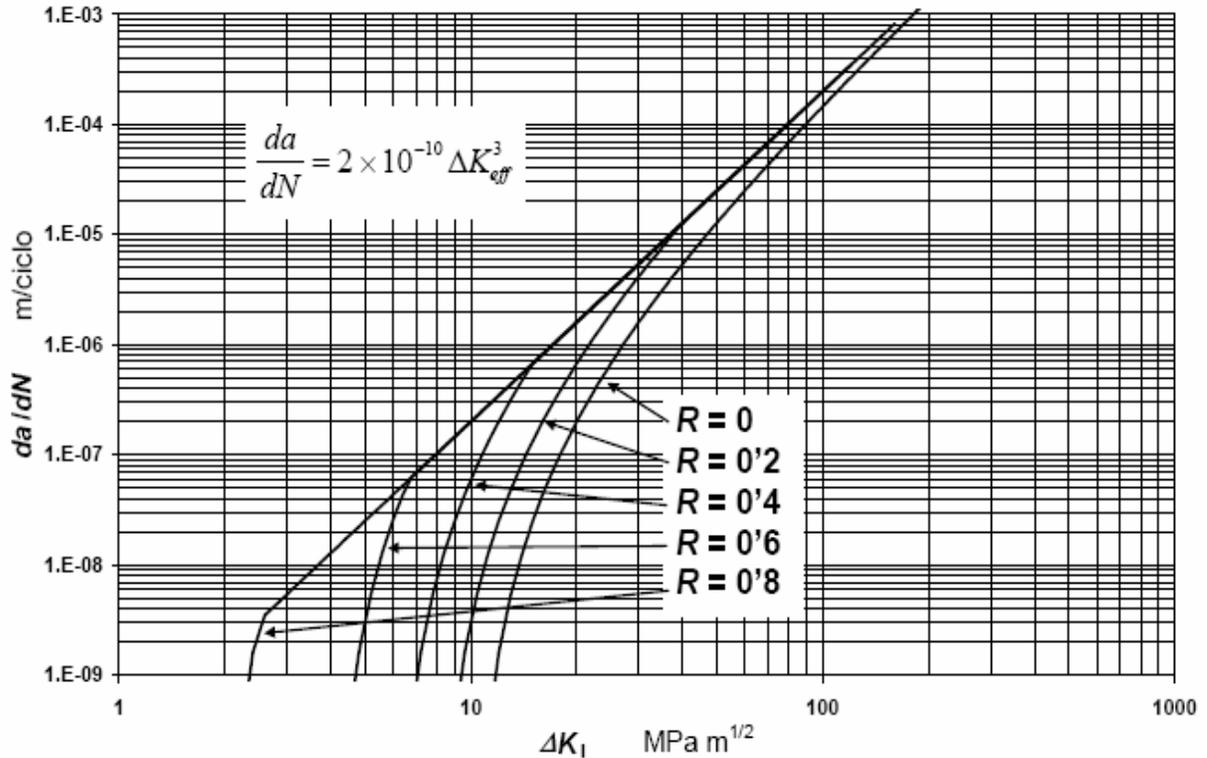


Fig. 4 Efecto de la relación de cargas, $R=K_{min}/K_{max}$ sobre la velocidad de crecimiento de grietas suponiendo un $K_{op}= 10 \text{ Mpa m}^{1/2}$. [7]

1.4 – Grietas cortas. [7]

Se habla de grietas cortas cuando las dimensiones de la grieta son comparables a los tamaños de la microestructura del material (típicamente los granos). El comportamiento de las grietas cortas es atípico sobre todo en la zona del umbral de fatiga. Estas grietas tienden a crecer de forma errática: crecen de prisa dentro de un grano con valores de ΔJ por debajo del umbral de fatiga y frecuentemente se detienen en las juntas de grano o inclusiones. Su comportamiento se explica en base a dos fenómenos: la rugosidad de la grieta es menor en una grieta que avanza en un solo grano que la que tiene una grieta larga, con una topografía mucho más irregular. En consecuencia, el cierre de grieta debido a la rugosidad es pequeño en una grieta corta y aumenta con el tamaño de la grieta hasta saturarse alcanzando el K_{op} de una grieta larga, Fig. 5.

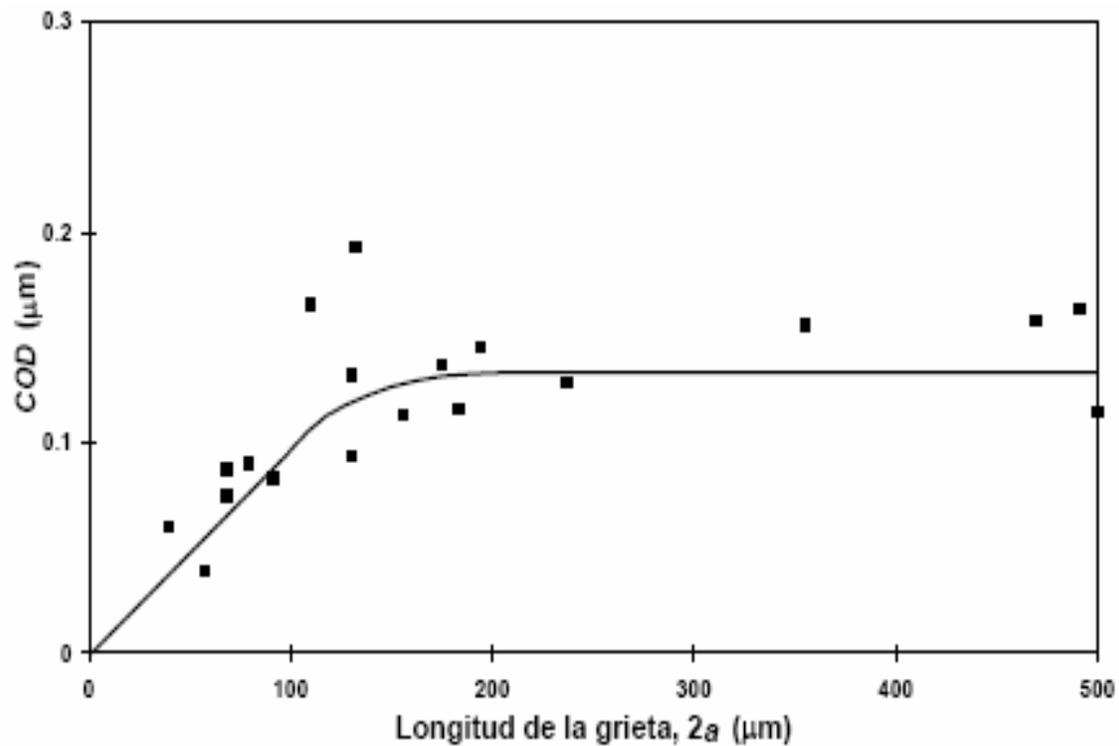


Fig. 5 Variación del COD (para carga nula) a medida que aumenta la longitud de la grieta en una aleación de Ti.

El segundo fenómeno puede explicarse de la siguiente manera: a medida que la grieta progresa dentro del grano, la velocidad de propagación es muy elevada, Fig. 6(a). Una vez alcanzada la junta del grano, la grieta debe desviar su trayectoria con el objeto de acomodarse a la nueva orientación del grano adyacente Fig. 6(b), ya que en el caso de grietas cortas, a diferencia de lo que ocurre con las largas, la propagación viene dada primordialmente por la activación de un único sistema de deslizamiento.

Esta desviación de la grieta origina un efecto similar al observado con grietas largas para velocidades de propagación próximas al umbral: la aparición de modos mixtos de cargas y, en consecuencia, reduciendo apreciablemente el valor de ΔK_{eff} , así como la aparición de un cierre de grieta Fig. 6(b).

Cuando la orientación de los granos contiguos es muy semejante, la declaración que experimenta la grieta es escasa, pero en caso contrario, la caída de ΔK_{eff} puede ser lo suficientemente grande como para que tenga lugar la detección total de microgrieta.

La disminución de la velocidad de crecimiento de la microgrieta va siendo menos importante a medida que el tamaño de la grieta aumenta. Se observa experimentalmente al atravesar las tres primeras juntas de grano. Una grieta es larga cuando alcanza un tamaño de unos diez granos.

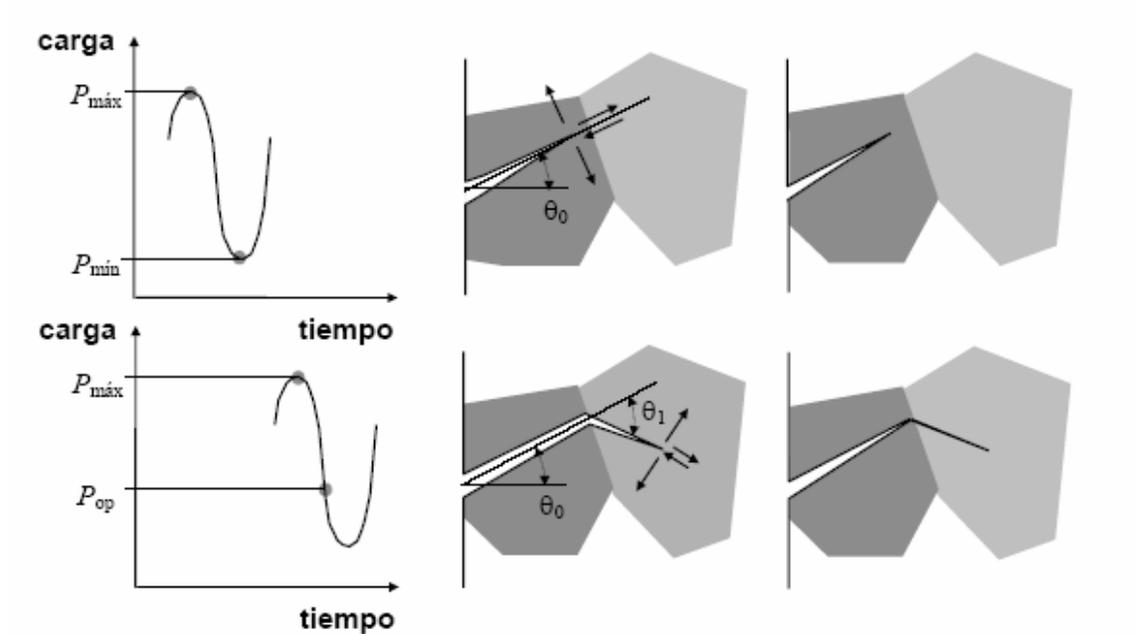


Fig. 6 Desviación de la trayectoria de una grieta corta al atravesar una junta de grano y consiguiente aparición de un cierre de grieta.

1.5 – Predicción de vida e intervalos de inspección. [7]

Una vez detectada una grieta en una pieza, primeramente deberemos calcular si supera el umbral de fatiga:

$$K(a_0) \leq K_{th} \Rightarrow \text{Vida infinita}$$

Si se supera el umbral, deberemos calcular el tamaño de la grieta que es crítico:

$$K(a_c) = \beta \cdot \sigma_{\max} \sqrt{\pi \cdot a_c} = K_{IC} \Rightarrow a_c = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{IC}}{\beta \cdot \sigma_{\max}} \right)^2 \quad (19)$$

Nota: se debe tener cuidado con que el tamaño de la grieta es $2 a_c$ en algunos casos (por ejemplo: grieta centrada en un panel) ó $1 a_c$ (por ejemplo: grieta de borde).

Después calcularemos el número de ciclos hasta el fallo; separando variables e integrando la ecuación de Paris y Erdogan del material, se obtiene:

$$N = \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{C [\Delta K]^m (a)} \quad (20)$$

en donde a_0 es el tamaño inicial del defecto y N el número de ciclos a determinar. El factor de intensidad de tensiones depende de las tensiones y del tamaño de la grieta. Si la expresión de $K(a)$ es sencilla, se puede integrar analíticamente la ecuación 19. Por ejemplo, supongamos:

$$\Delta K = \beta \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad (21)$$

Suponiendo $\Delta \sigma$ y β constantes e introduciendo la ecuación 20 en la 19 obtenemos:

$$N = \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{C(\beta \cdot \Delta\sigma \sqrt{\pi \cdot a})^m} = \frac{1}{C \cdot \pi^{m/2} \cdot \beta^m \cdot \Delta\sigma^m} \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{a^{m/2}} =$$

$$N = \frac{1}{\left(1 - \frac{m}{2}\right) \cdot C \cdot \pi^{m/2} \cdot \beta^m \cdot \Delta\sigma^m} \left[a_c^{1-\frac{m}{2}} - a_0^{1-\frac{m}{2}} \right] \Rightarrow \text{para } m \neq 2 \quad (22)$$

$$N = \frac{1}{C \cdot \pi \cdot \beta^2 \cdot \Delta\sigma^2} \left(\ln \frac{a_c}{a_0} \right) \Rightarrow \text{para } m = 2$$

Sustituyendo a_c por a_1 en la ecuación anterior, podemos calcular cuando la grieta alcanzará un tamaño a_1 (por ejemplo, que sea detectable con determinada técnica de inspección).

Ahora podemos diseñar técnicas de inspección de un componente. El componente se inspecciona y aseguramos que no tenga grietas superiores a determinado tamaño a_0 . Las pruebas de cargas hacen las veces de la inspección: verifican que no existen grietas de determinado tamaño. El periodo de inspección se calcula de modo que el componente se examine una ($N/2$, o mejor dos: $N/3$) veces antes de que ocurra la rotura catastrófica. Dependiendo de la pieza, cuando consuma $N/2$, directamente se reemplaza, se repara, se revalúa.

CAPÍTULO II: "Crecimiento de grietas de fatiga bajo cargas de amplitud-variable"

2.1- Introducción.

La FATIGA es un problema práctico para todos los tipos de estructuras sujetadas a muchos ciclos de carga bajo las condiciones de utilización de servicio normales. Una sola aplicación de carga no es dañosa, pero una repetición de muchos ciclos de carga puede dar comienzo a una grieta de fatiga. La grieta crecerá hasta el límite que la estructura se rompa, a menos que sea encontrada por una inspección que se le realice al componente. La variedad de problemas prácticos de fatiga es muy extensa debido a los muchos tipos de estructuras, materiales, espectros de cargas, y otras variables de diseños. [5]

Los fallos de fatiga pueden tener consecuencias significativas en la práctica, que pueden ser indeseables por razones de la economía. Los fallos de fatiga en estructuras caras los números pequeños son prácticamente inaceptables. Otro argumento importante es la seguridad. En el pasado ocurrieron fallos de fatiga desastrosos provocando grandes fatalidades como, el daño al medio ambiente, pérdidas de vidas humanas, etc. Como una consecuencia, el concepto de diseño contra la fatiga ha llamado mucho la atención de la industria, institutos de investigación, universidades, y autoridades responsables para las regulaciones de seguridad para proteger la sociedad contra accidentes fatales. Evidentemente el diseño contra la fatiga es una materia de preocupación. Las predicciones de fatiga son necesarias para cuantificar el problema de fatiga en términos de vida de fatiga y crecimiento de la grieta. [1]

Esto resume los fenómenos de fatiga en los materiales metálicos, discute la fatiga bajo cargas de amplitud-variable (AV), dónde el énfasis está en el crecimiento de una grieta, y modelos de predicción presentes. Su objetivo es

inspeccionar el estado del arte. Debe ser útil para la investigación extensa, pero al mismo tiempo, debe indicar las posibilidades y limitaciones de predicciones de fatiga en un ambiente de ingeniería práctico. [1]

2.2- Fenómeno de fatiga en materiales metálicos. [1]

Es usual considerar que la vida a fatiga se compone de dos periodos:

- El periodo de iniciación de una grieta, incluyendo nucleación de la grieta y crecimiento de la microgrieta.
- El periodo de crecimiento de una grieta, cubre el crecimiento de una grieta visible (Fig. 1).

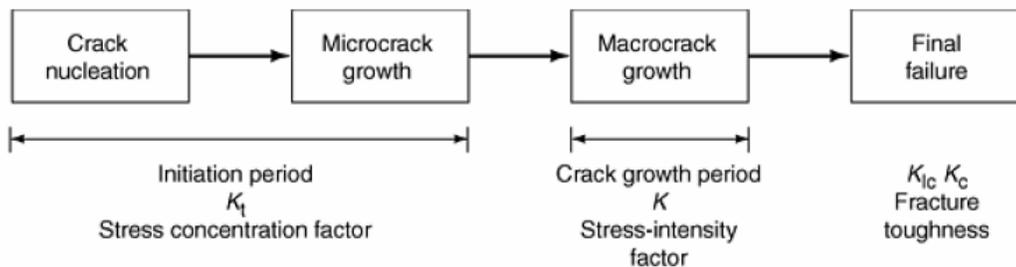


Fig. 1 Diferentes fases de la vida de fatiga y factores relevantes.

En una curva de fatiga (curva de S-N, curva de Wöhler), la vida de fatiga (N) hasta el fallo se traza como una función de la amplitud de tensiones (S_a). Tales curvas aplican a las llamadas cargas de amplitud constante (AC), que es una carga cíclica con amplitud constante, pero también una carga media constante. A menudo la curva de fatiga resulta ser aproximadamente lineal en una gráfica doble logarítmica (ver Fig. 2, relación de Basquin). Sin embargo, hay dos escalones (dos asíntotas horizontales). El superior está asociado con el fallo estático, porque la carga máxima del ciclo de fatiga excede la fuerza estática. El más bajo usualmente está referido al límite de fatiga (S_f). Para amplitudes debajo del límite de fatiga, el fracaso no ocurre, incluso después de un número

muy alto de ciclos. El límite de fatiga se define a menudo como la amplitud de tensiones para que la vida de fatiga sea infinita, o como la amplitud de tensiones máximas para que el fallo no ocurra. Una definición buena es que el límite de fatiga es la amplitud de tensión mínima que puede nuclear una grieta que crece hasta el fallo. Esto no implica que una microgrieta no pueda iniciarse por debajo del límite de fatiga, pero no crece hasta convertirse en macrogrieta. Aparentemente la microgrieta se detiene en alguna barrera microestructural.

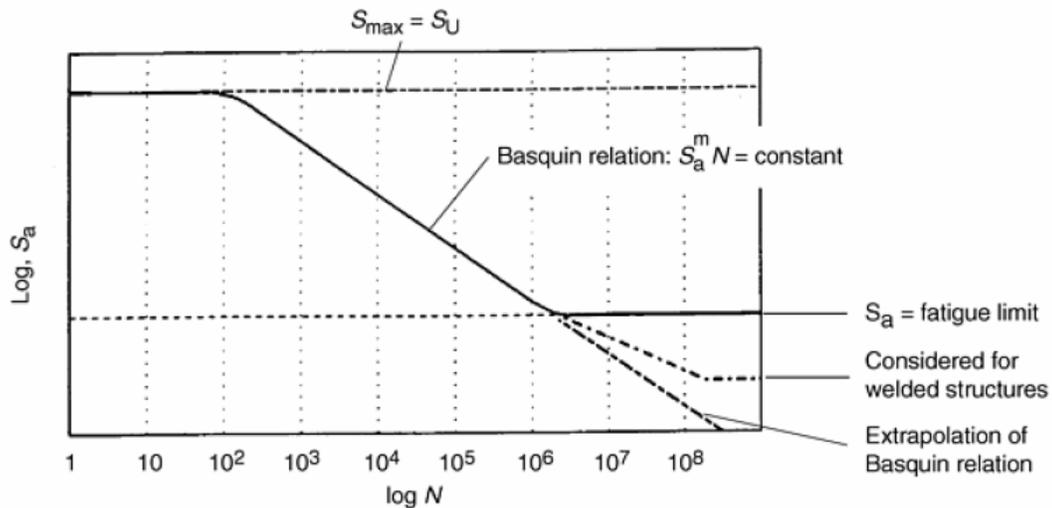


Fig. 2 Curvas de S-N con extrapolaciones debajo del límite de fatiga.

2.2.1- La plasticidad cíclica, iniciación de microgrietas, y crecimiento de microgrietas. [1]

Las grietas de fatiga generalmente empiezan en la superficie del material, por razones prácticas y fundamentales:

- Razones Prácticas: alto nivel de tensiones, K_T siempre >1 ; y secundariamente la aspereza de la superficie y otras concentraciones de tensiones en pequeña escala.
- Razones Fundamentales: bajo impedimento en la plasticidad cíclica, y además en los efectos ambientales.

Por supuesto, hay notorias excepciones, tales como las nucleaciones de grietas subsuperficiales asociadas a defectos internos del material, distribución no homogénea de tensiones residuales, y una estructura del material en la superficie más resistente a la fatiga (capa superficial por chorreado de perdigones, nitruración, etc.). Las razones fundamentales se dan con más atención debajo, porque estas son significantes para considerar los problemas del umbral y la relevancia de las aplicaciones de la mecánica de la fractura en la fatiga, también en relación con la carga de AV.

Los granos en la superficie del material no son soportados por los otros granos. Como una consecuencia, el deslizamiento cíclico puede ocurrir más fácilmente dentro del material dónde el deslizamiento se refrena más por el material circundante. Porque el bajo refrenamiento en el deslizamiento de un grano superficial, puede ocurrir a un nivel más bajo de tensiones. Es una de las razones del por qué la grieta de nucleación generalmente comienza en los granos de la superficie, o ligeramente en la subsuperficie (por ejemplo, a una inclusión). Hay teorías diferentes en una nucleación de una microgrieta que no se inspeccionará aquí. Esto explica cómo el deslizamiento cíclico en sólo unos ciclos puede llevar a una microgrieta física en la superficie. En varios materiales la microgrieta inicial crece en una banda de deslizamiento. La concentración de tensiones de microcortante en una banda de deslizamiento depende de la orientación de la red cristalina y la forma de los granos. Debido al deslizamiento durante la carga, la tensión de cortante reversa durante la descarga y será nuevamente alta en la misma banda de deslizamiento. El deslizamiento cíclico y el crecimiento de una microgrieta inicial se concentrarán en las bandas de deslizamiento. El deslizamiento cíclico no es un fenómeno reversible (si lo fuera, la fatiga del material no sería un problema), en parte porque las tensiones se endurecen, pero también debido a la interacción del medio ambiente con los pasos del deslizamiento y el material agrietado. En aire esto implica una fuerte adhesión de monocapas de óxido. Los ambientes agresivos promueven la

iniciación de microgrietas en las bandas de deslizamiento cíclicas. Con tal de que el tamaño de la microgrieta todavía esté en el orden de un solo grano, hay una microgrieta en un material elásticamente anisotrópico con una estructura cristalina y varios sistemas de deslizamientos diferentes. La microgrieta causa una distribución de tensiones no homogénea en un micronivel, con una concentración de tensiones en la punta de la microgrieta. Si eso activa más de un sistema de deslizamiento, la dirección de crecimiento de una microgrieta puede desviarse de la orientación inicial de la banda de deslizamiento. Las grietas tienden a crecer perpendiculares a la dirección de la carga (Fig. 4). El crecimiento de una microgrieta depende de la estructura del material, la cristalografía, los posibles sistemas de deslizamientos, la facilidad del “cross-slip”, la orientación de la red de granos (la textura), y el tamaño de grano. Como resultado, la nucleación y el primer crecimiento de una microgrieta no pueden esperarse para ser fenómenos similares para materiales diferentes. Como por ejemplo, las aleaciones de Al normalmente tienen los granos pequeños, la anisotropía elástica es baja, y el “cross-slip” es relativamente fácil. Para las aleaciones de Ni, los granos pueden ser grandes, la anisotropía elástica es muy grande, y el “cross-slip” es relativamente difícil.

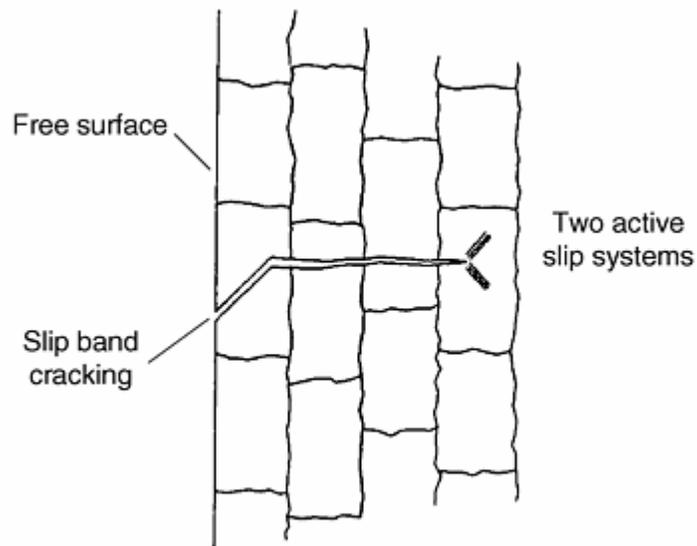


Fig. 3 Sección transversal de una microgrieta.

En general, un número grande de granos en la superficie del material se carga nominalmente al mismo nivel de tensiones cíclicas, aún cuando nosotros consideramos una muestra entallada. Una pregunta obvia es por qué las microgrietas no son nucleadas en todos los granos. Realmente, la amplitud de tensión a la superficie es grande, y las investigaciones microscópicas han mostrado que habrá un número alto de microgrietas en las aleaciones de Al. Debido a la baja anisotropía elástica del aluminio, el nivel de tensiones del grano para formar grano no cambia mucho, y como una consecuencia, habrán muchos granos con un nivel de tensión local muy alto. Las microgrietas pueden unirse después de algún crecimiento y puede continuar creciendo como una grieta. La fractografía macroscópica normalmente muestra solo uno o pocos núcleos de grietas de fatiga dominantes. El número de núcleos visibles depende de la carga de fatiga. A un nivel de tensiones cerca del límite de fatiga, sólo un núcleo de la grieta es observado. Esto parece ser lógico, porque el límite de fatiga es un nivel de tensiones del umbral. Sólo un núcleo de la grieta crecerá hasta el fracaso final. Estadísticos lo llaman el eslabón más débil en el material.

Porque el crecimiento de una microgrieta depende de la plasticidad cíclica, las barreras para deslizarse pueden implicar un umbral para el crecimiento de la grieta. Esto de hecho se ha observado. Los resultados ilustrativos fueron publicados por Blom y Al para una aleación de aluminio (Fig. 4). La velocidad de la grieta decrece cuando la punta de la grieta se aproxima al límite de grano. Después de pasar un tercer límite de grano, la microgrieta continúa creciendo con una velocidad de crecimiento de la grieta firmemente creciente. La reiniciación en un segundo grano se ha mostrado por el trabajo fractográfico de Lankford. En aceros de bajo-carbono se ha mostrado que las colonias de perlita impiden el crecimiento de las microgrietas considerablemente rápido en la matriz de la ferrita.

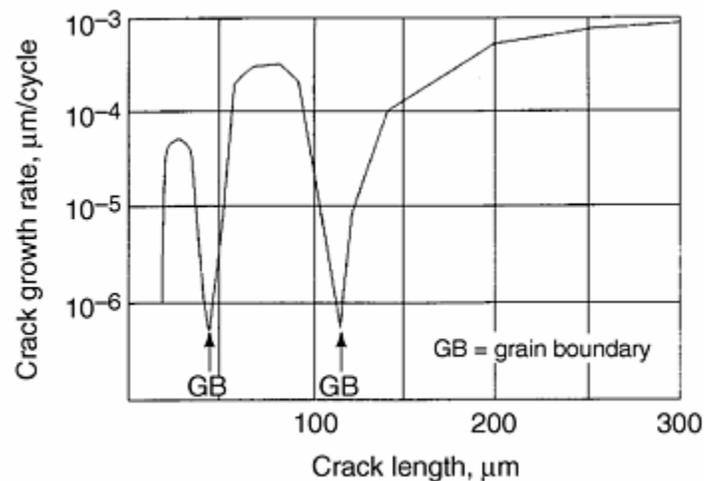


Fig. 4 Limite de grano, el efecto en el crecimiento de una microgrieta en una aleación de aluminio.

El deslizamiento cíclico puede ocurrir relativamente fácilmente cerca de la superficie del material. Permite un desarrollo inicialmente rápido de una microgrieta en la superficie. También una microgrieta iniciada en una inclusión subsuperficial puede lograr inicialmente una alta razón de agrietamiento durante la rotura hasta la superficie (Fig. 5). [1]. Es más, debe comprenderse que ΔK para una microgrieta en la superficie del material es nominalmente calculada ΔK .

Básicamente, el factor de tensión-intensidad es significativo para una grieta en un material homogéneo para la distribución de tensiones en la proximidad íntima de la punta de la grieta, con tal de que la zona plástica sea muy pequeña comparada con la longitud de la grieta. Estas condiciones simplemente no se satisfacen para microgrietas con un tamaño de 1 o 2 diámetros de grano. [2]

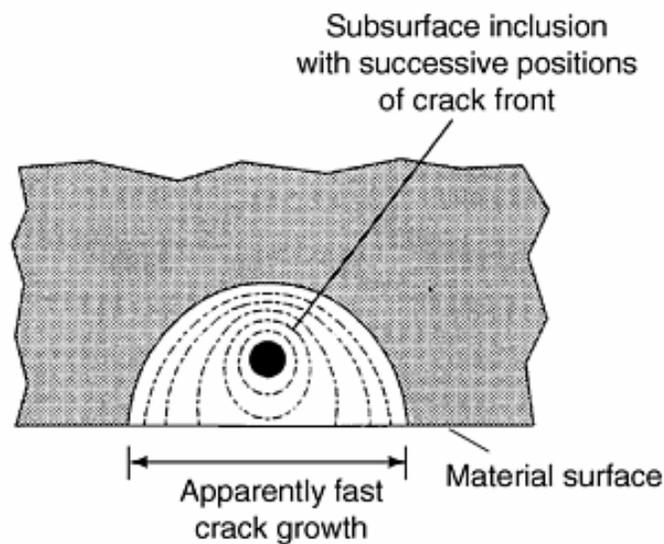


Fig. 5 Nucleación de grieta subsuperficial en una inclusión, que erróneamente sugiere un rápido crecimiento de grieta inicial. [1]

El frente de grieta de grietas largas pasa a través de un número de granos, como se muestra esquemáticamente en la Fig. 6. Debido a que el frente de grieta debe permanecer como un frente de grieta coherente, la grieta no puede crecer en una dirección arbitraria en cada grano y a cualquier velocidad de crecimiento independiente del crecimiento de grietas en los granos adyacentes. Esta coherencia previene gradientes significantes de la velocidad de crecimiento de una grieta a lo largo del frente de grieta. En cuanto a el número de granos a lo largo del frente de grieta se ponga suficientemente grande, puede considerarse que la velocidad de crecimiento de una grieta local es bien

aproximada por los promedios locales. El crecimiento de una grieta ocurrirá más o menos como un proceso continuo. El frente de grieta puede aproximarse por una línea continua simple (por ejemplo, curvas semielíptica). Como la rapidez que tendrá el crecimiento de grieta depende de la resistencia al crecimiento de grietas del material, la cual entonces es considerada una propiedad volumétrica del material (la resistencia al crecimiento de grietas a fatiga para una larga dirección transversal puede diferir de la resistencia para una corta dirección transversal). La aplicabilidad de la mecánica de la fractura puede ser pertinente en cuanto a la extensión de una grieta en un núcleo de grietas de fatiga y que esta sea controlada por el equilibrio de la fuerza de la grieta a lo largo del frente de grieta y de la resistencia de crecimiento de una grieta en el material. [1]

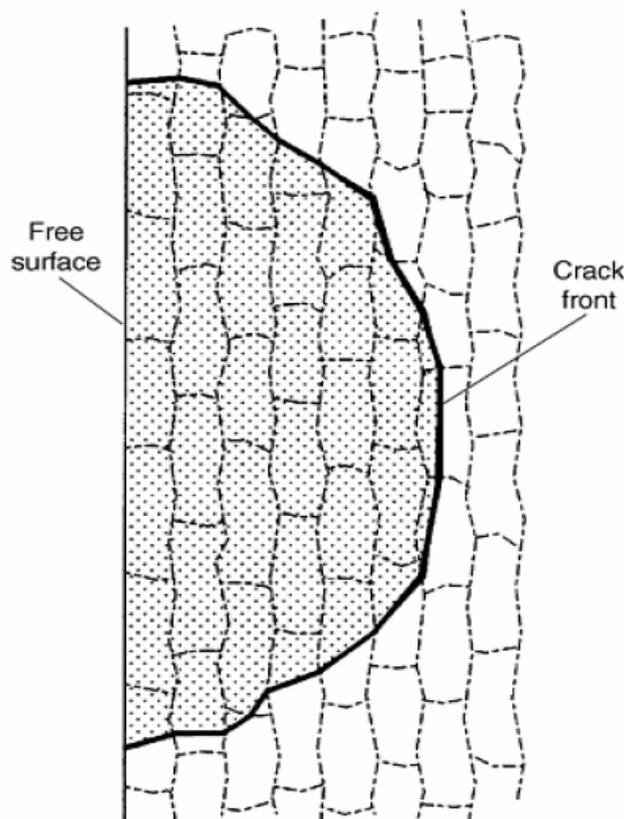


Fig. 6 Vista superior de una grieta con un frente de grieta a través de muchos granos. [1]

La discusión anterior lleva a dos conclusiones importantes:

- La iniciación de microgrietas es un fenómeno de la superficie.
- El crecimiento de una grieta continuado es controlado por las propiedades volumétricas del material.

El tiempo de iniciación de vida de las microgrietas depende principalmente de las condiciones de la superficie del material. [1]

2.2.2- Crecimiento de grietas de macrofatiga. [1]

Las grietas de fatiga están dirigidas a macrogrietas si el crecimiento de la grieta tiene un proceso de crecimiento regular a lo largo del frente de grieta completo. Las macrogrietas todavía puede ser bastante pequeñas, y las grietas no son necesariamente visibles. Según esta definición, la transición del período de crecimiento de una microgrieta al período de crecimiento de una macrogrieta depende del tipo de material. Esto puede ocurrir en una aleación de Al a una longitud de grieta corta (100 a 200 μm). Una observación característica en el crecimiento de macrogrietas es la ocurrencia de estriaciones en la superficie de fractura de fatiga (Fig. 7). La correlación entre la carga cíclica (10 ciclos pequeños + 1 ciclo más grande, repetido) y el patrón de estriado sugiere fuertemente que la extensión de grieta ocurre en todo el ciclo. Se supone que las estriaciones son restos de deformaciones microplásticas, pero el mecanismo no necesita ser el mismo para todos los materiales. La visibilidad de las estriaciones también depende de la severidad del ciclo de carga. La nueva información sobre el frente de grieta en las aleaciones de aluminio se puso disponible cuando Bowles llevó a cabo los experimentos de infiltración de vacío. Un modelo plástico de la punta de grieta con el frente de grieta fue obtenido y puede ser observado en el SEM (Fig. 8). Hay observaciones interesantes tomando como referencia esta figura:

- El frente de grieta no es una línea recta.
- La punta de la grieta es redondeada.
- Las estriaciones aparecen en el lado superior y mas bajo de la punta de la grieta modelada (las estriaciones desde ambos lados de la grieta de fatiga aparecen en la figura).

Estas observaciones fueron hechas para macrogrietas visibles. Al parecer, la geometría de la macrogrieta en un nivel microscópico no está de acuerdo con el concepto clásico de una grieta en la mecánica de la fractura elemental (perfectamente llana, recta, o frente de grieta elíptico). Sin embargo, se ha demostrado que las aplicaciones de la mecánica de fractura son posibles para estas grietas.

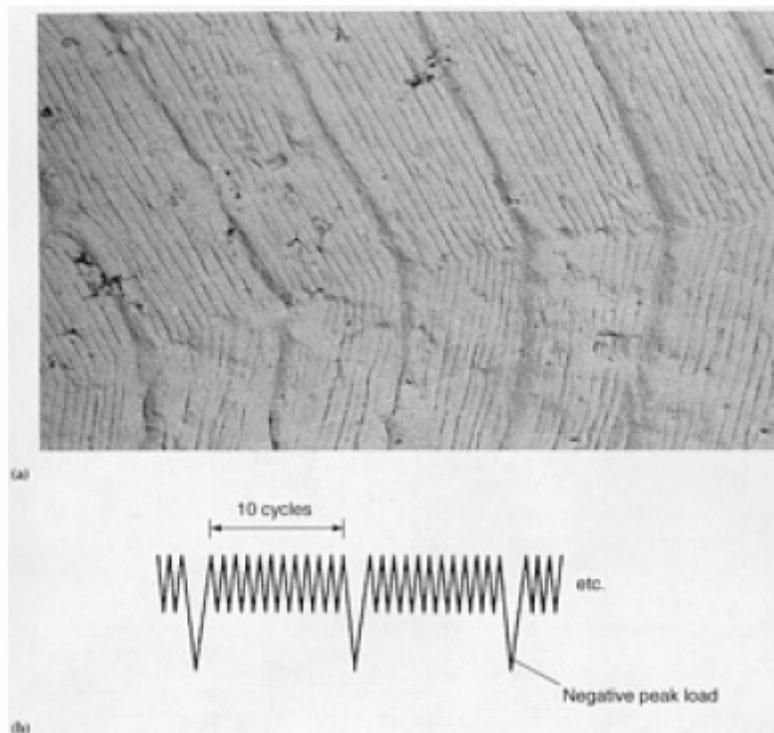


Fig. 7 Modelo de la estriación que corresponde a la sucesión de carga de amplitud-variable periódica. Grieta de fatiga en una lamina de 2024- T3.

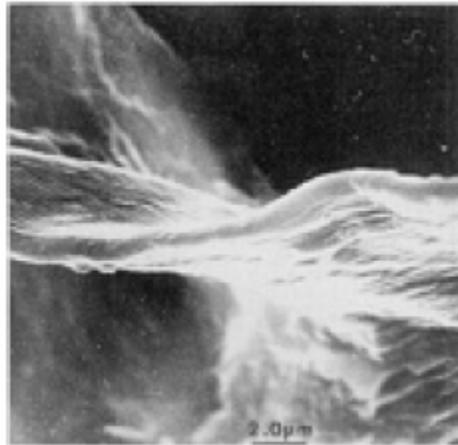


Fig. 8 Modelación plástica de una grieta de fatiga en 2024- T3. Note las estriaciones, frente de grieta ondulado, y punta de la grieta redondeada.

La observación de la extensión de la grieta del ciclo-por-ciclo ha estimulado varios modelos de la predicción en el crecimiento de grieta de fatiga. Es un concepto básico para los modelos en el crecimiento de grieta bajo cargas de AV. Otro concepto importante usado en estos modelos es el “crack closure”. “El “crack closure” inducido por plasticidad fue descubierto por Elber en 1968.

Implica que la grieta de fatiga puede estar totalmente o en parte cerrada mientras que el material todavía está bajo tensión. Ocurre como una consecuencia de la deformación plástica a lo largo de los flancos de la grieta. La deformación plástica permanece desde la plasticidad en la punta de la grieta de los ciclos de carga anteriores. Mientras la extremidad de la grieta todavía está cerrada, no hay singularidad de la tensión en la extremidad física de la grieta. Durante un ciclo, el nivel de la tensión de la abertura de la grieta, S_{op} , puede estar entre S_{min} y S_{max} . La extremidad de la grieta está completamente abierta si

$S \geq S_{op}$. Elber definió un rango de tensiones efectivas $\Delta S_{eff} = S_{max} - S_{op}$ de la gama de tensiones, y semejantemente un valor eficaz de ΔK por:

$$\Delta K_{EFF} = \beta \Delta S_{EFF} \sqrt{\pi a} \quad (\text{Ec. 1})$$

donde β es el factor de corrección geométrico. Según Elber.

$$\Delta K_{EFF} / \Delta K = U(R) \quad (\text{Ec. 2})$$

donde $U(R)$ es una función del rango de tensiones $R = S_{min}/S_{max}$.

2.3- Secuencias de cargas de amplitud-variable (AV). [1]

El incremento de la complejidad de la historia de cargas aplicadas (AV) en pruebas de fatiga se hizo posible por el desarrollo de máquinas de fatiga modernas (control de carga computarizado por lazo cerrado). Un estudio de diferentes tipos de pruebas de fatiga se da en la Tabla. 1 que ilustra el incremento de la complejidad de estas historias de cargas. También indica que el número de variables es grande, incluso para las pruebas simples, como se mostrará por los resultados de la prueba. Se presentan ejemplos de sucesiones de carga de prueba en la Fig. 9 y 10 para las sucesiones de carga simples y más complejas, respectivamente. Las sucesiones más simples pero elementales son A1, A2, B1, y B2 (Fig. 9). Estas sucesiones son etiquetadas como “Hi-Lo” y “Lo-Hi” (“Hi-Lo” si un bloque de ciclos de alta amplitud es seguido por uno de baja, y “Lo-Hi” para la secuencia inversa).

Tabla. 1 Tipos de pruebas de Amplitud-Variable (AV) y variables principales.

Tipos de Pruebas	Variables Principales
Pruebas Simples	
Amplitud Constante con sobrecargas	<ul style="list-style-type: none"> • Sobrecarga single. • Sobrecarga repetida. • Bloques de sobrecargas. • Magnitudes de sobrecargas (incluyendo R-efectiva). • Secuencia en ciclos de sobrecargas.
Pruebas de Bloque	<ul style="list-style-type: none"> • 2 bloques, secuencia de Hi - Lo y Lo – Hi. • Bloques repetidos. • Magnitudes de paso (incluyendo R-efectiva).
Complejidad Moderada	
Pruebas de programas	<ul style="list-style-type: none"> • Secuencia de amplitudes. • Tamaño del periodo de bloques. • Funciones de distribución de amplitudes.
Pruebas Complejas	
Pruebas de carga aleatoria	<ul style="list-style-type: none"> • Función espectral de la densidad (Bandas estrechas o Bandas anchas). • Factor de cresta. • Factor de irregularidad.
Pruebas de Simulación de Servicios	<ul style="list-style-type: none"> • La variable del servicio de carga es simulada.

Afortunadamente, las técnicas para medir las cargas de fatiga en el servicio se han desarrollado considerablemente. El equipo para ese propósito está comercialmente disponible, el tamaño es pequeño y se pueden probar cargas durante mucho tiempo. Si nosotros deseamos, nosotros podemos informarnos bien sobre las cargas de servicio por los programas de medida relativamente fácil.

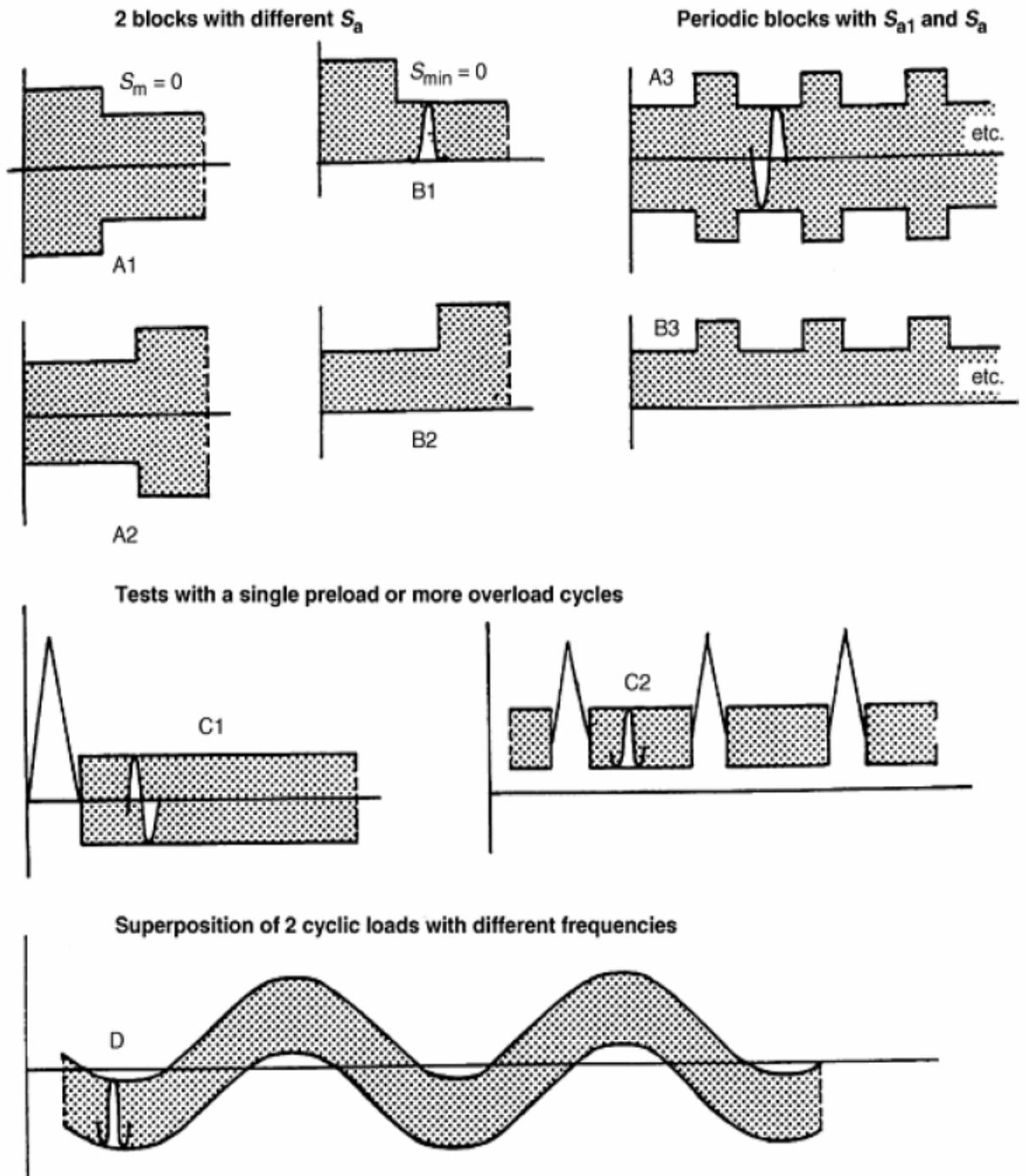


Fig. 9 Secuencia de cargas simple de Amplitud – Variable.

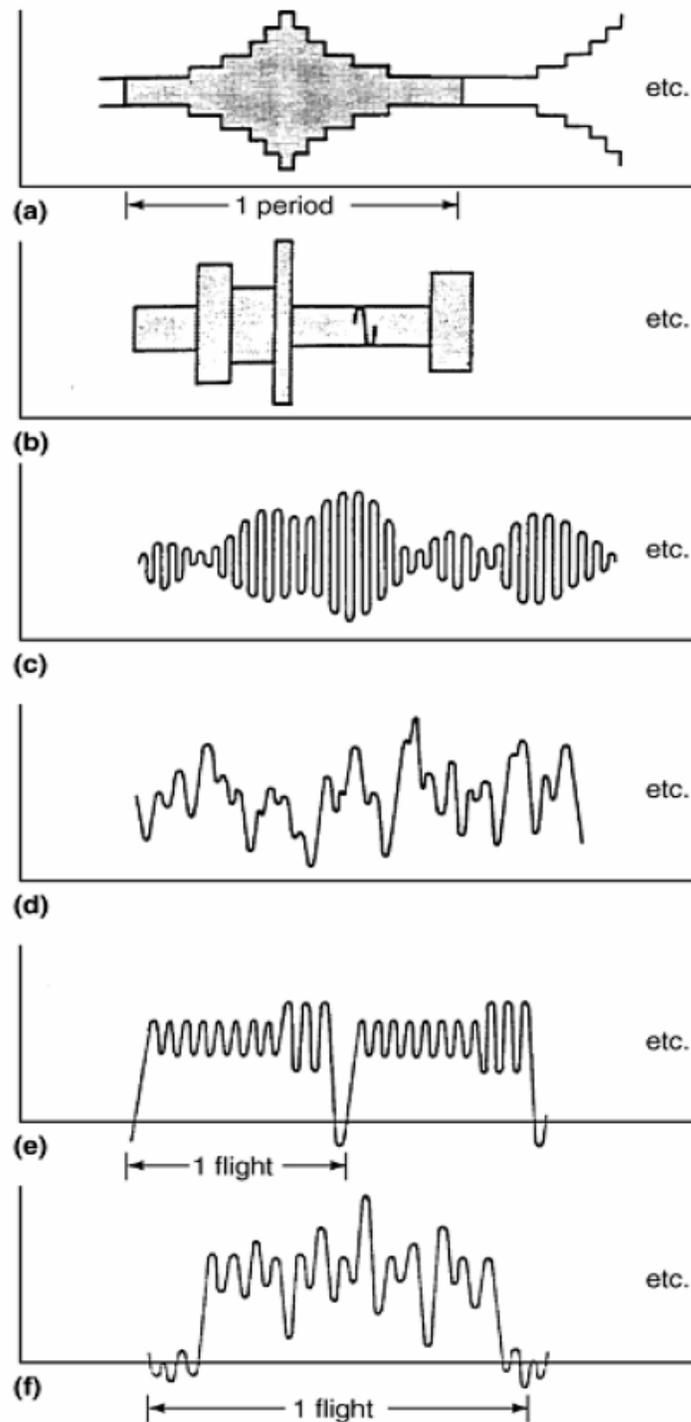


Fig. 10 Ejemplos de cargas de amplitud variable más complejas para las pruebas de fatigas. (A) Programa cargado con Lo-Hi-Lo secuencia de S_A . (B) Carga de bloque aleatoria. (C) Carga aleatorias en bandas estrechas. (D) Carga aleatoria en bandas anchas. (E) Carga de simulación de vuelo simple. Todos los

vuelos son iguales. Dos bloques con diferente S_A . (F) Carga de simulación de vuelo complejo.

La prueba del programa se introdujo por Gassner en 1939 como un primer esfuerzo por simular una carga de AV en una prueba (Fig. 10a). En ese momento, las máquinas de fatiga no podrían simular las sucesiones de carga más realistas. La secuencia de Lo-Hi-Lo en la prueba del programa se reemplazó después por una sucesión aleatorizada (Fig. 10b). Sin embargo, en cada bloque el número de ciclos es todavía grande. En general, una prueba no puede ser considerada una simulación realista de una carga de servicio. Muchas cargas en el servicio tienen un carácter aleatorio, aunque hay tipos diferentes de aleatoriedad. Una estructura con una contestación de frecuencia de resonancia predominante vibrando bastante es a menudo un modo aleatorio estrecho (Fig. 10c). Si la resonancia es menos significativa, la carga puede ser una carga aleatoria en un ancho de banda (Fig. 10d). Estas sucesiones pueden aplicarse ahora en las pruebas de fatiga.

Para una aeronave se reconoció en 1950 que la carga de servicio es una mezcla de cargas aleatorias y cargas determinísticas. Inicialmente ambos tipos de cargas eran aplicadas en las pruebas de fatiga, con las cargas aleatorias reducidas a una o dos amplitudes (Fig. 10e) por razones de simplicidad. Esta reducción se hizo por un cálculo de Miner, con el objetivo de que los ciclos de pruebas de CA deben tener el mismo error de fatiga como el espectro aleatorio. Desgraciadamente, la regla de Miner es totalmente inestable para este propósito. En las pruebas de estructuras de aeronaves y componentes, así como en otros tipos de estructuras, se reconoce ahora que una simulación realista de la sucesión de carga de servicio es esencial para obtener una acumulación de un similar error de fatiga (Fig. 10f). Aunque parece bastante simple adoptar una simulación de carga de servicio como una base para las pruebas de fatiga realistas, realmente, hay unos problemas inherentes:

- La carga de servicio debe conocerse. Por el llamado análisis de misión, las cargas de fatiga determinísticas pueden ser obtenidas. Las cargas aleatorias, sin embargo, en el mejor de los casos es conocida solamente por las funciones de distribución estadística.
- Una prueba de fatiga con una carga de servicio simulada es una teoría válida para las cargas aplicadas en la prueba. Normalmente se seleccionan cargas adoptadas en las pruebas para cubrir un servicio severo.
- Un muy conocido y fácil problema de simulación de servicio en pruebas de fatiga son aquellos que deben completarse en un periodo de tiempo limitado. Como una consecuencia, el servicio de simulación de pruebas de fatiga es una prueba de fatiga acelerada. Si hay un efecto de tiempo dependiente en la fatiga, nosotros tenemos un problema. El clásico problemas de fatiga es en un ambiente corrosivo.

Ahora puede ser preguntado si tales pruebas aceleradas pueden todavía dar una información confiable. La escala de tiempo se ha modificado considerablemente. Actualmente lo que está saliendo es la simulación que va de pico de carga a pico de carga, de máximo a mínimo a máximo y otras. Para el proceso con respecto a la microplasticidad, éstos cargan momentos cruciales que son de hecho los acontecimientos más decisivos. Sin embargo, si los efectos tiempo-dependiente (y así los efectos dependientes de la frecuencia) sobre la extensión de la grieta de fatiga son significativos, la compresión de la escala de tiempo debe tener una influencia en el resultado de la prueba. Para la fatiga de aleaciones de Al en aire y en otros ambientes gaseosos el contenido del vapor de agua (humedad absoluta) tiene una influencia significativa en la fatiga, mientras que el oxígeno no es importante. Bajo humedad normal, las cargas cíclicas con frecuencias cerca de 10 Hz y más bajo dan la misma contribución ambiental máxima al crecimiento de grieta de fatiga. Sin embargo,

una prueba experimental no es fácil. Las pruebas de simulación de vuelo se han realizado en muestras de 2024-T3 y 7075-T6 con frecuencias de prueba de 10 Hz, de 1 Hz, y de 0,1 Hz. Especialmente la última frecuencia conduce a tiempo de pruebas muy largas. Los resultados han confirmado que las mismas tarifas de crecimiento de grieta están encontradas para las tres frecuencias. Esta verificación experimental limitada indica que los efectos tiempo-dependiente pueden no ser significativos, porque bajo ambos efectos de bajas y de alta frecuencia de la carga, hay suficiente tiempo para la misma contribución ambiental de los daños del crecimiento de grieta.

La situación puede ser absolutamente diferente para otros materiales y otros ambientes. Como ejemplo, para la fatiga del acero en agua salada, un efecto sistemático de la frecuencia fue observado claramente hace tiempo. Un efecto perjudicial del agua salada también se ha encontrado en pruebas de fatiga de carga aleatoria en el acero para las estructuras construidas mar adentro probadas bajo el espectro de la onda del mar. Para las predicciones exactas éste es un problema algo desagradable, que pragmáticamente es solucionado aplicando factores empíricos de la reducción de la vida.

2.4- Resultados de pruebas de fatiga simple en AV. [1]

2.4.1- Vida de iniciación de la grieta. [1]

Los resultados de las pruebas de AV en el período de iniciación de la grieta son terminantemente raros. Sin embargo, numerosas series de ensayos AV hasta la falla se han llevado a cabo sobre probetas no entalladas y simplemente entalladas. En tales muestras el período de crecimiento de la grieta es relativamente corto, y la vida total de la fatiga da así la información aproximada sobre el período de la iniciación.

Resultados de prueba para secuencias de carga de AV se presentan en la Fig. 11. Los resultados más sensibles se obtienen para las probetas entalladas. En la secuencia Hi-Lo, la $\Sigma n/N$ es mucho más grande que 1. Los ciclos en la alta amplitud del primer aumento en el bloque la vida de la fatiga en la amplitud baja en el segundo bloque aproximadamente cinco veces. Este efecto se considera debido a la tensión compresiva residual en la raíz de la entalla introducida por el primer bloque de ciclos.

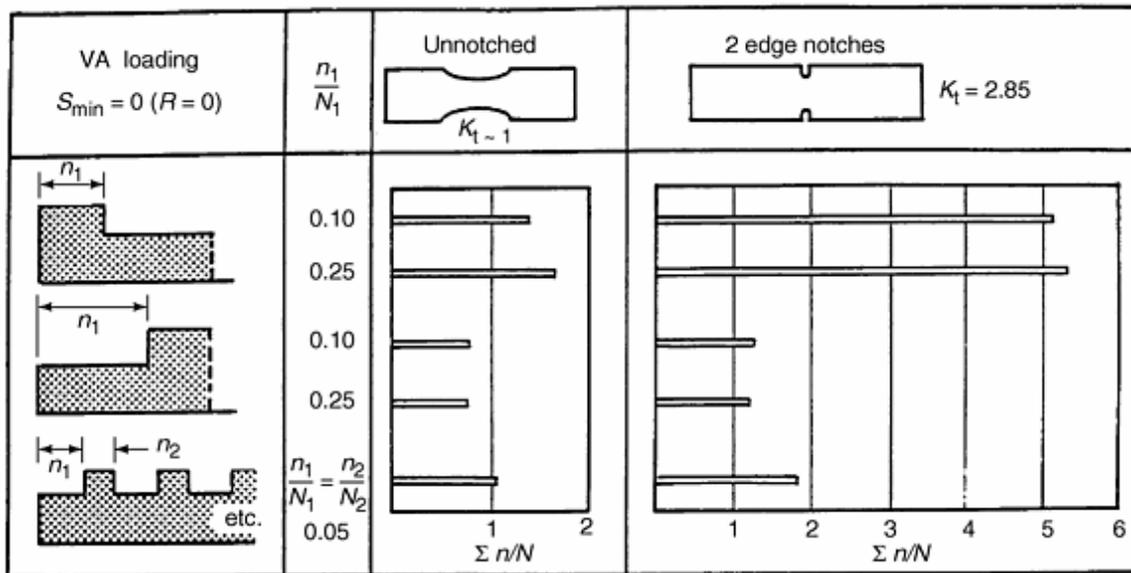


Fig. 11 Efectos de la secuencia en probetas no entalladas y entalladas de 2024-T3.

Otro ejemplo ilustrativo, se presenta en la Fig. 12. Muestra los resultados de probetas de aleación de Aluminio 2024-T3 entallada con dos agujeros y ensayada a tensión media nula. La deformación plástica ocurre en la raíz de las entallas. El primer bloque de ciclos es seguido por un bloque con una amplitud mucho más baja. Sin embargo, hay una diferencia pequeña pero esencial entre los dos programas de carga en Fig. 12(b) y 12(c). En la Fig. 12(b), la transición del primer bloque al segundo bloque ocurre después de una carga máxima positiva de los ciclos de carga-alta, mientras que en la Fig. 12(c) ocurre después

de que un ciclo negativo de la carga del primer bloque. En la fig. 12(b) la carga máxima positiva pasada deja un campo de tensión compresivo residual en la raíz de la entalla, que es favorable para la fatiga en el segundo bloque. En la Fig. 12(c) la carga máxima negativa pasada deja un campo de tensión extensible residual en la raíz de la entalla, que es desfavorable para la fatiga en el segundo bloque.

En el último caso hay una clase de efecto de aceleración del daño. Después del primer bloque, las grietas pequeñas deben haber estado presentes en ambos tipos de pruebas, pero la longitud de la grieta seguía siendo mucho más pequeña que el radio del agujero. Por consiguiente, la deformación plástica todavía fue controlada en gran parte por la geometría de la entalla. Esto afecta el crecimiento inicial de una grieta pequeña.

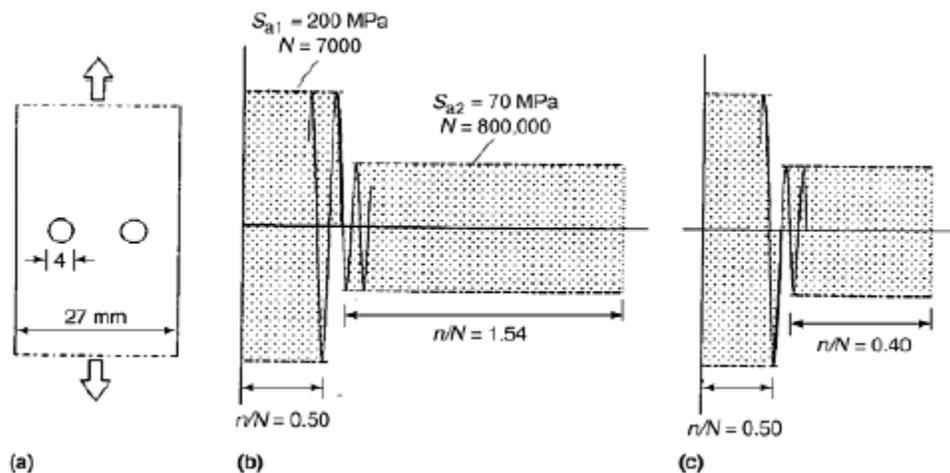


Fig. 12 Ensayo “HI-LO” sobre probetas de aleación de aluminio entalladas. Note el efecto de las tensiones residuales de tensión o compresión en la raíz de la entalla. (A) Probeta de dos agujeros. (B) $\Sigma N/N = 2.04$ (C) $\Sigma N/N = 0.90$.

Las indicaciones similares del efecto de tensiones residuales en la raíz de las entallas fueron obtenidas por Heywood en pruebas con altas precargas (C1 en Fig. 9). La Fig. 13 muestra los resultados obtenidos para una variedad de

elementos entallados. La magnitud de la precarga a lo largo del eje vertical se presenta como el rango de la tensión de la precarga y del 0,1% de las tensiones del campo. El eje horizontal de la figura da el factor de la mejora de la vida (el rango de la vida de la fatiga después de precargado y de la vida sin precargar). Los resultados demuestran claramente el efecto favorable de una carga positiva, que induce tensiones residuales compresivas favorables. Las vidas de la fatiga fueron aumentadas hasta más de 100x. El número más pequeño de pruebas con una carga negativa (compresión) confirma que las tensiones residuales de tensión reducen la vida de la fatiga, y este efecto puede ser grande.

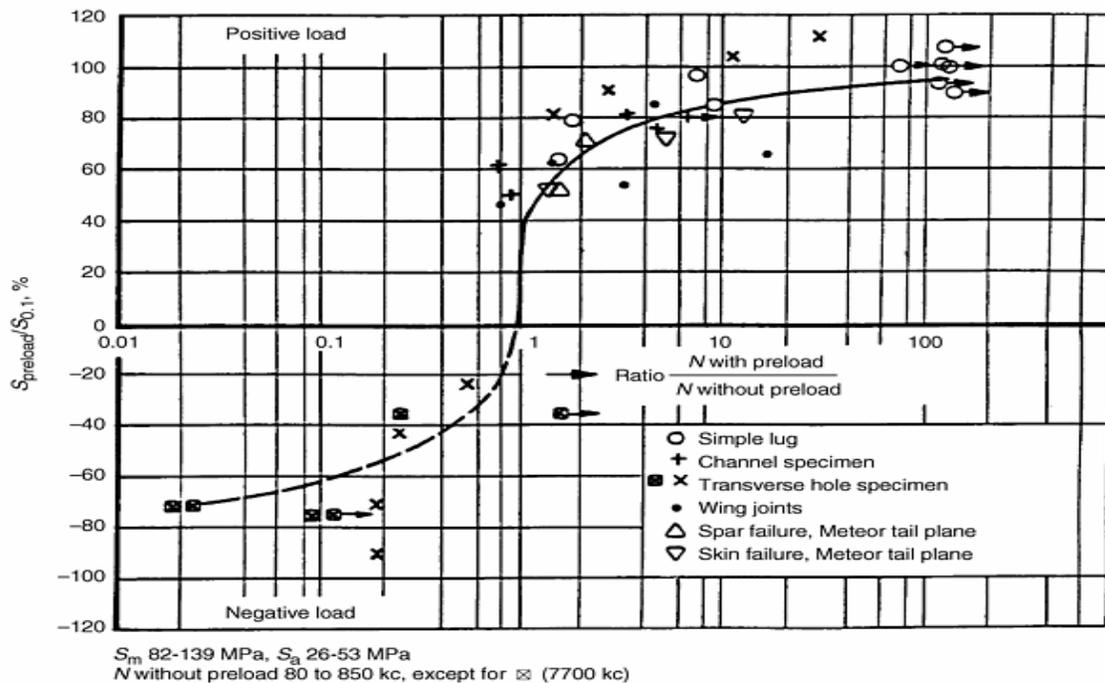


Fig. 13 Efecto positivo y negativo de las precargas en la vida de fatiga de elementos entallados.

2.4.2- Crecimiento de grietas y ciclos de sobrecargas (CS). [1]

Las secuencias de carga simples también se han adoptado en muchas series de pruebas en el crecimiento de macrogrietas. La Fig. 14 muestra curvas del crecimiento de grieta según lo registrado bajo cargas de AC y bajo cargas de AC

interrumpidas por un solo ciclo de SC aplicado en $a = 10$ mm. El ciclo de SC comenzando con el pico mínimo, seguido por el pico máximo (+/- ciclo de SC) causó un retraso muy grande del crecimiento de grieta de fatiga. La carga máxima causó una zona plástica en la punta de la grieta, de la que salen tensiones residuales de compresión en esta zona. Eso retardará el crecimiento de la grieta subsecuente cuando una grieta crece en esta zona. Debido a la deformación plástica de la SC, más el encierro de la grieta ocurrirá después de que se haya aplicado la SC. Se aumenta el S_{op} y se reduce el ΔS_{eff} .

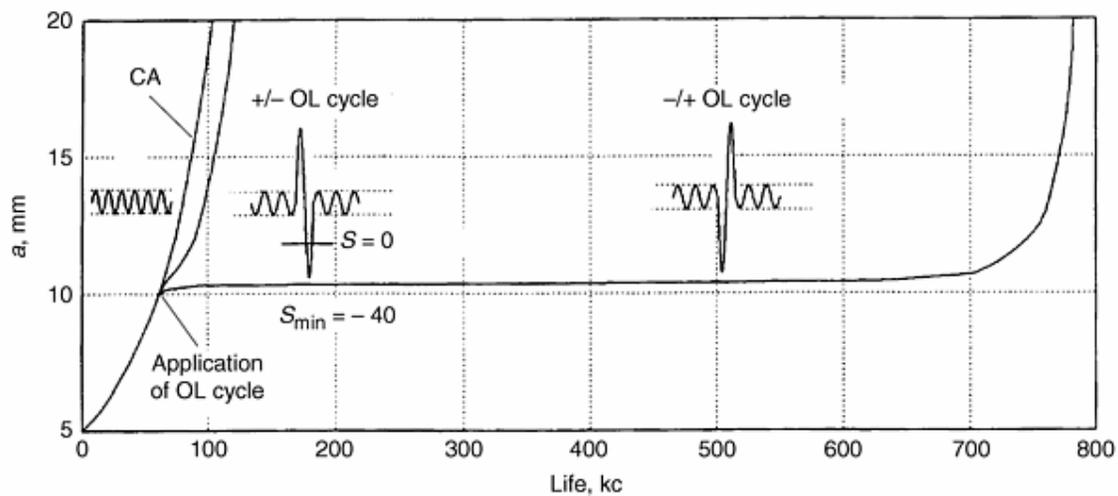


Fig. 14 Efecto de dos diversos ciclos de sobrecargas en el crecimiento de grietas de fatiga en la aleación 2024-T3. Ciclo de línea de fondo: $S_A = 25$ MPA, $S_M = 80$ MPA. Ciclo de sobrecarga: $S_A = 120$ MPA. CA, Amplitud constante. OL → Sobrecarga.

En los experimentos con el ciclo invertido de SC (+/- ciclo de SC), un retardo pequeño del crecimiento de grieta fue observado. La carga máxima positiva produjo otra vez una gran zona plástica en la punta de la grieta. Sin embargo, la carga máxima positiva fue seguida por una carga máxima negativa. Eso conducirá a la deformación plástica invertida, también porque la grieta fue abierta y despuntada por la carga máxima positiva precedente. La deformación plástica de tracción remanente fue reducida considerablemente, y el campo de tensiones residuales remanente era mucho menos intensivo. Por consiguiente,

había menos cierre de grieta y fue encontrado un modesto retardo del crecimiento de grieta.

Se reconoce fácilmente que las macrogrietas son cerradas bajo cargas de compresión, debido a la plasticidad en la raíz de la grieta, que ocurre a una carga positiva. Debido a que la grieta cerrada no es un gran concentrador de tensiones, las tensiones plásticas negativas grandes no pueden ser introducidas. Esto es una diferencia fundamental con la probeta con entalla de agujero de la Fig. 12. Si una probeta entallada (con un agujero abierto) es sujeta a una alta carga compresiva, puede haber tensiones plásticas significativas de compresión con tensiones residuales de tensión en la raíz de la entalla consecuentemente. Eso tendrá un efecto considerable en el crecimiento subsecuente de la microgrieta en esa región. La diferencia entre el comportamiento de entallas y las grietas tiene consecuencias para los modelos de predicción del periodo de la iniciación de la grieta y el período del crecimiento de grieta bajo cargas de AV.

Las medidas del encierro de la grieta fueron hechas durante una prueba del CA ($R = 0,67$) con una SC según lo demostrado en la Fig. 15. El retraso causado por la SC puede ser observado fácilmente en la curva de crecimiento de grieta. Las medidas del encierro de la grieta realizadas antes del uso de la SC indicaron un $S_{op} \sim 62$ MPa. Directamente después de la SC el nivel del S_{op} fue reducido cerca de 45 MPa. Porque la SC abre la grieta por la plasticidad de la grieta-puntiaguda, tal tendencia debe esperar. Medidas del encierro de grietas fueron hechas después de los valores de SC indicados sobre S_{min} de los ciclos de CA. Sin embargo, el S_{op} disminuyó más adelante por debajo de S_{min} . En el momento en que $S_{op} = S_{min}$, el crecimiento de grieta retrasada había acabado. Esto debe esperar ya que el encierro de la grieta ocurrió durante los ciclos de CA en $R = 0,67$. Por supuesto, debe ser admitido que las medidas exactas del encierro de la grieta son difíciles, pero la tendencia de la Fig. 15 se considera estar correcta.

El retraso del crecimiento de una grieta después de que una OL generalmente este relacionada con el tamaño de la zona plástica, los resultados del cierre de grieta desde la plasticidad de la punta de la grieta es inducida por las OL. Desgraciadamente, el tamaño de la zona plástica es diferente para las resistencias y tensiones del material. En una lámina delgada el estado de tensiones en la punta de la grieta es predominantemente de tensión plana, mientras que por el contrario en una placa gruesa es predominantemente de deformación plana. Debe esperarse entonces que los efectos del retraso sean diferentes para las grietas de fatiga en láminas delgadas y placas gruesas. Esto es muy amablemente confirmado por los resultados de Mills y Hertzberg en la Fig. 16. Ellos llevaron a cabo la constante ΔK a prueba y encontraron una proporción de crecimiento de una grieta constante, da/dN , como se esperaban. El ciclo de OL redujo sistemáticamente el crecimiento de una grieta durante un período de retraso después de que la proporción de crecimiento volvió a su valor constante original.

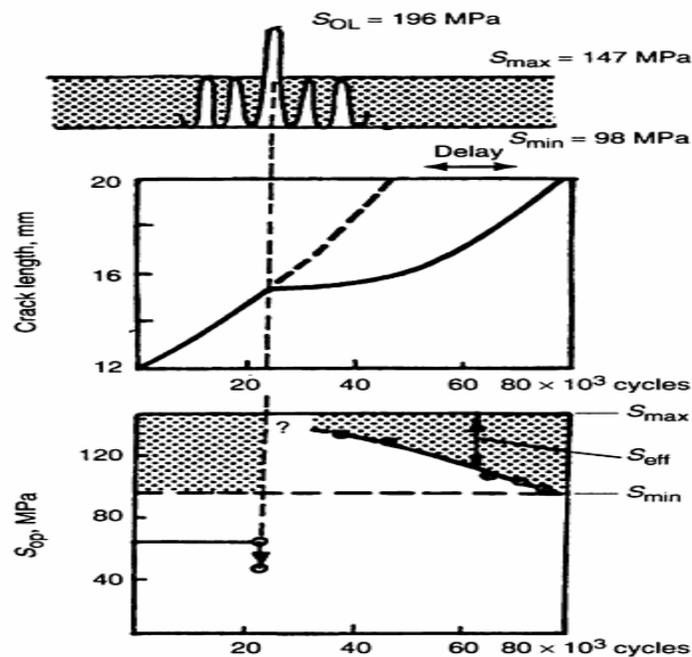


Fig. 15 Detenimiento del crecimiento de grieta después de una sobrecarga y la influencia sobre S_{OP} en 2024-T3.

El período de retraso (ciclos de n_D) puede definirse entonces de una manera simple (ver Fig. 16). Dos tendencias son obvias de los resultados de la prueba: el período de retraso es más grande para los materiales más delgados (la zona plástica es más grande), los aumentos del período de retraso a intensidades de tensiones son más altas (también la zona de plástica es más grandes). Ambas tendencias están de acuerdo con el efecto del tamaño de la zona plástica en el retraso del crecimiento de una grieta.

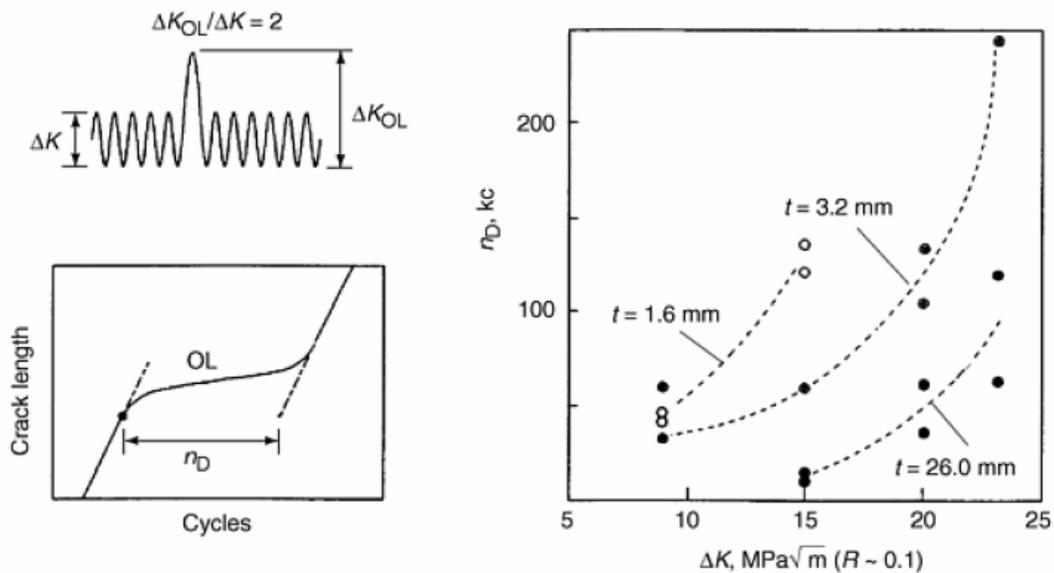


Fig. 16 Efecto del espesor del material en el retraso del crecimiento de grietas de fatiga debido a un ciclo de carga excesivo en pruebas de ΔK constante en la aleación 2024- T3.

Otro ejemplo instructivo, mostrado en la Fig. 17, se ha obtenido por Petrak para una aleación de acero. El material fue tratado con calor a tres niveles de tensiones de rendimientos diferentes. Petrak también llevó a cabo la prueba de la constante ΔK , pero él introdujo los ciclos de OL periódicos después de 20,000 ciclos. En ensayos sin cargas de pico, la proporción de crecimiento de una grieta fue más grande ya que el acero fue tratado con calor a una tensión de rendimiento más alta. Los ciclos de OL periódicos redujeron la proporción de

crecimiento de una grieta. La reducción fue grande para un bajo campo de tensiones en el material (la zona plástica más grande) y mucho más pequeño para altas tensiones del material (la zona plástica pequeña).

Un problema se investigó por Mills y Hertzberg. Ellos consideraron el efecto de dos ciclos de OL en la prueba de la constante ΔK , con un cierto número de ciclos entre las dos OLs como una variable (Fig. 18). El segundo ciclo de OL puede aplicarse en el momento que el retraso del crecimiento de una grieta todavía sea eficaz. Los resultados indican que el retraso del segundo ciclo de OL es dependiente en el intervalo de las dos OLs (vea el gráfico en la Fig. 13). Según Mills y Hertzberg, la interacción máxima entre las dos OLs solas se obtiene cuando el incremento del crecimiento de una grieta entre las sobrecargas es aproximadamente 25% de la zona plástica de las primeras OL.

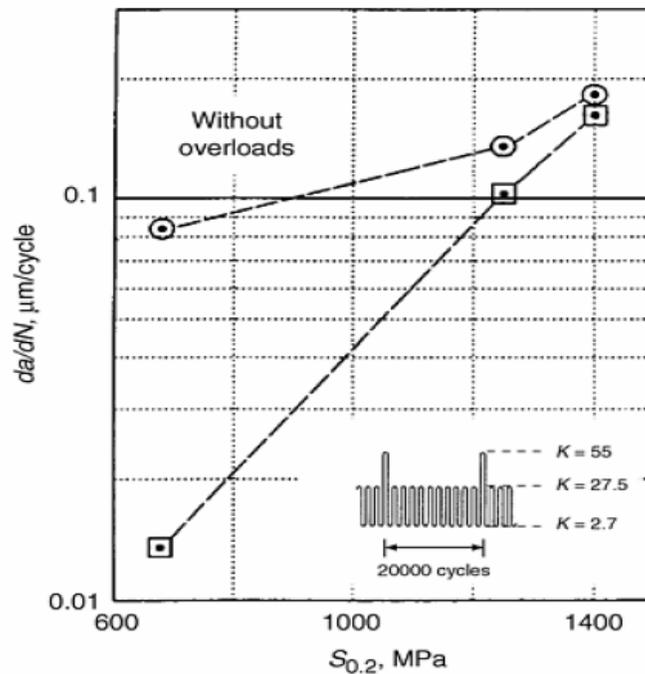


Fig. 17 El efecto de las tensiones del rendimiento material en el retraso del crecimiento de una grieta por la sobrecarga de los ciclos en HP-9NI-4CO-30C

(0.34C-7.5Ni-1.1CR-1.1Mo-4.5Co). $T = 9$ mm. Tratado con calor a tres niveles de tensión diferentes (675, 1235, y 1400 MPa).

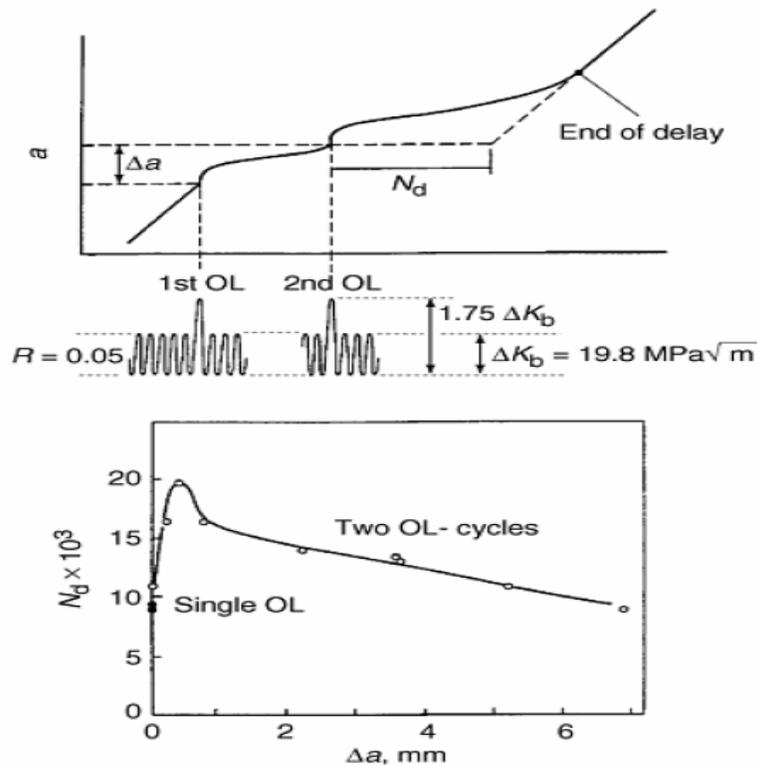


Fig. 18 Retraso de crecimiento de una grieta después de dos ciclos de sobrecargas como es afectado por el número de ciclos entre las sobrecargas.

2.4.3- Orientación delantera de la grieta incompatible bajo la carga de AV.

[1]

Los labios cortantes (shear lips) son bien conocidos por las aleaciones de Al, pero también se han observado para otros materiales. Cuando la velocidad de crecimiento de una grieta aumenta (asumiendo cargas de CA), el ancho del “shear lip” también aumenta (Fig. 19, 20). Esto puede llevar a una transición completa de la grieta en un modo de tensión a grieta cortante, dependiendo del espesor material y del ciclo de tensiones. Bajo cargas de AV la transición de una grieta incompatible puede implicar fácilmente las orientaciones delanteras. Un ejemplo simple se muestra en las dos superficies de la fractura en la Fig. 20. Las

grietas centrales en ambas muestras estuvieron ya totalmente en el modo cortante bajo cargas CA altas cuando un grupo de ciclos de baja amplitud fue introducido. Esto causa una estrecha banda brillante sobre la superficie de fractura (flechas en Fig. 20). El modo de fractura normal de los ciclos de baja amplitud en cargas de CA en la longitud de la grieta es el modo de tensión (con pequeños labios cortantes). Esto no es compatible con el modo cortante existente. Había de hecho una tendencia a crecer de nuevo en el modo tensor que dio una apariencia a la banda. La velocidad de crecimiento en las bandas de dos muestras fue de 2.5 y 8 veces más bajas que lo observado en las pruebas de CA normales a la misma longitud de la grieta. La incompatibilidad causó un efecto de retraso fuerte.

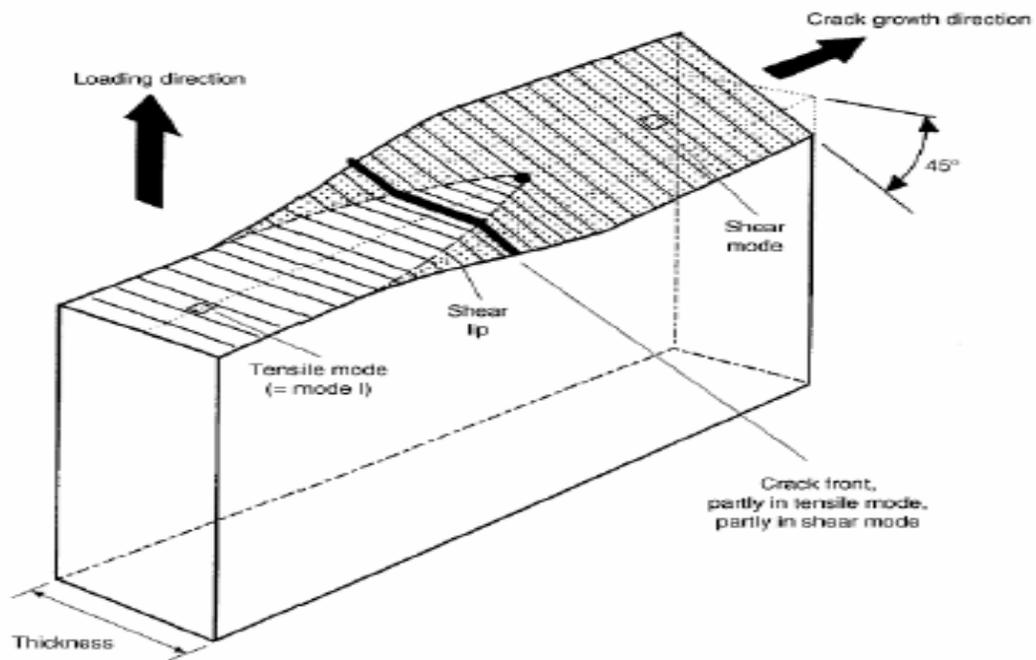


Fig. 19 Crecimiento de grietas de fatiga con labios cortantes (shear lips).

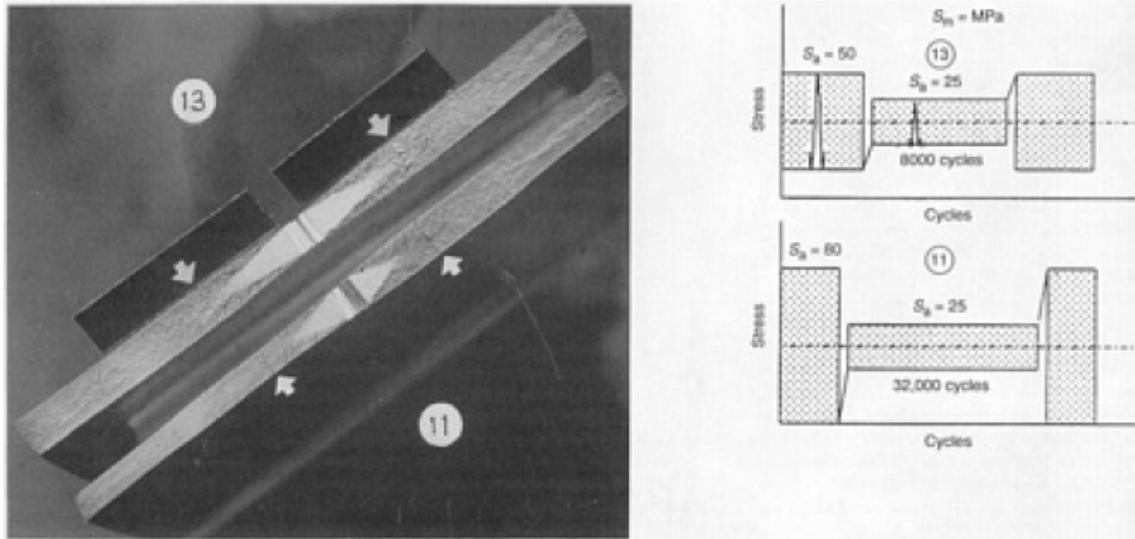


Fig. 20 Orientación delantera de la grieta incompatible, la cual ocurre si los ciclos de baja-amplitud son aplicados cuando el frente de grieta está ya en modo cortante.

El caso inverso es quizás más relevante, es decir, cuando los ciclos de alta-amplitud ocurren entre muchos ciclos de baja-amplitud. La superficie de la fractura puede estar entonces en el modo tensor, considerando que el modo de fracaso corresponde al ciclo nominal de ΔK del ciclo de alta-amplitud en una prueba de CA puede ser entonces el modo cortante. En las pruebas elementales los ciclos produjeron bandas oscuras en la superficie de la fractura y fue observada una lejana velocidad de crecimiento con respecto a los resultados de CA. En este caso el frente de grieta incompatible causó un crecimiento de la grieta acelerado. Es interesante que cinco ciclos de alta-amplitud produjeran la misma anchura de la banda aproximadamente como un solo ciclo de alta-amplitud. En otros términos, la contribución mayor vino del primer ciclo.

2.4.4- Retraso del crecimiento de una grieta por cierre de una grieta y/o tensiones residuales en la zona plástica de la punta de una grieta. [1]

Dahl y Roth plantearon la pregunta de si el retraso de crecimiento de una grieta después de una OL es debido solamente al cierre de la grieta, o si hay también un efecto de las tensiones residuales compresivas en la zona plástica delante de la punta de la grieta. Él hizo impresiones sobre una pelota de 2024-T3 como muestra antes de que la prueba de crecimiento de una grieta comenzara (Fig. 21). Resulto que había una zona entre las impresiones con tensiones residuales compresivas que tardaron el crecimiento de la grieta. El retraso era pequeño durante el crecimiento a través de la zona entre las impresiones, pero estaba significativamente en una fase más tarde. Simplemente sugiere que el retraso de crecimiento de una grieta sólo deba explicarse por el cierre de una grieta. En términos de los mecanismos del crecimiento de grietas, parece lógico que la grieta deba abrirse antes de que la extensión de la grieta pueda empezar. La eficacia de crear un incremento de longitud de la grieta (a) depende de la plasticidad en la punta de la grieta (la zona de proceso de fractura), no en las tensiones residuales delante de la punta de la grieta. La tensión residual en la zona plástica de la punta de la grieta puede tener un efecto indirecto en la plasticidad cíclica de la punta de la grieta, pero abriendo la punta de la grieta es el mejor mecanismo para tener la extensión de la grieta.

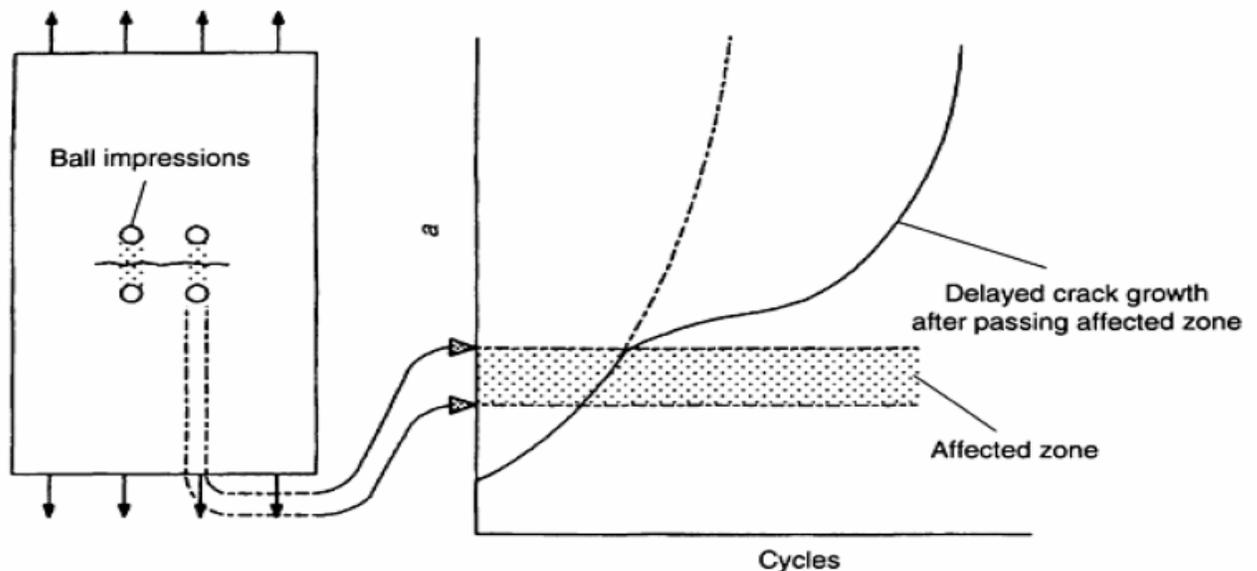


Fig. 21 Retraso de crecimiento de una grieta por las tensiones residuales.

2.5- Resultados de pruebas de AV más complejas. [1]

2.5.1- Iniciación de la vida de una grieta. [1]

Como previamente resulta, pocos resultados en la vida de iniciación de una grieta están disponibles, pero los datos para muestras entalladas pueden ser representativos, asumiendo que el período de crecimiento de una grieta es relativamente corto. La vida total da una indicación aproximada de la vida de iniciación de la grieta. En el pasado, los números grandes de pruebas se llevaron a cabo para verificar la validez de la regla de Miner. Una dispersión enorme de $\Sigma n/N$ al fracaso se observaron, que ampliamente confirman que la regla de Miner esta lejos de ser exacta. Schutz reportó valores de $\Sigma n/N$ en el rango de 0.1 a 3.0, que implica significantes interacciones que deben de haber ocurrido. Por lo que, se puede entender que los valores de $\Sigma n/N$ bajos serán esperados para las muestras no entalladas y para $S_m = 0$. Los valores de $\Sigma n/N$ grandes son posibles para $S_m > 0$ y muestras entalladas en vista de presentar tensiones residuales compresivas favorables. Algunos datos ilustrativos se presentan debajo.

Los resultados de una investigación de la NASA en muestras sobre borde entallado son representados en la Fig. 22. Las pruebas del programa se llevaron a cabo con tres sucesiones diferentes, y una sucesión aleatorizada también fue adoptada. El número de ciclos en un período fue de 30,000 a 100,000, mientras el número de ciclos para las ocho amplitudes varió de 1 a 82,000 en un bloque. Se usaron dos niveles de S_m para muestras 7075-T6 ($S_m = 0$ y $S_m = 138$ MPa). La vida de fatiga (valores de $\Sigma n/N$) en el S_m positivo está aproximadamente de dos a cuatro veces más grande que para $S_m = 0$. Esto confirma el efecto de las tensiones residuales favorables mencionadas en la raíz de la entalla. Los resultados en la Fig. 22 muestra un extenso efecto de la sucesión más significante. El efecto debe atribuirse a las variaciones de las tensiones

residuales en la raíz de la entalla, pero no es una pregunta simple para sugerir cómo la variación ocurrió en detalle.

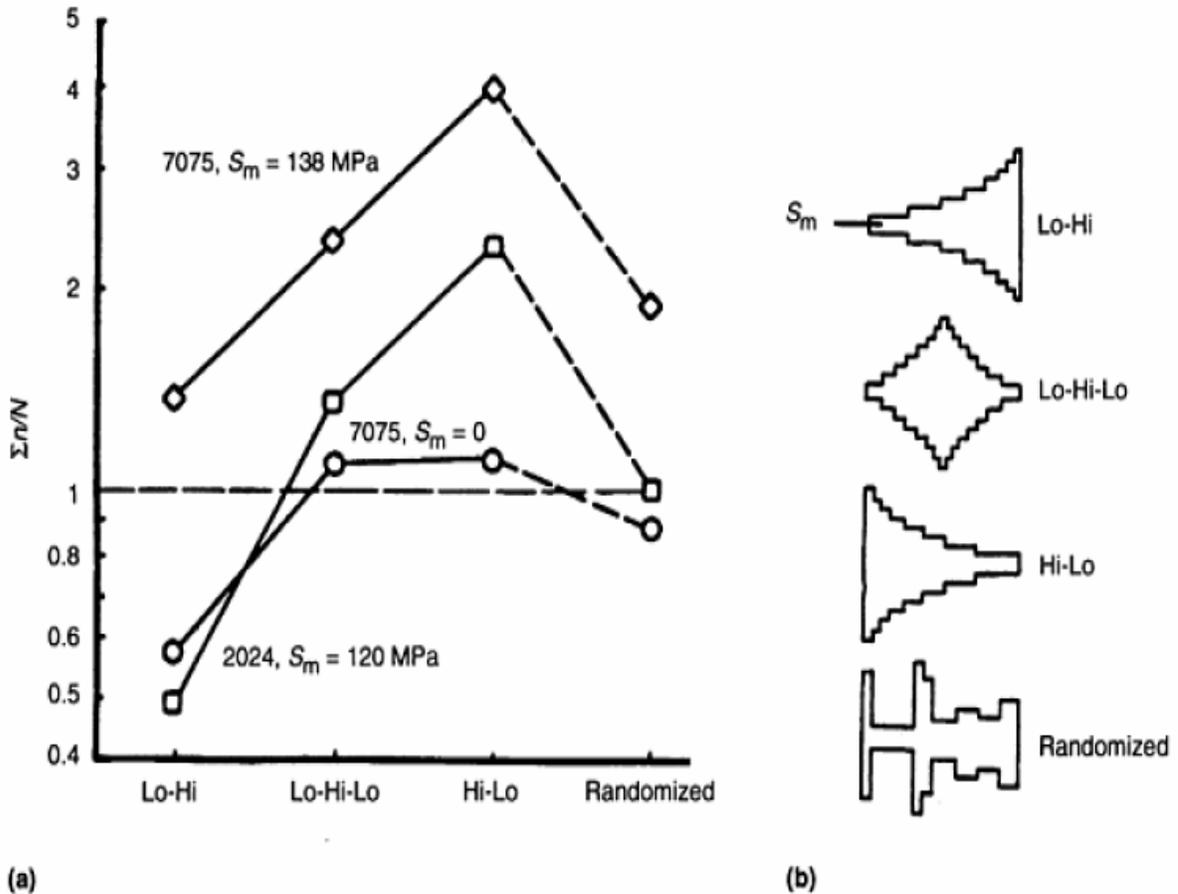


Fig. 22 Efecto de la sucesión de bloques de amplitud en la vida de fatiga en pruebas de programas de fatiga. (a) Ensayos sobre borde entallado de probetas de aleación de aluminio. $K_T = 4$. (b) Sucesión del bloque en un periodo.

Otro ejemplo se da en la Fig. 23, los resultados de la prueba de simulación de vuelo. En esta prueba el problema es bastante delicado para decidir si raramente esta ocurriendo o no, pero deben ser incluidas cargas de fatiga muy severas con una amplitud alta. Las cargas pueden extender la vida de fatiga considerablemente, como ampliamente se demostró en muchas investigaciones inspeccionadas. Desgraciadamente, la mejora de vida de tales cargas pueden dar que los resultados de la vida de fatigan no se conserven. Como una

consecuencia, el truncamiento de amplitudes de carga altas debe ser considerado (Fig. 24). Los resultados de la prueba para tres niveles de truncamiento diferentes se representan en la Fig. 23, ambos para la vida de iniciación de una grieta (hasta 2mm de la grieta) y para la vida de crecimiento de una grieta. El nivel máximo de S_a (el nivel del truncamiento) afecta sistemáticamente la vida de iniciación de una grieta (es decir, se produjeron las mayores vidas a la fatiga si fueron introducidos algunos ciclos del espectro con una mayor S_{max}). Eso lleva a las tensiones residuales más favorables. Una tendencia similar se encontró para el período de crecimiento de una grieta, pero es notable que el efecto en el período de crecimiento de una grieta sea significativamente más grande (Fig. 23)

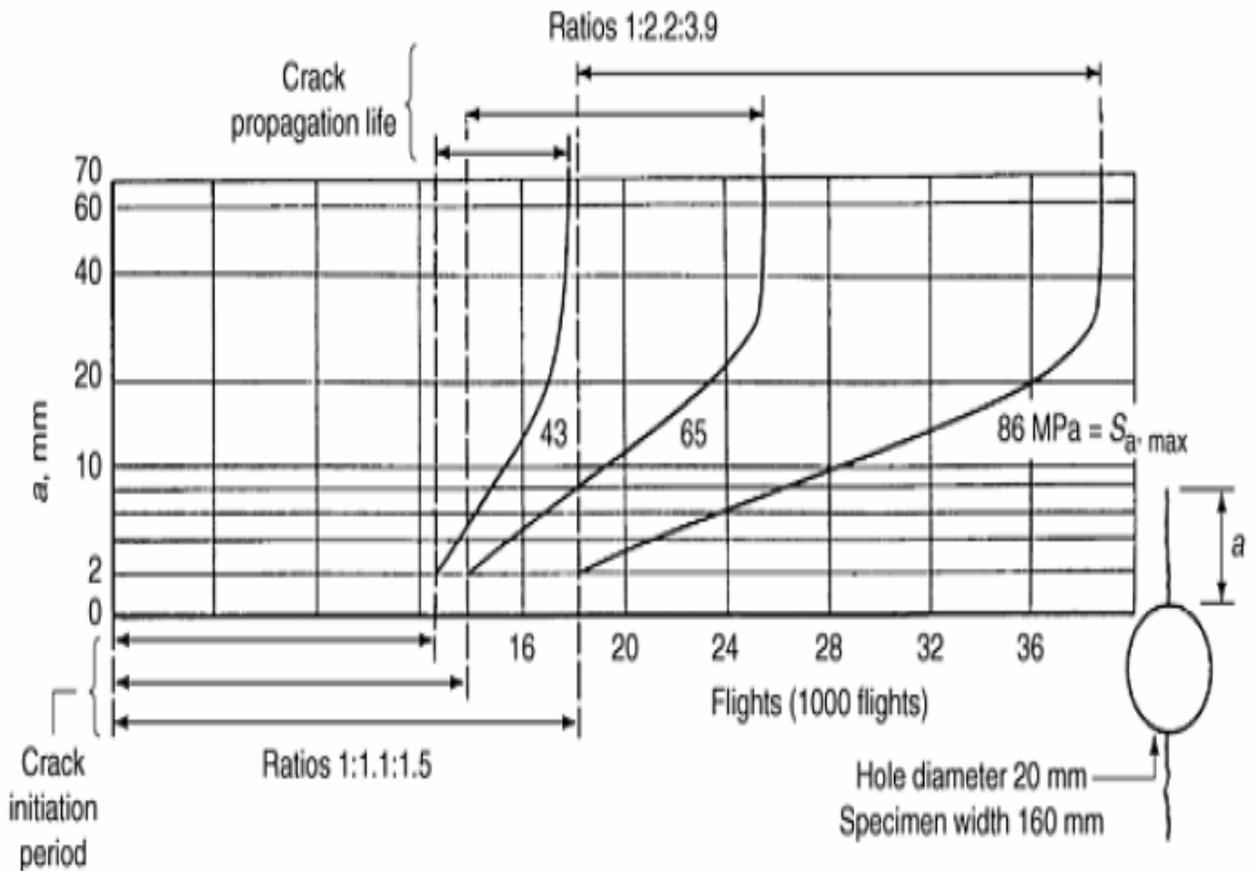


Fig. 23 Efecto del nivel de truncamiento ($S_{a, \text{MAX}}$) en el período de iniciación de una grieta (hasta 2 mm) y el período de crecimiento de una grieta. Resultados de

la prueba de simulación de vuelos en muestras del tipo 2024-T3 con un agujero central.

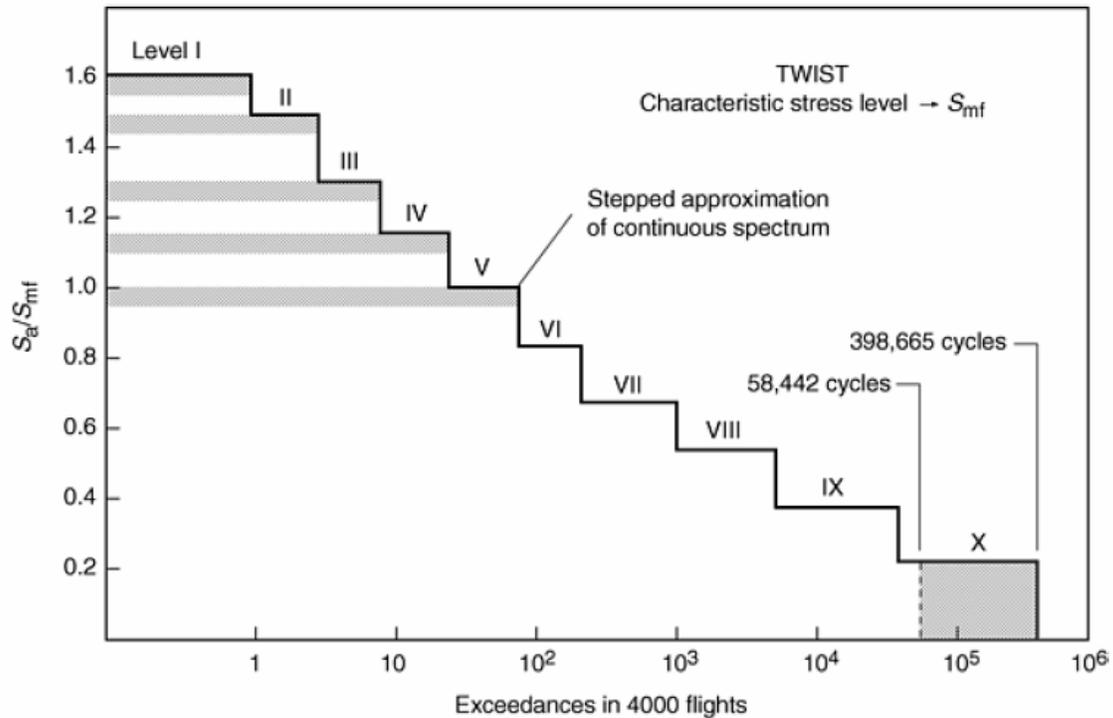


Fig. 24 Espectro de ráfaga estandarizado de torsión e intorsión con diez niveles de amplitud nivelados para simular el espectro continuo ($s_{ground}/s_{mf} = 0.5$). Los niveles I y V han sido usados en investigaciones experimentales.

2.6- Modelos de predicción de fatiga para cargas de AV. [1]

La carga de fatiga en las muestras también debe ser de una simplicidad fundamental (es decir, una carga cíclica con una forma de ola sinusoidal y un S_a y S_m constantes). Los datos suponen ser las propiedades de fatiga características de un material, caracterizando la resistencia de fatiga o la resistencia de crecimiento de una grieta de fatiga. Estas propiedades se usan como los datos materiales en las predicciones de la fatiga bajo las cargas de AV. Ellos dan énfasis a que esa fatiga es principalmente un problema del material. La predicción de modelos en principio adopta un acercamiento de

similitud: ciclos de resistencias similares o los ciclos de tensiones similares deben dar el mismo error de fatiga. También, el ciclo similar de ΔK_{eff} debe dar los incrementos de longitud de la grieta. Este acercamiento implica que los datos de fatiga para las condiciones más simples se extrapolan a las condiciones de la ingeniería más realistas. El modelo de fatiga es el marco de los procedimientos de la extrapolación, pero la extrapolación puede ser bastante grande. Como una consecuencia, los modelos de predicción requieren de comprobaciones empíricas. Sin embargo, juzgar la fiabilidad de modelos, es una comprensión física de un modelo esencial. Porque los problemas involucrados con la iniciación de la grieta y crecimiento de la grieta son diferentes, se discutirán modelos en dos categorías: modelos para el período de iniciación de grietas y modelos para el crecimiento de grietas de fatiga.

2.7- Predicción de iniciación de grietas bajo cargas de AV. [1]

Los modelos de predicción raramente se presentan como modelos para el período de iniciación de la grieta. Sin embargo, varios modelos ignoran el crecimiento de grietas de fatiga. La vida de fatiga es entonces la vida de fatiga hasta el fallo. Si el período de crecimiento de las macrogrietas es relativamente corto, la vida total hasta el fallo está principalmente cubierta por el período de iniciación de la grieta. Bajo estas condiciones, nosotros podemos considerar las perspectivas de los modelos de predicción para el período de iniciación bajo cargas de AV.

La mecánica de la fractura aplicada al período de iniciación de una grieta involucra algunos problemas fundamentales:

- La predicción de vida del crecimiento de una grieta basada en los conceptos de la mecánica de la fractura que no pueden empezar desde una longitud cero de la grieta, ya que entonces no habrá crecimiento de la grieta. Ellos deben de empezar de una longitud de grieta inicial. El tamaño

de la longitud de la grieta inicial, a_0 , puede asociarse con algún defecto inicial de la estructura, como una inclusión. Desgraciadamente, la vida de crecimiento de una grieta es muy sensible al tamaño inicial del defecto. Debido al tamaño pequeño, los valores de K son pequeños y predijeron que las velocidades de crecimiento de grietas son muy bajas. Como una consecuencia, una gran parte de la vida de fatiga se cubre por el crecimiento inicial de una grieta pequeña. Los tamaños iniciales diferentes, dijimos de 10 μm y 100 μm pueden implicar una gran diferencia en la vida. La elección de un a_0 tiene un gran efecto en los resultados de la predicción.

- El concepto de mecánica de la fractura tiene un límite relevante de grietas microestructurales cortas. Probablemente la aleaciones de Al son las más ideales para la predicción de grietas cortas. En general, todavía es duro creer que la predicción del crecimiento de microgrietas pueda hacerse con alguna exactitud razonable para las cargas de AV. Los efectos de la superficie son muy importantes y deben ser considerados en las aplicaciones futuras de la teoría de pequeñas grietas.
- Un tercer problema es muy práctico. La iniciación de grietas está presente en fenómenos de la superficie. La vida de iniciación de una grieta es sensible a varias condiciones de la superficie.

2.8- Factores ambientales. [2]

La vida de iniciación de la grieta es influenciada por varios factores tales como los enumerados en la tabla 4. La influencia de estos factores en la fatiga pueden ser grande, y varios de los efectos no se explican fácilmente de una manera terminantemente racional. Debe entonces ser admitido que las predicciones de la mecánica de la fractura en la vida de iniciación de grietas son absolutamente limitadas.

Tabla. 4 Influencia de los factores en la vida de iniciación de grietas.

Factores de la superficie material y de la producción: <ul style="list-style-type: none">○ Aspereza de la superficie.○ Defectos de la superficie.○ Tratamientos de la superficie.○ Estructura del material en la superficie.○ Tensiones residuales en la superficie.
Factores geométricos: <ul style="list-style-type: none">○ Efecto entalla (K_T).○ Efecto del tamaño (radio de la raíz ρ).○ Aspectos de uniones (aspectos geométricos en el pie de la soldadura (toe), etc.).
Factores ambientales.

2.9- Predicción de crecimiento de grietas bajo cargas de AV. [1]

2.9.1- Acercamiento simple al crecimiento de grietas bajo carga de AV. [1]

La secuencia de carga más simple de AV consiste en dos bloques de ciclos de carga, donde se alcanza el segundo bloque el cual continúa hasta una longitud final de la grieta $a = a_f$ (Fig. 25a). La secuencia puede ser Hi-Lo (como en la Fig. 25a) o Lo-Hi. Se obtiene el modelo más simple de la predicción si todos los efectos posibles de la interacción son ignorados. El crecimiento de grieta entonces sigue la curva del crecimiento aplicable al ciclo de la carga en el primer bloque (Fig. 25b). [1]

Después de que se cambie el nivel de la tensión, el crecimiento de grieta continúa a lo largo de la curva válida para el ciclo de carga del segundo bloque. Hay una transición simple de no interacción a partir de una curva del crecimiento de grieta a la otra. La vida predicha es $N_p = n_1 + n_2$. [2]

Las dos curvas en la Fig. 25 (b) se pueden también presentar en función de n/N . El principio y el extremo de las dos curvas entonces coinciden en $n/N = 0$ y $n/N = 1$, respectivamente. El daño de fatiga, D , representado por la longitud de la grieta, a , en la Fig. 25 (b), se convierte en el incremento de la grieta ($a - a_0$) concerniente al incremento total de la grieta que se cubrirá ($a_f - a_0$). Es un parámetro del daño definido por:

$$D = \frac{(a - a_0)}{(a_f - a_0)} \quad (\text{Ec. 3})$$

donde D varía desde 0 ($a = a_0$) a 1 ($a = a_f$). Considerando el crecimiento de grieta a lo largo de las dos curvas en la Fig. 25 (c), es obvio que conduce a $\Sigma n/N < 1$. Para la secuencia invertida del bloque (Lo-Hi), conduce a $\Sigma n/N > 1$ (Fig. 25d). Esto sugiere que haya un efecto de la secuencia, aunque se desatienden los efectos de la interacción. [1]

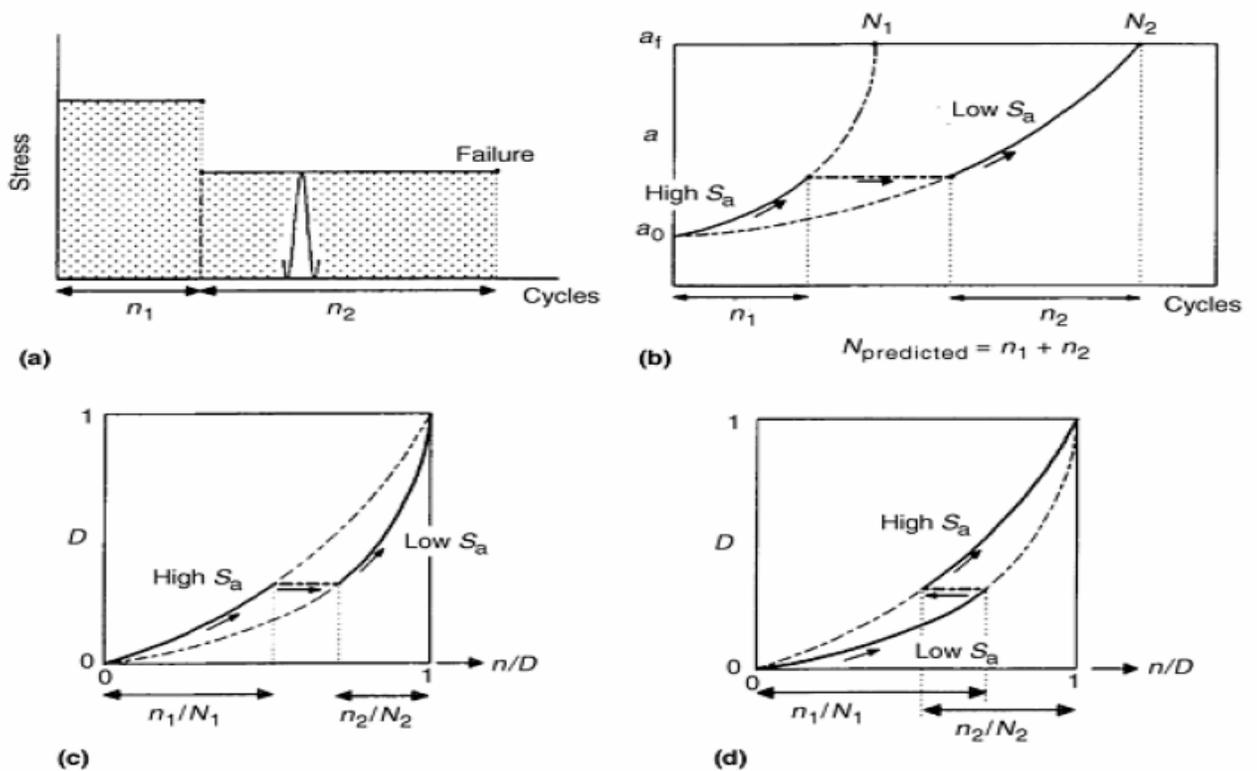


Fig. 25 Crecimiento de grieta de fatiga de no interacción y daños de fatiga en pruebas de Hi-Lo y de Lo-Hi. $D = (A - A_0) / (A_F - A_0)$. (a) Hi-Lo. (b) Hi-Lo. $N_{\text{PREDICTED}} = N_1 + N_2$. (c) Hi-Lo. $\sum n/N < 1$. (d) Lo-Hi. $\sum n/N > 1$. [1]

Una declaración elemental puede ahora ser hecha: Si el daño de fatiga es caracterizado completamente por un solo parámetro del daño, los efectos de la interacción son imposibles. La declaración reversa puede también ser hecha: Si ocurren los efectos de la interacción, los daños de la fatiga no se pueden describir completamente por un solo parámetro del daño. [1]

Hay otra observación interesante. Si coinciden las dos curvas en la Fig. 25 (c) y 25 (d), el crecimiento de grieta conduce directamente a $\sum n/N = 1$. Más generalmente, si las mismas curvas del daño se aplican a cualquier nivel cíclico de la tensión, y si los efectos de la interacción no ocurren una función del daño se puede escribir como:

$$D = f\left(\frac{n}{N}\right) \quad (\text{Ec. 4})$$

el cual es válido para cualquier nivel cíclico de la tensión. [1]

2.9.2- Modelos de la zona de producción. [1]

Los modelos de Willenborg, Al y Wheeler fueron propuestos para explicar el retaso del crecimiento de grietas causado por las OLs. Los modelos consideran los tamaños de la zona plástica indicada en la Fig. 26, pero los conceptos son diferentes. En ambos modelos fue reconocido que las nuevas zonas plásticas están creadas dentro de la zona plástica grande de las OL. Por otra parte, la posibilidad fue considerar que estas nuevas zonas plásticas podrían ser bastante grandes y que pueden crecer fuera de la zona de plástica de las OLs.

El modelo de Willenborg empieza con una asunción extraña de que el retraso es debido a una reducción de K_{\max} en vez de una reducción de ΔK_{eff} . Esto es físicamente incorrecto. El cierre de la grieta en el modelo se supone que pueda ocurrir solamente si $K_{\min} < 0$. Desde un punto de vista mecánico, el modelo de Willenborg no conviene con la actual comprensión del cierre de la grieta. Wheeler introdujo un factor β del retraso, definido por:

$$\left(\frac{da}{dN} \right)_{AV} = \beta \cdot \left(\frac{da}{dN} \right)_{CA, \text{ mismo ciclo de } K} \quad (\text{Ec. 5})$$

El factor β se supone que sea una función de poder del rango r_{pi} / λ_i :

$$\beta = (R_{p,i} / \lambda)^m \quad (\text{Ec. 6})$$

La constante empírica m no es una constante del material, porque depende del tipo de carga de AV. Ambos modelos pueden predecir el retraso del crecimiento de grieta solamente ($\beta < 1$), no aceleración. Después de una OL el retraso máximo ocurre inmediatamente. El retraso retardado no se predice.

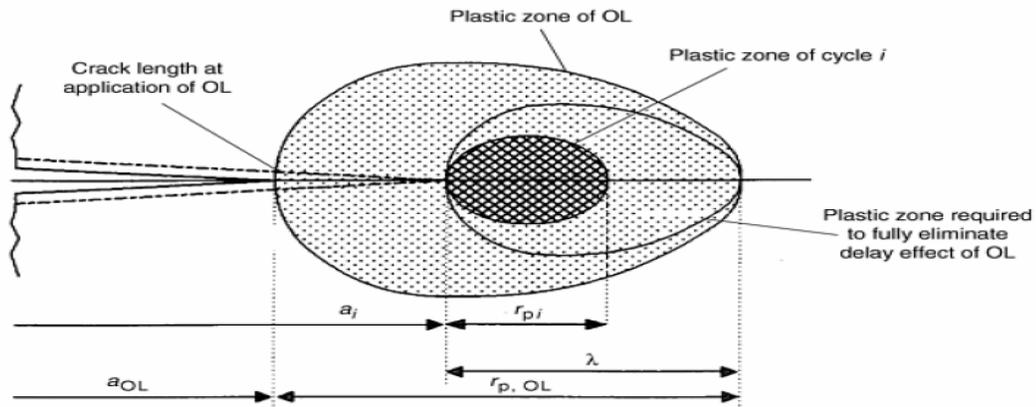


Fig. 26 Conceptos del tamaño de las zonas plásticas en los modelos de Willenborg y de Wheeler.

2.9.3- Modelos de cierre de grieta para predecir el crecimiento de una grieta bajo cargas de AV. [1]

Los modelos del cierre de grietas están basados en el fenómeno de plasticidad-inducida en el cierre de una grieta. El concepto de Elber de cierre de grieta es usado (es decir, hay una S_{op} por cada ciclo y el rango de tensiones efectiva es $\Delta S_{eff} = S_{max} - S_{op}$). Una variación de ciclo-por-ciclo de S_{op} tiene que ser predecida (Fig. 27). Los cálculos de ciclo-menos-por-ciclo siguen ecuaciones aparentemente simples:

$$A = A_0 + \sum \Delta A_i \quad (\text{Ec. 7})$$

$$\Delta A_i = (da/dN)_i = F(\Delta K_{EFF,i}) \quad (\text{Ec. 8})$$

$$\Delta K_{EFF,i} = C_i (S_{MAX,i} - S_{OP,i}) \sqrt{\pi a_i} \quad (\text{Ec. 9})$$

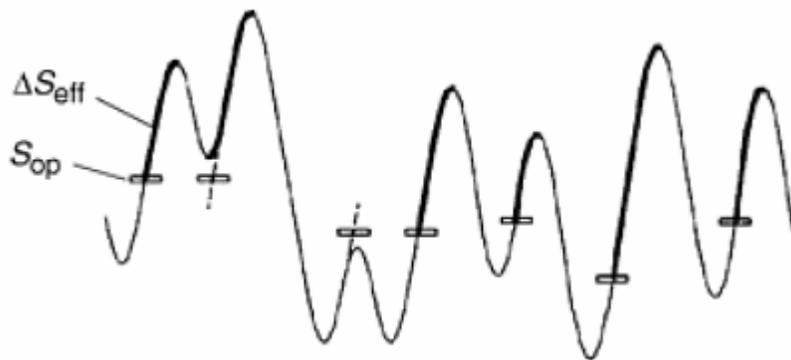


Fig. 27 Carga de amplitud-variable con la variación de ciclo-por-ciclo de S_{op} .

La extensión de una grieta Δa_i en ciclos i es supuestamente una función de ΔK_{eff} en este ciclo, mientras $\Delta K_{eff,i}$ es una función de $S_{max,i}$ y de $S_{op,i}$ para el ciclo i . El factor geométrico C_i depende del tamaño de la grieta, a_i . La grieta se abre en el

nivel de tensiones $S_{op, i}$ que depende de la carga anterior, pero $S_{max, i}$ es parte de la carga impuesta (es decir, datos de la entrada). Por lo tanto, la relación de París esta dada por la ecuación 8 para estos modelos:

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K_{EFF}^m \quad (\text{Ec. 10})$$

Cuatro modelos se discuten brevemente debajo:

- Modelo de ONERA.
- Modelo de CORPUS.
- Modelo de CORPUS modificado.
- Modelo de PREFFAS.

Los modelos se desarrollaron principalmente para las aplicaciones de las cargas de vuelos de simulación. Todos calculan una variación de S_{op} durante la carga de vuelo de simulación. La variación depende de la carga anterior. Implica que esa característica de información de la carga anterior deba guardarse en una memoria. La información característica esta asociada con las mayores cargas pico positivas y negativas. Estas cargas están introducidas en zonas de plásticas significantes para la determinación del S_{op} o la reducción del S_{op} , respectivamente. Hay también diferencias significantes entre los modelos que no se discutirán en detalle. El modelo de PREFFAS es el más simple; el modelo del CORPUS es el más detallado y presenta un cuadro explícito sobre el cierre de una grieta entre los flancos de la grieta. Las diferencias entre los modelos son asociadas con las asunciones hechas para la deformación plana – tensión durante el crecimiento de una grieta, los cálculos de los tamaños de la zona plásticas, las ecuaciones empíricas para calcular S_{op} (las relaciones de Elber), el decaimiento de S_{op} durante el crecimiento de una grieta, los múltiples efectos de las OL, y en general el método de derivar S_{op} de la carga anterior.

Un análisis y comparación de los modelos han sido hecho por Padmadinata con comprobaciones extensas, principalmente para las cargas de simulación de vuelos realísticas y resultados de la prueba de dos aleaciones de Al, 2024-T3 y 7075-T6. Sin embargo, las pruebas de simulación de vuelo simplificadas también eran incluidas. Como un ejemplo, se presentan resultados comparativos para un espectro de carga realista en la Fig. 28. Las variables de la prueba incluyen el nivel de tensión, caracterizado por la tensión en el vuelo (S_{mf}), la severidad del espectro de racha y la severidad del descenso de la carga de vuelo durante el aterrizaje. También se muestran las predicciones de no interacción en esta figura. Desgraciadamente, esto no siempre se hace en las comprobaciones, pero las diferencias entre las predicciones de no interacción y las predicciones de modelos mejorados son parte de la motivación para los nuevos modelos. Es más, estas diferencias indican si los efectos de la interacción han ocurrido en la prueba. Los resultados en la Fig. 28 claramente muestran que las predicciones de no interacción infravaloraron la vida de crecimiento de una grieta sistemáticamente en las pruebas a una magnitud grande. La vida de la prueba en promedio fue de 5.3 veces más grande. Las predicciones de todos los modelos eran significativamente superiores a la predicción de no interacción. Algunos comentarios de los resultados se pueden hacer:

- ⇒ El modelo de PREFFAS no predice cualquier efecto del nivel de tensiones. Esta es una consecuencia que sujeta cargas negativas en estos modelos para cero.
- ⇒ Las predicciones de los modelos de CORPUS y ONERA están justamente cerca de los resultados de la prueba. Los resultados de la prueba indican una reducción significativa de la vida de crecimiento de una grieta para un nivel de tensiones más severo. Esta tendencia no siempre se reduce por el modelo de CORPUS, sobre todo si el espectro de la ráfaga es más severo. La carga de ráfaga descendiente máxima solo ocurre una vez en un número grande de vuelos (2500 vuelos en la Fig. 28). Sin embargo, la

carga ocurre en todo los vuelos. En CORPUS este efecto es pequeño si la ráfaga más negativa se extiende severamente hacia abajo. Esta regla del nivel de tensiones fue la razón por la que el modelo de CORPUS fue modificado. El modelo modificado todavía está igual que el original, pero debido a un efecto de memoria modificado para las cargas descendentes el modelo de CORPUS tomó una mejor predicción para las condiciones ante dichas.

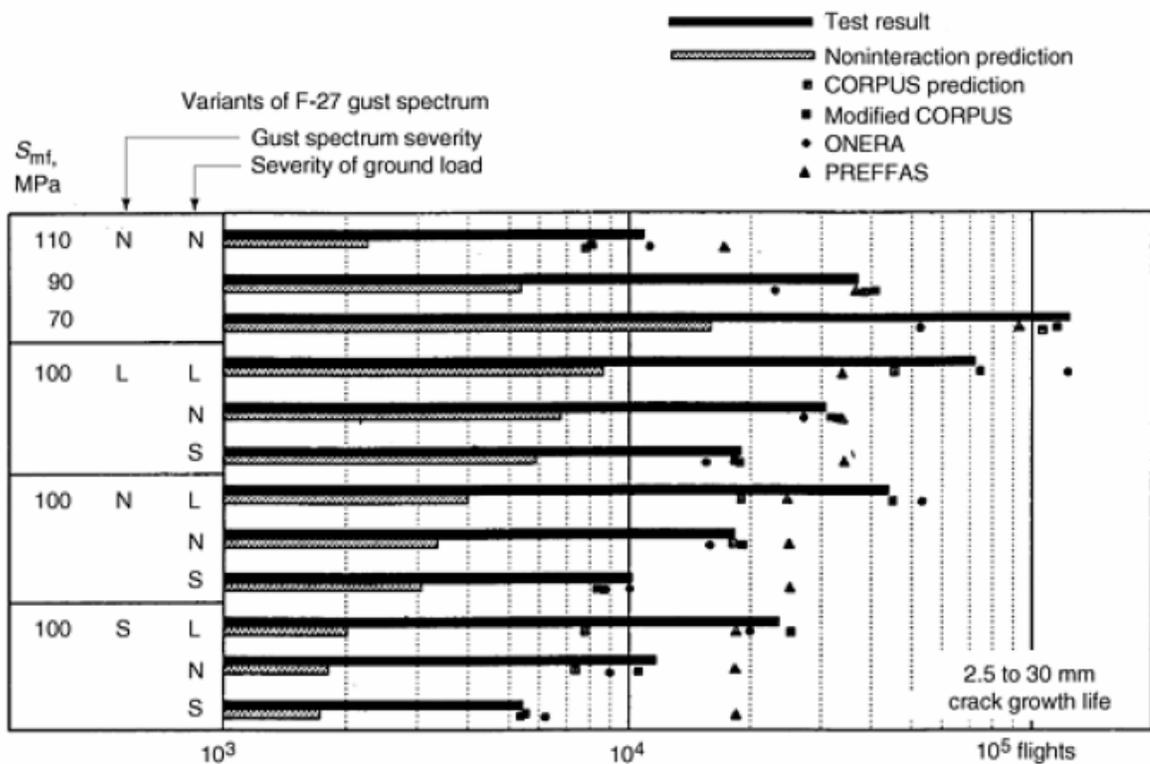


Fig. 28 Comparación entre los resultados de la prueba y predicciones de la vida de crecimiento de una grieta de fatiga bajo cargas de simulación de vuelos en la aleación 2024-T3 (T = 2 mm). S, severo; N normal; L luz.

En la Fig. 28 una comparación es hecha entre predicción y vida de crecimiento de una grieta experimental. Ésta es una comparación primitiva, una discordancia entre las curvas de crecimiento de la grieta todavía es posible (Fig. 29). En la Fig. 29(a) el acuerdo entre $N_{predicido}$ y N_{prueba} es satisfactorio, pero eso no es

verdad para las curvas de crecimiento de una grieta o para el desarrollo de la velocidad de crecimiento de una grieta durante la vida de crecimiento de una grieta. Aún cuando las predicciones y las curvas de crecimiento de una grieta moderada emparejan bastante bien, eso no es necesariamente verdad para la proporción de la grieta en los lotes pequeños de ciclos individuales. Esta pregunta se ha estudiado para el crecimiento de una grieta bajo cargas de simulación de vuelos. La extensión de la grieta en los vuelos más severos ha sido determinada por el análisis de la fractografía. Como es mostrado por los resultados en la Fig. 30, la extensión de la grieta en los vuelos más severos fue considerablemente más grande que la predicción hecha por el modelo de CORPUS modificado, aunque el análisis para la curva de crecimiento de una grieta macroscópica fue bastante bueno. Esto no es extraño, porque el número de los vuelos más severos en una prueba de simulación de vuelo es pequeño. Las predicciones incorrectas para los vuelos severos tienen un efecto menor en la conducta general. Hay dos posibles explicaciones para la diferencia de vuelos severos: el más grande Δa por la deformación plástica primaria y la orientación delantera de la grieta incompatible. La diferencia indica que el modelo no es fiable en todos los detalles. Una real comprobación de un modelo de predicción también requiere una comparación en un nivel microscópico.

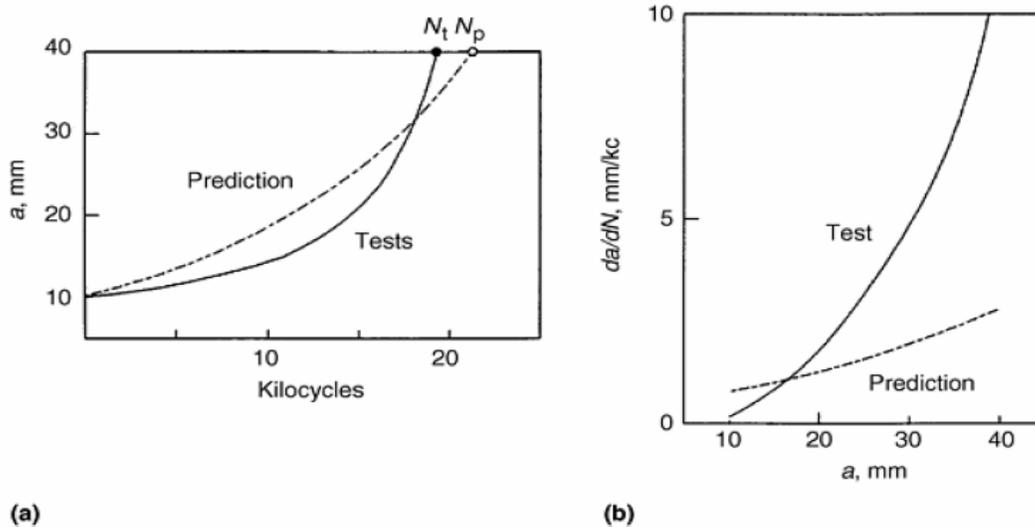


Fig. 29 Dos comparaciones entre los resultados de la prueba y predicciones para los mismos datos.

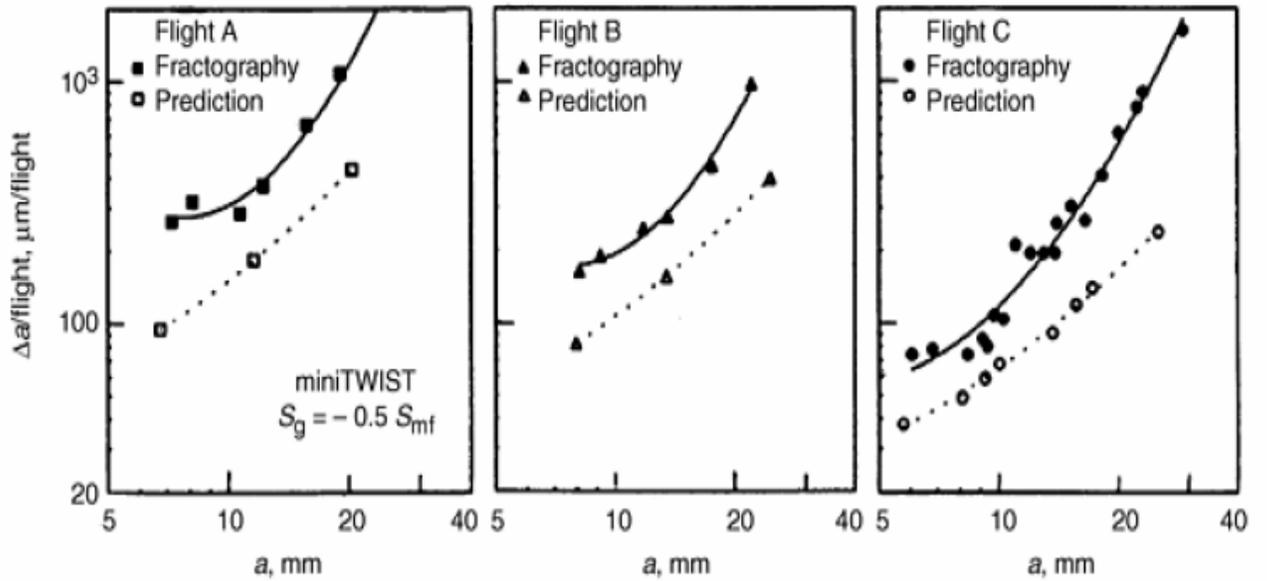


Fig. 30 Δa en los vuelos más severos de una prueba de simulación de vuelos en la aleación 2024-T3 ($T = 2$ mm). Δa es más grande que los incrementos de longitud de la grieta predecida por el modelo de CORPUS modificado.

CAPÍTULO III: “Resistencia a la fatiga de soldadura en aleaciones de aluminio”

3.1- Introducción. [1]

El uso del aluminio para las aplicaciones estructurales ha aumentado significativamente en los recientes años, y es probable que más aplicaciones surjan, muchos diseñadores e ingenieros están tratando de disminuir el peso de los componentes estructurales. Muchas de estas estructuras y componentes estructurales se usan en ambientes que están sujetos a la carga dinámica. A pesar de las dificultades de diseño contra el fallo de fatiga, el aluminio se usa con éxito en muchas aplicaciones donde la fatiga es crítica en estructuras como aviones, naves, camiones, automóviles y puentes. El funcionamiento seguro y continuado de estas estructuras requiere de información fiable sobre las aleaciones de aluminio, las uniones de aluminio soldadas necesarias para formar un componente y un detalle estructural de mayor escala.

En general, la respuesta de una unión es determinada por los parámetros globales y locales. Las influencias globales incluyen el nivel de carga que la estructura diseñada pueda soportar, el nivel de redundancia en que se construyen estas estructuras, y el flujo estructural de carga. Para más importancia los ciclos de fatiga son la influencia de los efectos locales, como los campos de tensiones locales, condiciones del defecto, estado de tensiones residuales, y las propiedades del material.

El mecanismo de falla progresivo que se desarrolla en uniones soldadas no es diferente al que ocurre en los metales. Sin embargo, las soldaduras son localizadas usualmente en una concentración de tensiones estructural (global), que introduce típicamente una entalla severa (concentración de tensiones local), a menudo contienen microestructuras que representa una alteración

desfavorable de la microestructura del metal, frecuentemente contienen discontinuidades planas o volumétricas, y típicamente contienen altas tensiones residuales.

3.2- Algunos aspectos generales. [8]

La Fig. 1 demuestra un bosquejo de un conjunto soldado entre dos placas. El conjunto se suelda a partir de un lado solamente. Algunos términos se recuerdan en esta figura, y se indican algunos defectos. Bajo una carga cíclica de la tensión, la falla de la raíz (falta de penetración) es más seria. Puede ocurrir sobre una distancia considerable y el defecto es similar a una grieta superficial. La socavadura a los lados de la soldadura puede ser seria si el perfil es agudo en el fondo de la socavadura. Si la socavadura no está presente, la transición del refuerzo de la soldadura al metal base aún da una concentración de tensiones en la transición superficial soldadura – metal base (toe). Las inclusiones de la escoria pueden ser defectos serios para la iniciación de la grieta de fatiga, más que la porosidad debido a la forma de estos defectos. Los defectos de la soldadura determinan la calidad de la soldadura. A respecto de esto, las diferencias significativas pueden existir entre la soldadura manual y la automatizada. La calidad de una soldadura manualmente es dependiente a la capacidad del operador de la soldadura. Requiere del entrenamiento, la práctica, y la habilidad de hacer buenas soldaduras. Los procesos de soldadura automatizados se han desarrollado específicamente para la producción rápida de las costuras largas de la soldadura y elimina la parte del factor humano. Se obtiene una calidad más homogénea de la soldadura. En todo caso, la soldadura crítica de la fatiga debe siempre estar examinada por técnicas convenientes de NDT.

Otro aspecto que se mencionará aquí se relaciona con las tensiones termales. Durante la soldadura, el material a soldar se refresca a bajas temperatura. El material a soldar se contraerá, pero esto es refrenado por las placas más

frescas. Consecuentemente, las tensiones residuales se introducen con tensiones extensibles residuales en la dirección de la soldadura, véase Fig. 2. Si tal soldadura es cargada en esta dirección, la iniciación de la grieta de fatiga en la ondulación de la soldadura y los defectos relacionados pueden ser promovidos. Desafortunadamente, las tensiones residuales perpendiculares a la soldadura pueden también ser introducidas por el proceso de la soldadura, comúnmente con la tensión extensible residual en la superficie material y la tensión compresiva residual en el espesor medio de la placa. Estas tensiones son relevantes si la carga de la fatiga es perpendicular a la costura de la soldadura. Las tensiones residuales introducidas soldando dependen de la técnica de la soldadura y del diseño de la estructura.

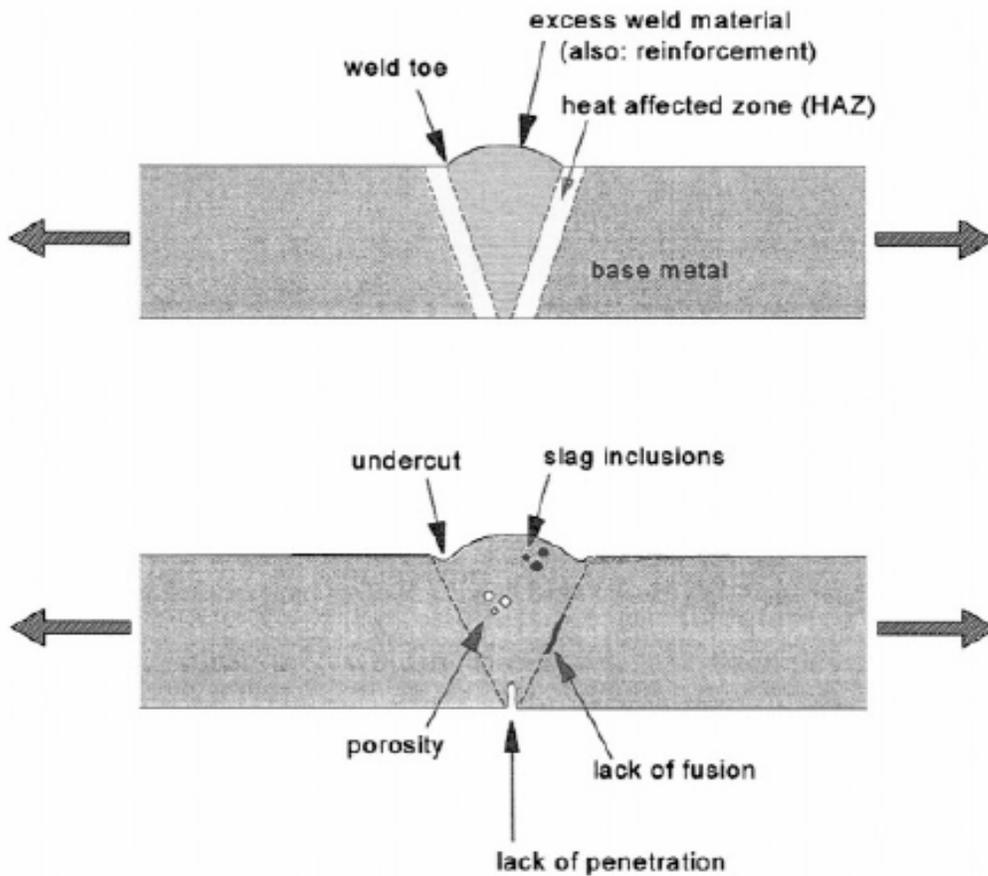


Fig. 1 Algunos términos y defectos de conjuntos soldados a tope.

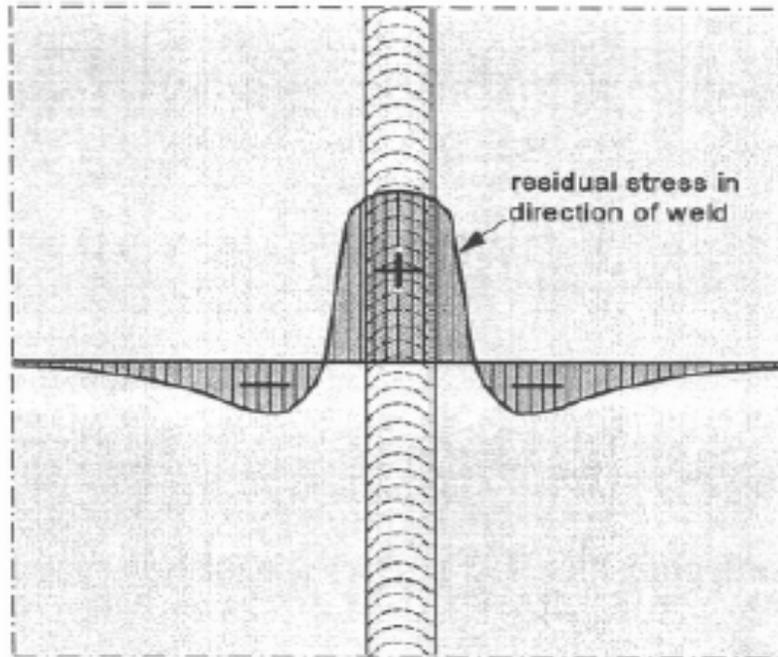
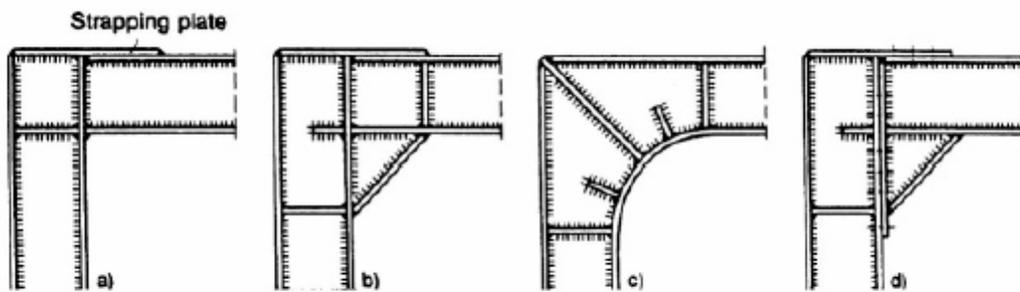


Fig. 2 Distribución de las tensiones residuales después de una soldadura hecha a un conjunto soldado.

3.3- Aspectos geométricos de la soldadura. [8]

La geometría de estructuras soldadas cubre dos aspectos: (1) La disposición de la estructura, y (2) la geometría local del conjunto soldado. La disposición de una estructura es un problema del diseño que permite dar una variedad grande de soluciones. Como se ilustra, en la Fig. 3 se muestran diversas opciones de diseño para un conjunto soldado entre dos vigas de I-sección de un bastidor, una estructura de la placa del fondo de una nave, y un inyector de un recipiente de presión, esta figura ilustra que una variedad de diversas soluciones que están disponibles para el diseñador. La opción dependerá de consideraciones como la facilidad de la producción, de la calidad que se obtendrá, etc. En términos generales, éste es un problema de los costos de producción contra la calidad del producto obtenido, incluyendo durabilidad y seguridad. Las consideraciones cualitativas de la vida de fatiga en las uniones entre las vigas de la I-sección en

la Fig. 3 sugieren que la solución (a) sea inferior a las otras tres opciones. Para la placa del fondo de una nave, la solución es la mejor que se debe esperar exceptuando la opción (b) porque la localización de una alta concentración de la tensión (flecha en la figura) se separa de la localización de la geometría compleja de la soldadura. Esto también se aplica a la opción (d) para el inyector de un recipiente de presión. Por supuesto, el diseñador puede pensar en más soluciones Fig. 4. Se requiere de juicio para diseñar contra la vida de fatiga. Desafortunadamente, la mejor solución para la fatiga no es generalmente la más provechosa para los costos de producción. La disposición de la estructura determina el nivel nominal de la tensión de las soldaduras. La resistencia de la fatiga de una estructura es entonces dependiente sobre los detalles geométricos de varios tipos de soldadura. El último problema ha sido estudiado en programas de investigación experimental numeroso por las pruebas de la fatiga en una variedad de muestras. Estas muestras deben simular características de la soldadura en estructuras. La mayoría de las pruebas fueron realizadas en muestras de acero bajo carga-AC, pero pruebas más últimas también fueron hechas con cargas de AV en otros materiales, notablemente en aleaciones de Al soldables.



Corner joints between two I-section girders.

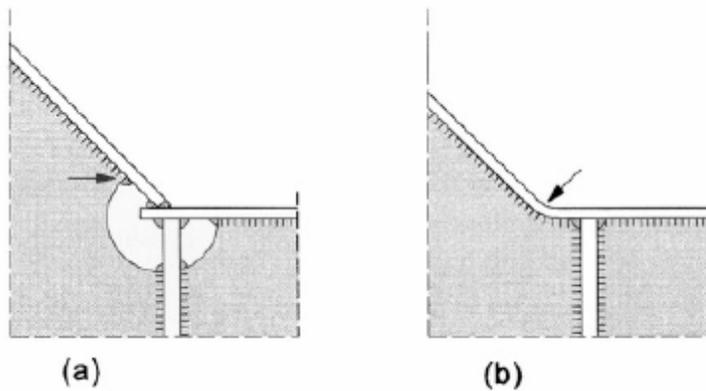
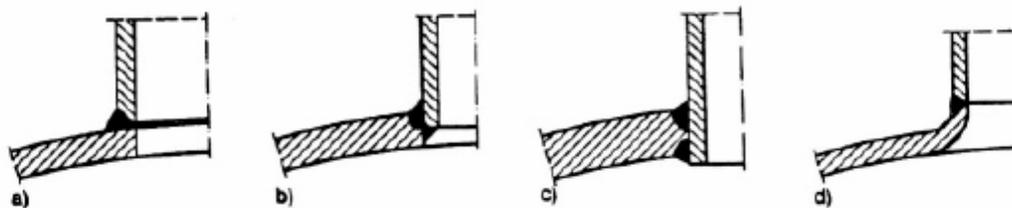


Plate structure of a bulge corner of the bottom of ship.



Nozzle design variants of a pressure vessel.

Fig. 3 Diferentes diseños de estructuras soldadas.

Varios tipos de muestras se muestran en la Fig. 4. Las muestras de (a) a (c) son muestras simples sin ninguna tensión a excepción de la soldadura de sí mismo. Esto es de un cierto interés ya que considera la reducción de la resistencia de la fatiga de estas muestras con respecto a la resistencia de la fatiga del material base. La reducción de la resistencia de la fatiga es relativamente pequeña para la muestra (a) con la costura de la soldadura en la dirección de la carga. La

ondulación de la superficie de la soldadura o de los defectos de la soldadura puede causar una cierta reducción del límite de la fatiga de la muestra (a).

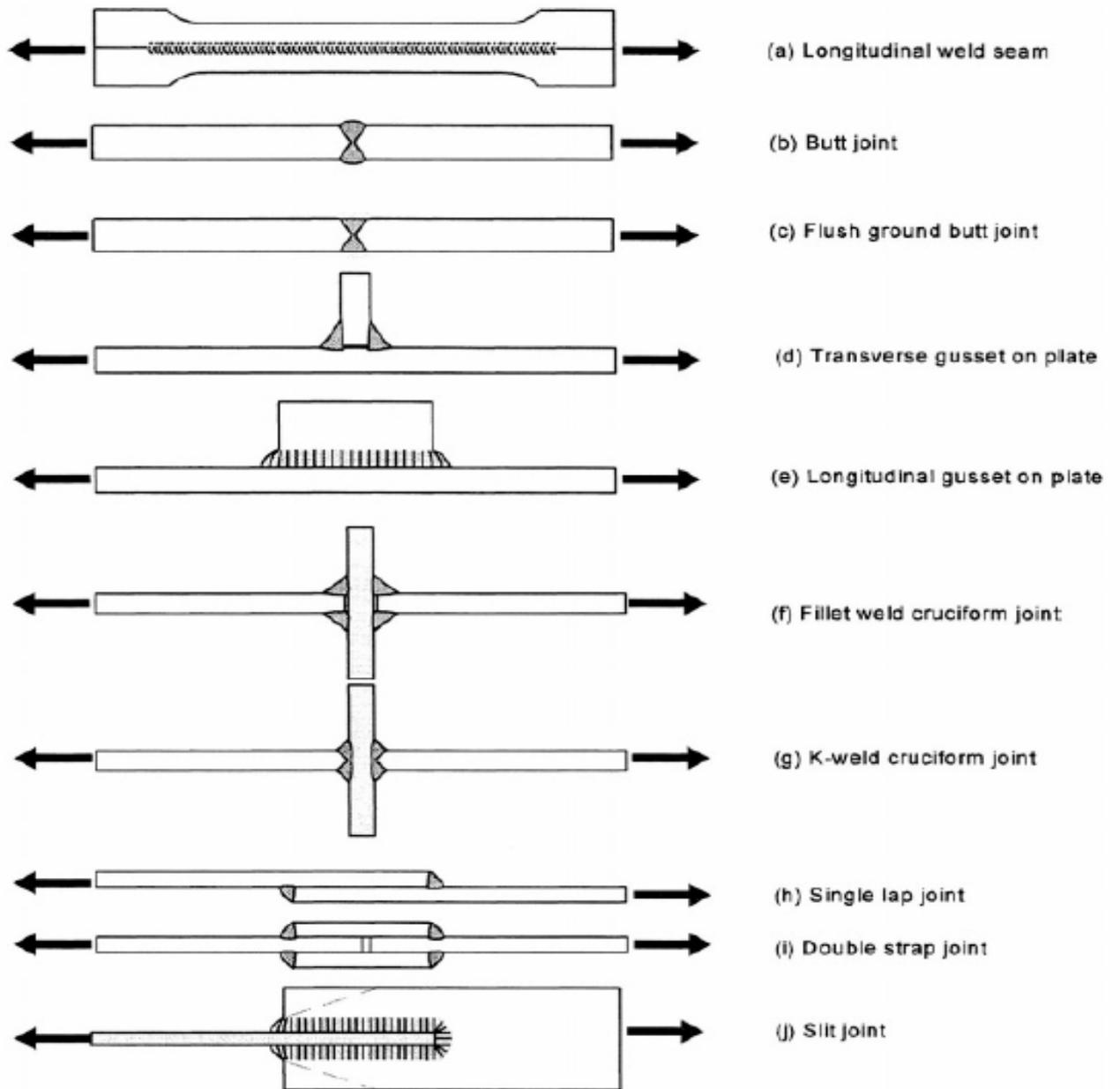


Fig. 4 Varias muestras con configuración típica de la soldadura.

Las reducciones más grandes se han observado para la muestra (b) dependiendo del perfil del refuerzo de la soldadura. Esto es ilustrado por los resultados en la Fig. 5 que muestra la resistencia de la fatiga en función del ángulo θ del refuerzo definido en el gráfico. Según la Fig. 5, la resistencia a la fatiga es más de la mitad comparado con el límite de la fatiga del material base. Obviamente, esmerilar a ras el refuerzo de la muestra (c), debe entonces mejorar la resistencia de la fatiga. La concentración de la tensión del refuerzo se elimina. Una mejora significativa de la resistencia a la fatiga por esmerilado a ras es generalmente posible, pero la mejora depende de los defectos posibles en el material de la soldadura de sí mismo. El esmerilado a ras debe ser más beneficioso para las soldaduras de buena calidad. En soldaduras de mala calidad, la iniciación de la grieta todavía ocurre en los defectos de la soldadura a pesar del esmerilado a ras.

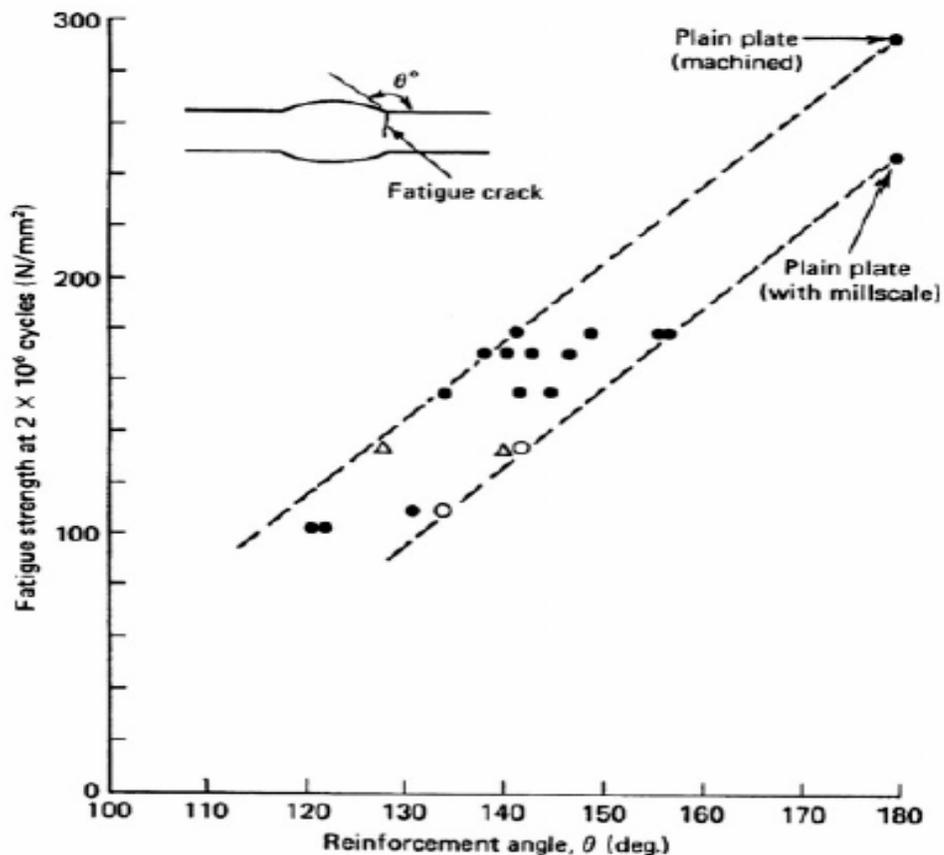


Fig. 5 Efecto del ángulo de refuerzo en la resistencia a la fatiga en placas de aceros unidas.

Las muestras (d) y (e) son placas con un inserto transversal y longitudinal respectivamente. Estas geometrías son características en muchas estructuras edificadas. La resistencia a la fatiga con el inserto transversal puede ser moderada, aunque depende de la geometría del pie de la soldadura (toe). Pueden ser obtenidas mejoras por la eliminación de algún material en el pie de la soldadura por esmerilado hasta obtener un mayor radio, ver Fig. 6. A pesar de una ligera socavadura la resistencia a la fatiga se aumenta perceptiblemente, ver Fig. 7. Debe ser observado que la mejora es grande en las altas vidas a fatiga, mientras que la mejora desaparece en las bajas vidas a fatiga. El período de la iniciación de la grieta de fatiga es relativamente corto en las altas amplitudes de la tensión con baja vida a fatiga. Consecuentemente, la parte principal de la vida de la fatiga es cubierta por el período de crecimiento de la grieta. Debido a que el esmerilado del pie de la soldadura no tiene una influencia importante en el período del crecimiento de grieta, su efecto es relativamente pequeño en las altas amplitudes de la tensión. Pero el efecto puede ser grande en las amplitudes bajas de la tensión con un período significativo de la iniciación de la grieta.

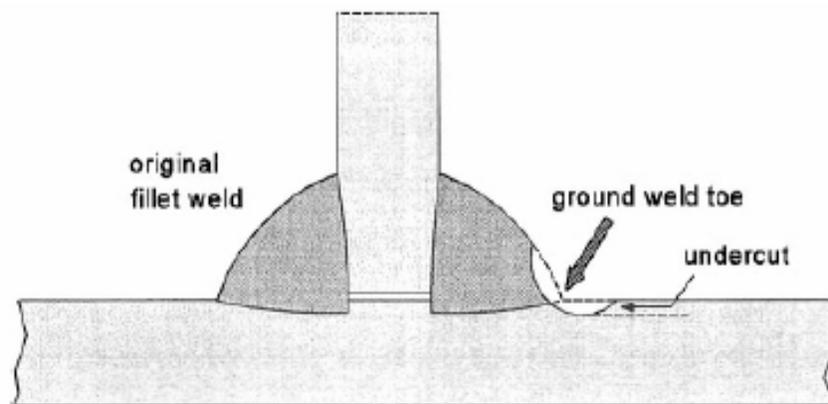


Fig. 6 Incremento del radio del pie de la soldadura obtenido por esmerilado.

Un incremento del radio del pie de la soldadura también ha sido obtenido por la preparación supuesta del TIG. En este proceso, la raíz de la soldadura es refundida a una profundidad baja con una antorcha de soldadura del TIG (Gas inerte de tungsteno), que conduce a una transición suave entre la superficie de la placa y la soldadura. Según se reporta, es posible una mejora más significativa del límite de la fatiga.

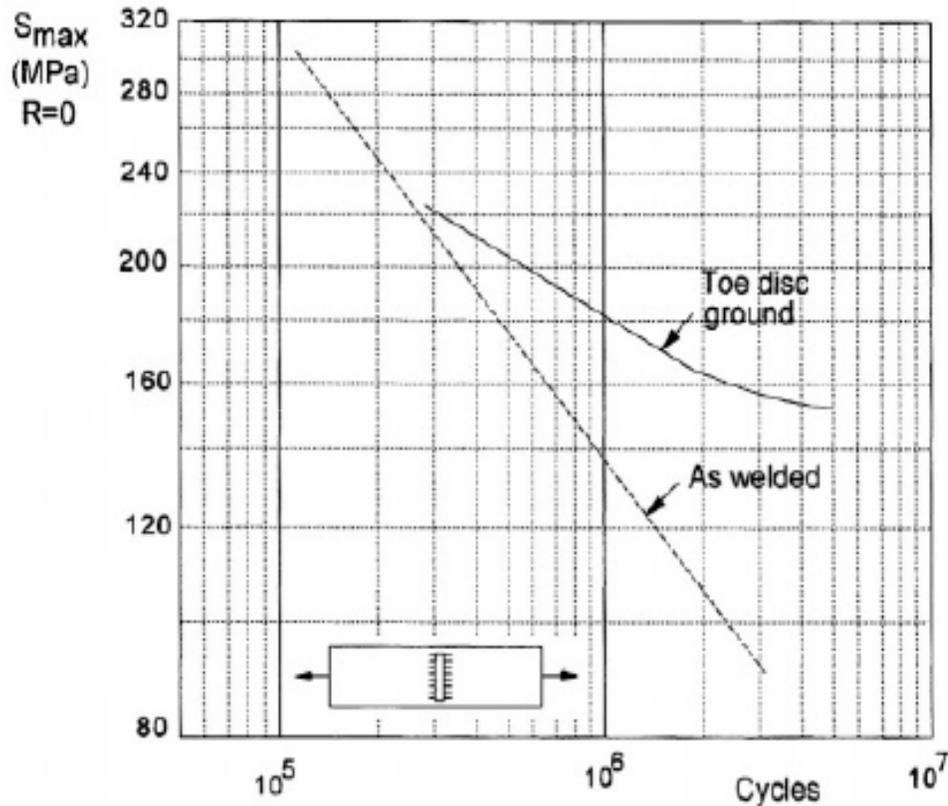


Fig. 7 Efecto de una reducción del radio del pie por esmerilado. Muestra de acero con un inserto transversal.

La muestra con un inserto longitudinal (muestra (e) en la Fig. 4) representa una geometría desfavorable para la fatiga. El inserto vertical está causando una discontinuidad grande de la rigidez en los extremos del inserto. El inserto está atrayendo la carga que se debe transmitir otra vez a la placa en los extremos del inserto. Una concentración severa de la tensión puede ocurrir en esta localización. El efecto es ilustrado por la Fig. 8 por una comparación entre curvas

del S-N para una muestra no entallada, una muestra con un agujero central, y una muestra con un inserto vertical. La comparación entre las dos curvas superiores indica una sensibilidad en la entalla moderada del material base. El límite de la fatiga de la muestra con agujero-entallado es solamente 1.5 veces más bajo que el S_f del material base. Sin embargo, para muestras con inserto, el límite de la fatiga es cerca de 8 veces más bajo, lo cual ilustra que el límite de la fatiga es muy bajo. Debe también ser observado que el doblez en las curvas de S-N de la muestra no entallada y agujero-entallado ocurre aproximadamente a $N=2 \cdot 10^6$ ciclos. Sin embargo, para la muestra con inserto el doblez se encuentra en una vida perceptiblemente más alta de fatiga, sobre $2 \cdot 10^7$ ciclo. Al parecer, la iniciación de la grieta puede ocurrir en la muestra con inserto a amplitudes muy bajas de tensión, pero debido al crecimiento de grieta lento esto requiere un alto número de ciclos antes de que ocurra la falla. La misma muestra con inserto también fue probada después de una tensión que relevaba el tratamiento térmico para eliminar tensiones residuales en la soldadura. La resistencia a la fatiga en $N=2 \cdot 10^7$ fue levantada a partir de 37 a 55 MPa, relativamente un significativo mejoramiento, pero a un límite bajo de la fatiga. Las tensiones residuales de tracción en muestras sin relajación de esfuerzos han contribuido a una resistencia a la fatiga extremadamente baja a altas vidas de fatiga.

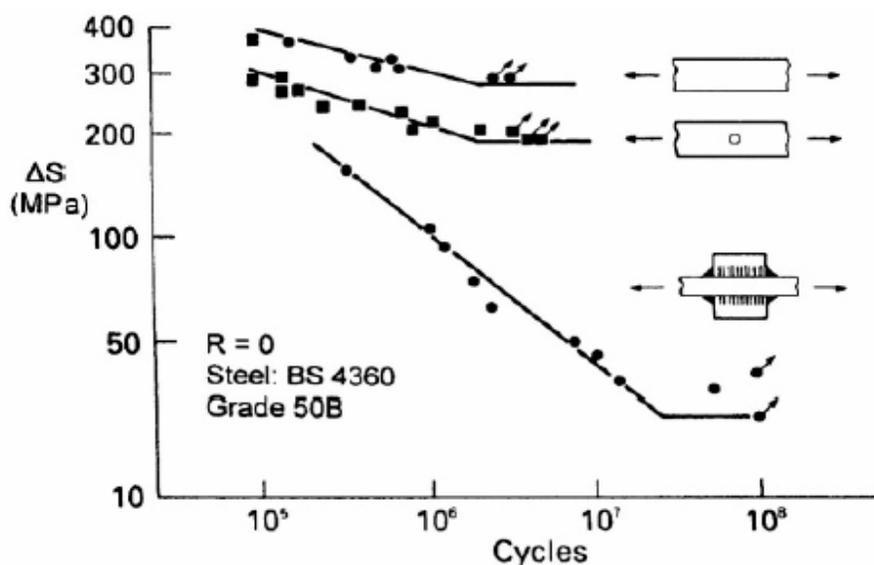


Fig. 8 Comparación entre las curvas de S-N de una muestra soldada con un inserto longitudinal, una muestra entallada con un agujero y una muestra no entallada.

Las dos muestras en cruz, (f) y (g) en la Fig. 4, son perceptiblemente diferentes. En la muestra (f), las costuras de filete dejan una separación interna entre las dos placas longitudinales y la placa transversal. Esto es equivalente a tener dos grietas internas de las cuales las grietas puedan nuclear. En la muestra (g), la soldadura en K elimina la separación interna. Características mejores de la resistencia de la fatiga fueron divulgadas para la última muestra. Radai, citando a Kaufmann, menciona una reducción del 30% de la fuerza de la fatiga si está comparado al material base, mientras que este porcentaje era el 60% para la otra muestra con la separación interna de la placa, la muestra (f).

La Fig. 4 muestra una unión a solape simple y una unión con cubrejuntas para conectar dos placas, muestras (h) e (i) respectivamente. La soldadura con cubrejuntas está libre de la flexión y debe esperar para tener una resistencia más alta de fatiga. Sin embargo, una concentración significativa de la tensión todavía ocurre en los bordes de la unión. La resistencia a la fatiga sigue siendo moderada, pero inferiores propiedades se deben esperar para la unión a solapa de la muestra (h).

Finalmente, la muestra (j) en la Fig. 4 conecta dos placas que sean mutuamente perpendiculares la una con la otra. La concentración de la tensión es algo similar a la situación de la muestra (e) con inserto longitudinal. Puede ser que sea mejorada afilando los extremos de las dos placas, ver las líneas discontinuas en la Fig. 4, que reduce el cambio precipitado de la rigidez.

3.4- Resistencia a la fatiga de conjuntos soldados bajo cargas de AV. [8]

Otro problema se presenta si la carga de la fatiga en servicio se asocia con la carga de AV. La regla de Miner generalmente se considera ser la única regla de cálculo disponible para las estructuras soldadas, aunque también se demanda para ser no conservativa porque se encuentran los resultados $\sum n/N < 1$. Fue precisado que los ciclos de la carga con amplitudes debajo del límite de la fatiga pueden contribuir al daño de la fatiga. Porque el crecimiento de grieta de fatiga es una parte importante de vidas finitas de estructuras soldadas, los ciclos pequeños con amplitudes debajo del límite de la fatiga pueden contribuir al crecimiento de las grietas iniciadas por los ciclos con las amplitudes que exceden el límite de la fatiga. La extrapolación fue mostrada en la Fig. 9 como la línea B. Esto implica que la relación de Basquin ($S_a^K \cdot N \approx \text{constante}$) está para ser aplicable a los ciclos con amplitudes de tensión por debajo del límite de fatiga. Esto no significa que la predicción de Miner llegue a ser exacta. Sin embargo, es más realista y más conservador explicar las contribuciones del daño de fatiga de ciclos pequeños.

Otro análisis fue hecho por Haibach, línea H en la Fig. 9, Con un factor de caída $2k-1$ (relación de Basquin: $S_a^{2k-1} \approx \text{constante}$). Más adelante, en el código de soldadura un factor de caída de $k + 2$ fue propuesto en la dobles de la curva S-N en 10^7 ciclos. Porque el valor de k para las muestras soldadas está en la orden de 3, los dos factores son prácticamente iguales ($2k-1 = k + 2$ para $k = 3$). Por supuesto, una predicción con tales curvas modificadas de S-N es más conservadora que la predicción original de la regla del Miner.

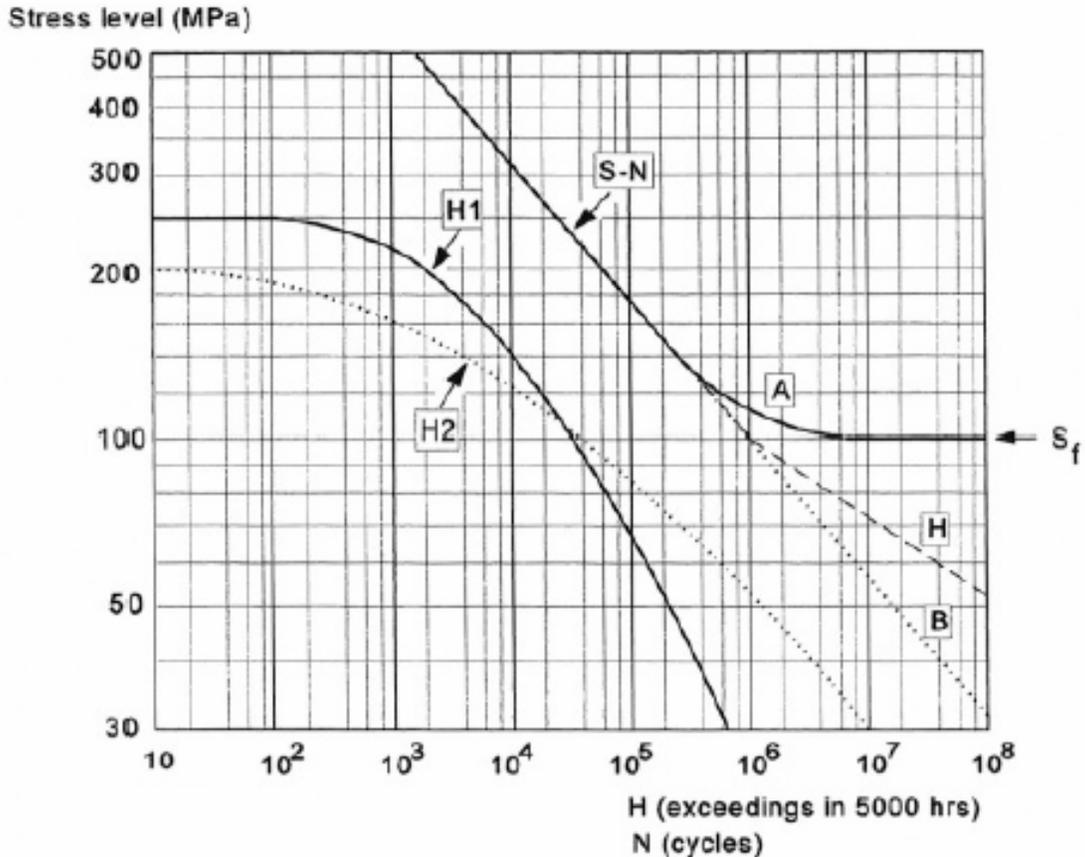


Fig. 9 Dos espectros de cargas y curvas de S-N usadas en los cálculos de Miner.

Los valores analizados por Gurney de $\Sigma n/N$ fueron obtenidos en una gran cantidad de números de pruebas de AV en muestras soldadas. Los valores de $\Sigma n/N$ fueron obtenidos con las curvas de S-N extrapoladas debajo del límite de la fatiga de acuerdo con la ecuación de Basquin. Él encontró como valor medio $(\Sigma n/N)_{\text{promedio}}=1.2$, mientras que para el 99% de los datos $\Sigma n/N$ era más grande que 0.35. Esto sugiere que un cálculo aproximado de la vida de la fatiga pueda ser obtenido. Los resultados de la predicción de Miner se deben considerar con precaución, y los factores de seguridad de la vida deben ser considerados.

3.5- Comportamiento de la fatiga en soldadura de aluminios. [1]

Varios factores, global y local, influyen en el comportamiento de la fatiga de uniones soldadas de aluminio. Entre los más significantes están:

- ❖ Magnitud, naturaleza, y rango de aplicación de las tensiones.

- ❖ Propiedades de la aleación base.

- ❖ Concentración de tensiones asociadas con el conjunto soldado, que es fuertemente influenciado por otros parámetros, como el tipo de unión, geometría interna o externa, y tamaño de la unión.

- ❖ Nivel de tensiones residuales que pueden influenciarse por el tratamiento térmico postsoldado, procedimiento de soldadura, y alivio mecánico de tensiones después de la soldadura.

De estos, aparentemente los más significativos en la determinación de la vida a fatiga de los conjuntos soldados de aleaciones de aluminio son la concentración de tensiones asociada con el conjunto soldado y las tensiones presentes en la soldadura. Las propiedades de la aleación base tienen una influencia secundaria. La magnitud, naturaleza, y rango de tensiones aplicadas tienen una gran influencia en el fallo de fatiga de conjuntos soldados de aluminio de la misma manera que para otros materiales y conjuntos soldados. En la medida que el nivel principal de tensiones o el rango de tensiones aplicadas se incrementa, disminuye la vida a fatiga de la muestra, unión o estructura.

De la misma manera, la naturaleza de las influencias de cargas en la vida de fatiga es observada a través de su efecto en las tensiones locales. Cargar en tensión, flexión, o torsión provocará un aumento de estados de tensión diferentes en la muestra, y como las tensiones localizadas son la causa de la falla a fatiga, pueden resultar cambios significativos en el comportamiento a fatiga.

3.6- Efecto de la aleación base. [1]

Algunos aspectos de conducta de fatiga pueden ser afectados por la selección de la aleación base, aunque éste es generalmente un factor secundario en términos del comportamiento a la fatiga de uniones soldadas de aluminio. Los valores de resistencia límite para muestras de lados lisos de aleaciones estructurales sin soldar se dan en la Tabla 1. Se ha observado que el límite de fatiga es aproximadamente la mitad de la resistencia a la tensión cuando se consideran aleaciones estructurales generales con una resistencia a la tensión entre 240 y 480 MPa. Las aleaciones cuya resistencia excede este valor tienden a no mostrar esta conducta, producto de que la sensibilidad a la entalla incrementada limita la vida a fatiga.

Tabla. 1 Valores de límites de resistencias para aleaciones de aluminios forjadas.

Aleaciones	Límite de resistencia a la fatiga, MPa ^(A)
2014-T6	124.11
2219-T62	103.43
2219-T81	103.43
5052-H32	117.22
5052-H34	124.11
5056-O	137.90
5083-H321	158.59
5154-O	117.22
5154-H34	131.01
6061-T4	96.53
6061-T6	96.53
6063-T63	68.95
7079-T651	158.59

(A) No entalladas, R = -1 a 10^7 ciclos

3.6.1- En uniones soldadas de aluminio. [1]

El efecto de las propiedades mecánicas de la aleación base en la fuerza de fatiga no es tan significativo como se reporta para uniones de acero soldadas. El resultado de investigaciones de uniones de aluminio soldadas a tope muestra que para resistencias a la tracción última de hasta aproximadamente 345 MPa, no hay aumento significativo en la resistencia a la fatiga para aleaciones de las series 5xxx o 7xxx. Sin embargo, para aleaciones de la serie 2xxx con resistencia a la tensión última mayor que 345 MPa exhiben mayor resistencia a la fatiga promedio. Una comparación del comportamiento de la fatiga de uniones a tope lisas sin ningún tratamiento postsoldeo en un rango de aleaciones de aluminios estructurales se muestra en Fig. 10. Es evidente que cualquier diferencia significativa en la conducta a fatiga ocurra fuera del límite de resistencia de fatiga.

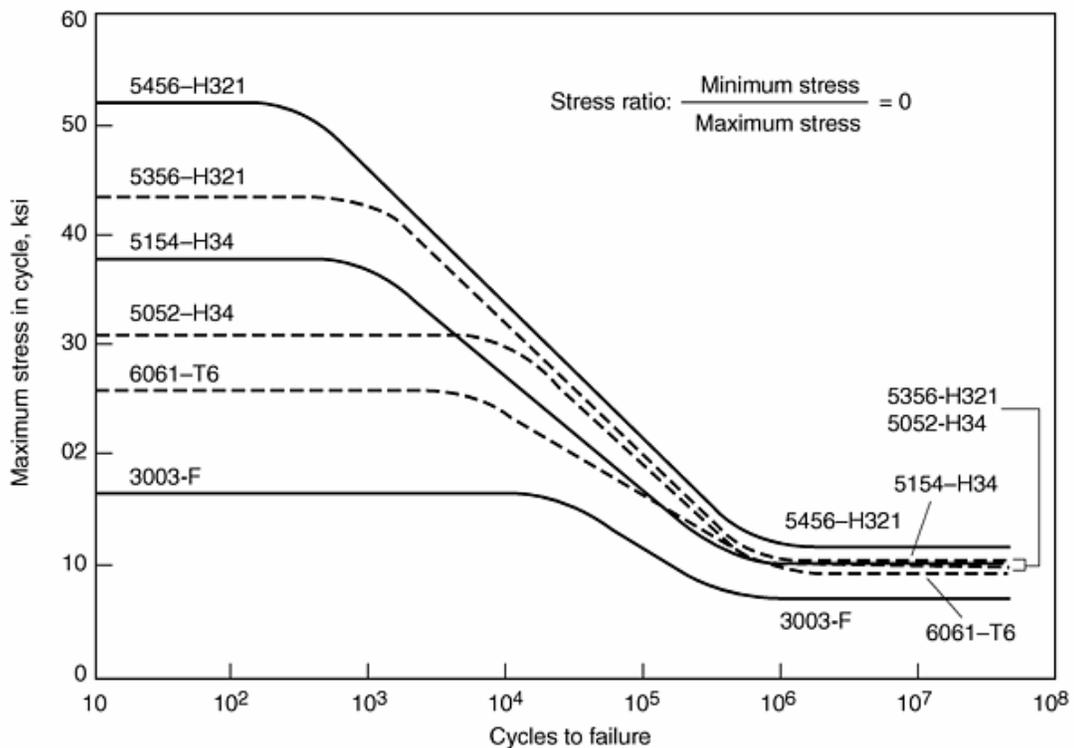


Fig. 10 Resultados de las pruebas de fatiga axial de uniones soldadas de aleaciones de aluminio sin tratamiento postsoldado en placa de 3/8 pulg.

En vidas de servicios cortas, la vida de fatiga esta estrechamente relaciona a las diferentes resistencias de los materiales usados. En vidas de servicios largas, el tipo de aleación ejerce una influencia pequeña, y una curva común se usa para dar un acercamiento al tipo de diseños a realizar. En vidas de servicios largas el mecanismo predominante al fallo está dado por el crecimiento de una grieta bajo cargas de fatiga. La Fig. 11 muestra que aquí hay una pequeña influencia del tipo de aleación sobre el comportamiento del crecimiento de grietas a fatiga. Por consiguiente, una pequeña diferencia esta definida en la vida de fatiga por los acercamientos al crecimiento de una grieta. Similarmente, a pesar de que el tratamiento térmico y el temple de una aleación puede afectar significativamente las propiedades mecánicas de la aleación base, ha sido reportado que el temple de una aleación tiene un pequeño efecto sobre el comportamiento a fatiga de uniones a tope lisas sin tratamiento postsoldado (Fig. 12).

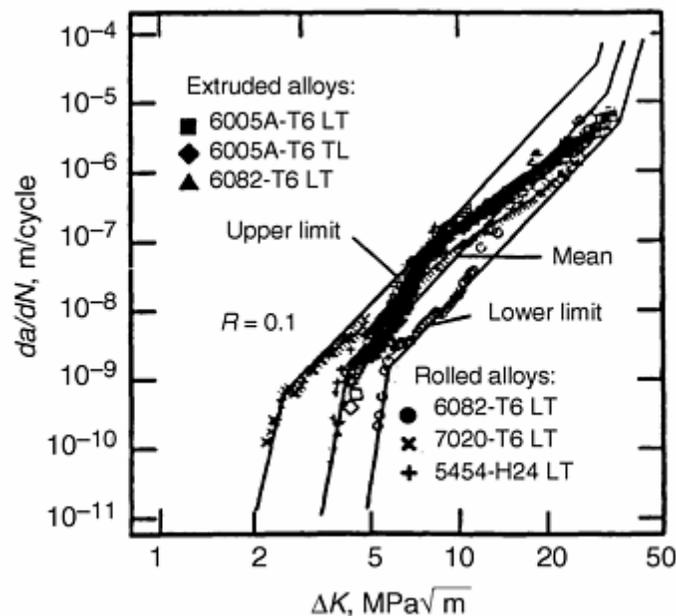


Fig. 11 Velocidad de propagación de una grieta de fatiga en aleaciones de aluminios.

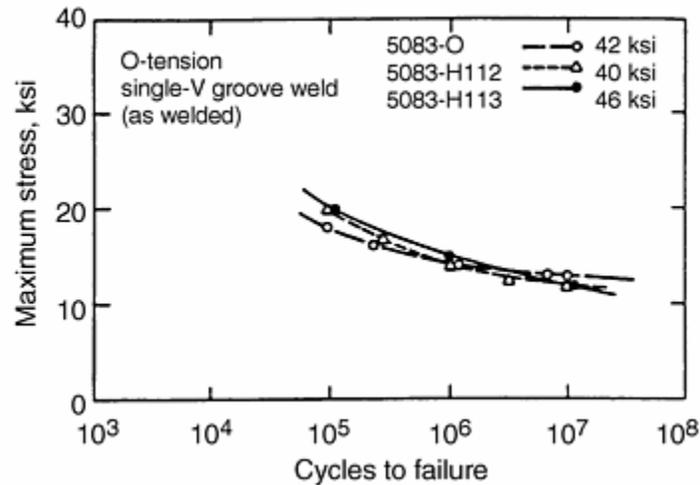


Fig. 12 Efecto del temple sobre el comportamiento a fatiga en tensión axial de uniones soldadas a tope de 5083.

3.7- Configuración de la unión. [1]

La vida a fatiga de una unión soldada o estructura es limitada casi siempre por la vida a fatiga de los detalles soldados. En general la vida a fatiga de un componente puede ser afectada en dos fases: iniciación y propagación. Para componentes lisos, el periodo de iniciación de grietas representa la mayor proporción de la vida a fatiga total. Esto es particularmente notable a altas vidas a fatiga, donde el período de iniciación de grietas a fatiga puede exceder el 95% de la vida a fatiga. En estructuras soldadas el posicionamiento de soldaduras con discontinuidades estructurales y la concentración de tensiones localizadas obtenidas en un detalle de soldadura modifica este comportamiento. La concentración de tensiones incrementa las tensiones locales y actúa reduciendo el período de iniciación. Alternativamente las discontinuidades asociadas con la región de la superficie de transición soldadura – metal base (toe) se comportan como grietas preexistentes y la vida a fatiga es por tanto determinada por el comportamiento en la propagación de grietas de fatiga.

La alta concentración de tensiones inherente a la geometría de una costura de filete provoca una baja resistencia a la fatiga de tales uniones. Los diseños de

uniones con una resistencia a la fatiga más pobres son los tipos no simétricos, tales como uniones en “T” y a solape, en los que se desarrollan grandes tensiones secundarias. Una pobre resistencia a la fatiga es también observada en insertos o refuerzos a una placa que no soportan carga (Tablas 2, 3). [Anexo 1]

Estos efectos son ampliamente documentados y constituyen la base para la clasificación de uniones estructurales por la cual ha sido establecida estadísticamente la resistencia a la fatiga.

El efecto de la concentración localizada de tensiones sobre la resistencia a la fatiga de uniones soldadas de aluminio se ilustra en las figuras 13, 14 y 15. En las muestras que poseen un cordón de soldadura, este constituye una fuente de concentración de tensiones localizadas de soldadura. En las muestras donde el cordón fue removido, la concentración de tensiones fue removida, provocando una mayor vida a fatiga.

Muchos de los sitios de concentración de tensiones existen en las configuraciones de uniones más comúnmente usadas. Estos pueden ser discontinuidades geométricas simples producto del diseño de la unión soldada o discontinuidades que surgen producto del procedimiento de soldeo. De estos, los factores que producen una soldadura defectuosa (ej. porosidad excesiva, falta de fusión, etc) actúan hasta provocar una severa concentración interna de tensiones, que puede o no puede anular los efectos producidos por factores externos como las discontinuidades estructurales.

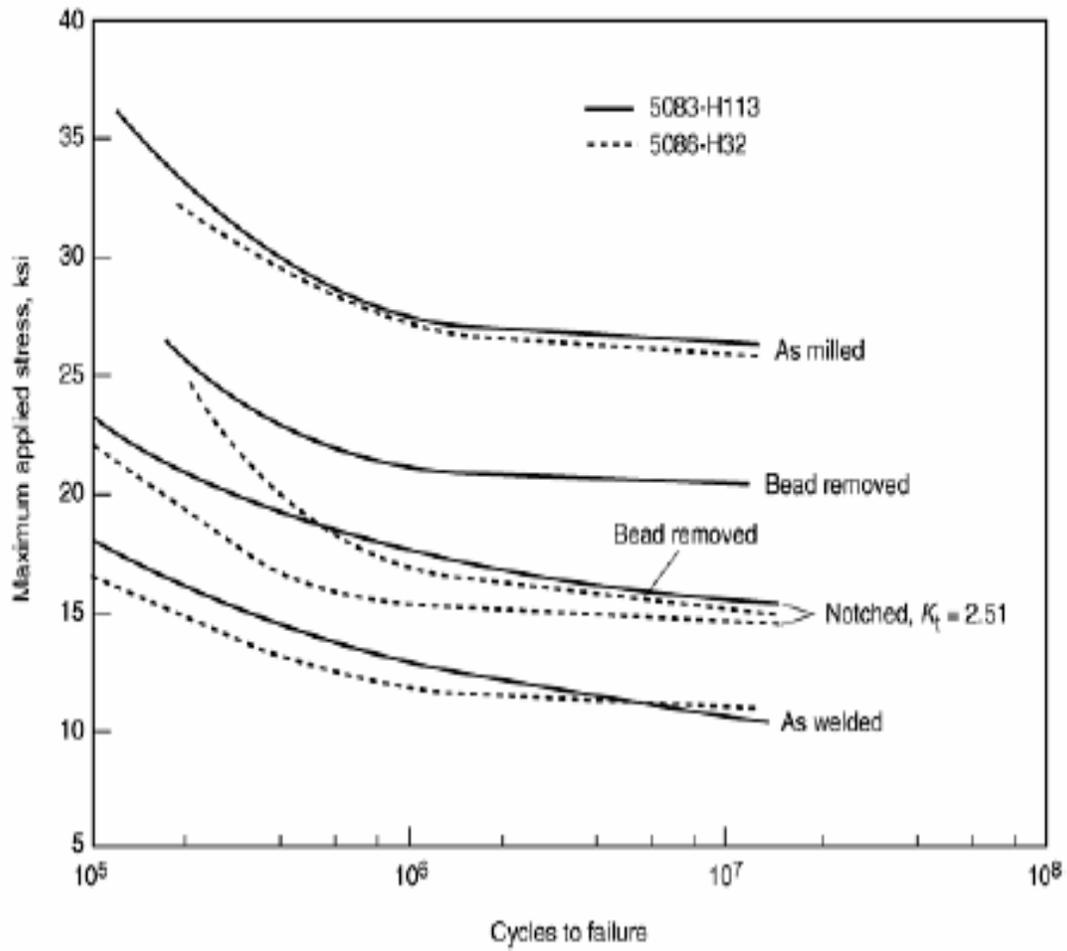


Fig. 13 Comparación del metal base y conjunto soldado de 5083-H113 y 5086-H32 bajo fatiga axial (R=0).

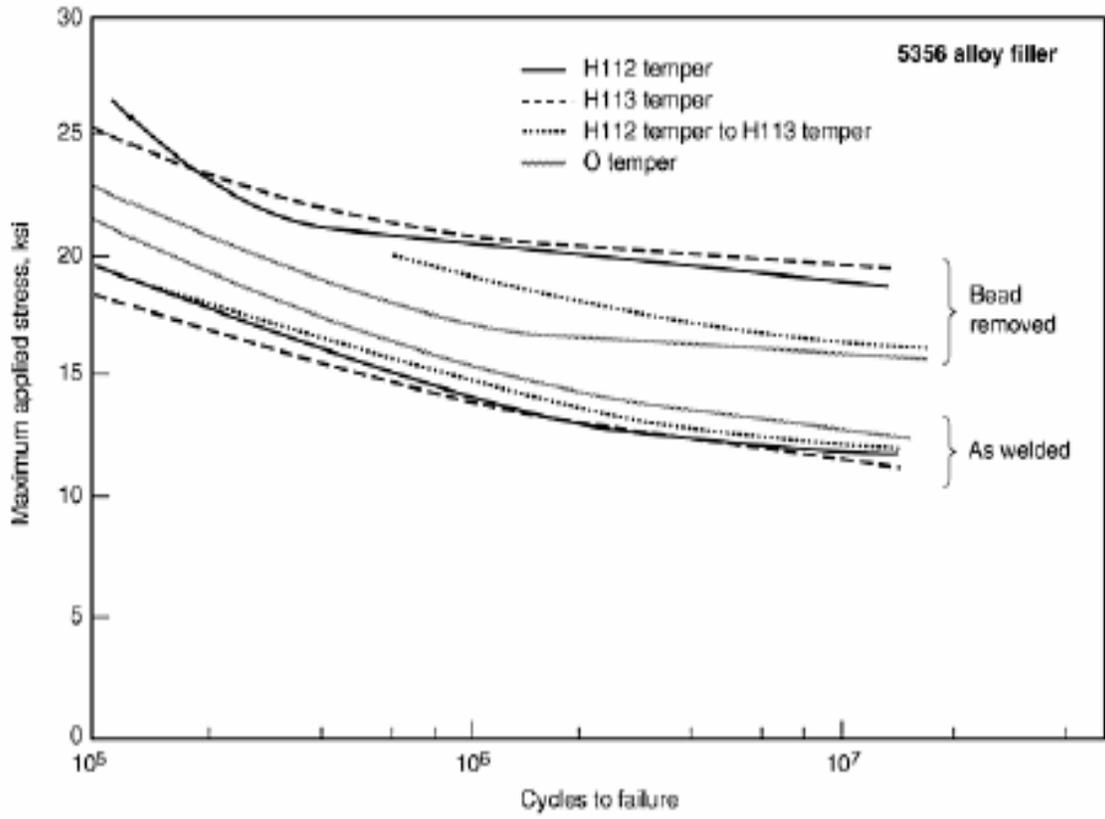


Fig. 14 Efecto de la soldadura en la fatiga axial ($R = 0$) de soldaduras a tope en varias aleaciones de 5083 con metal de aporte 5356.

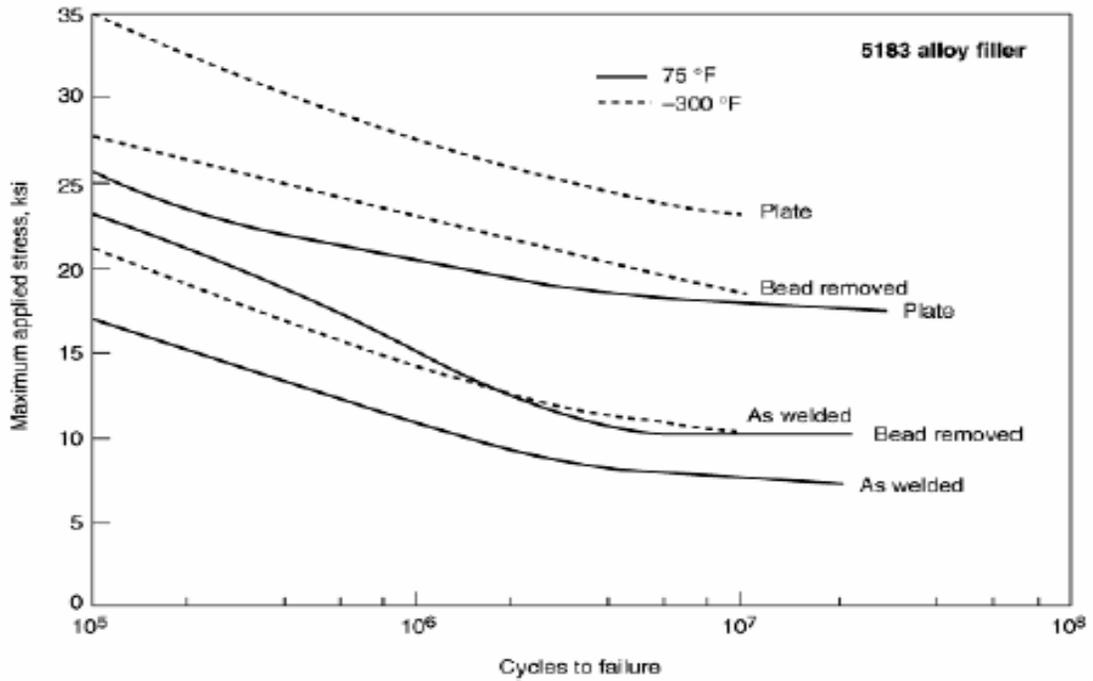


Fig. 15 Efecto de la temperatura criogénica sobre la resistencia a fatiga en flexión simétrica inversa ($R=1$) de placa y soldaduras a tope transversales en doble “V” en una placa 5083-H113 de 0.375 pulgadas.

En general la selección del metal de aporte y el método de preparación de bordes ejerce poca influencia sobre el comportamiento a fatiga de la unión soldada (Fig. 16 y 17). Las soldaduras simples en “V” son usualmente superiores (Tabla 5) [Anexo 2]; los problemas de falta de fusión y de pobre pase de raíz frecuentemente ocurren en uniones en doble “V” o de bordes rectos.

La resistencia a la fatiga de las uniones soldadas es relativamente no afectada por la resistencia a la tracción del material. Esto se debe a que la mayor parte de la vida a fatiga de una unión soldada se consume en la propagación de grietas de fatiga hasta dimensiones críticas. A pesar de que la resistencia a la tracción puede ser afectada por cambios en aleaciones, tratamiento térmico, o el “temper”, las razones de crecimiento de grietas pueden ser relativamente insensibles a tales cambios.

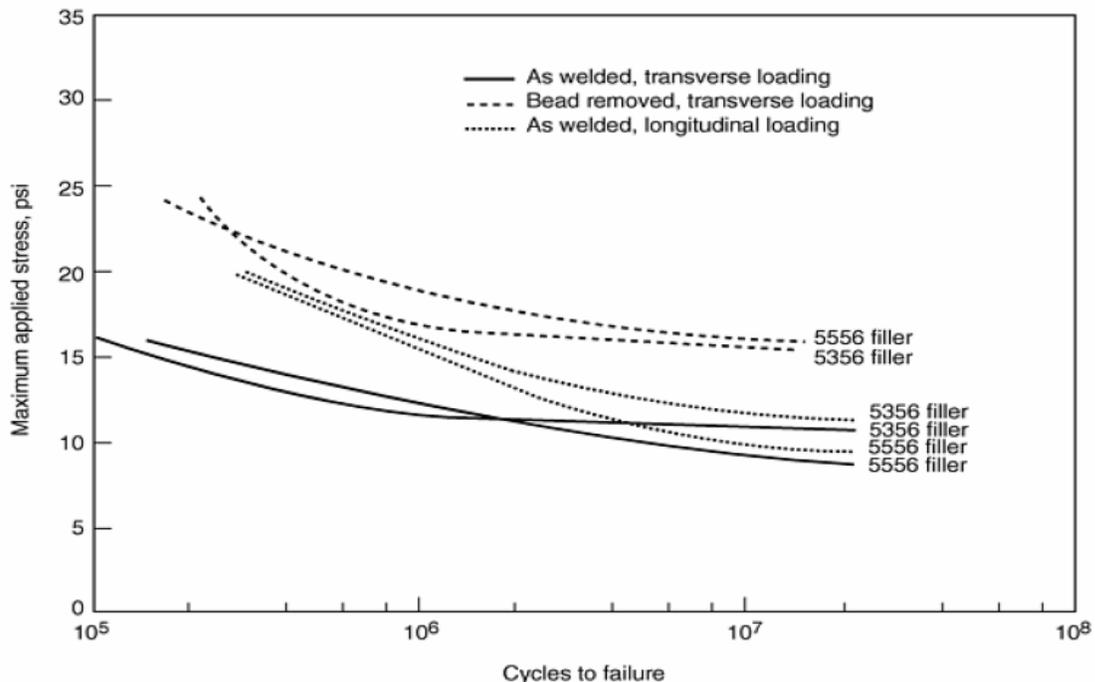


Fig. 16 Efecto de la dirección de la carga, eliminación del cordón soldado y del metal de aporte sobre la fatiga axial ($R = 0$) de soldaduras a tope en “V” unilateral en 5086-H32.

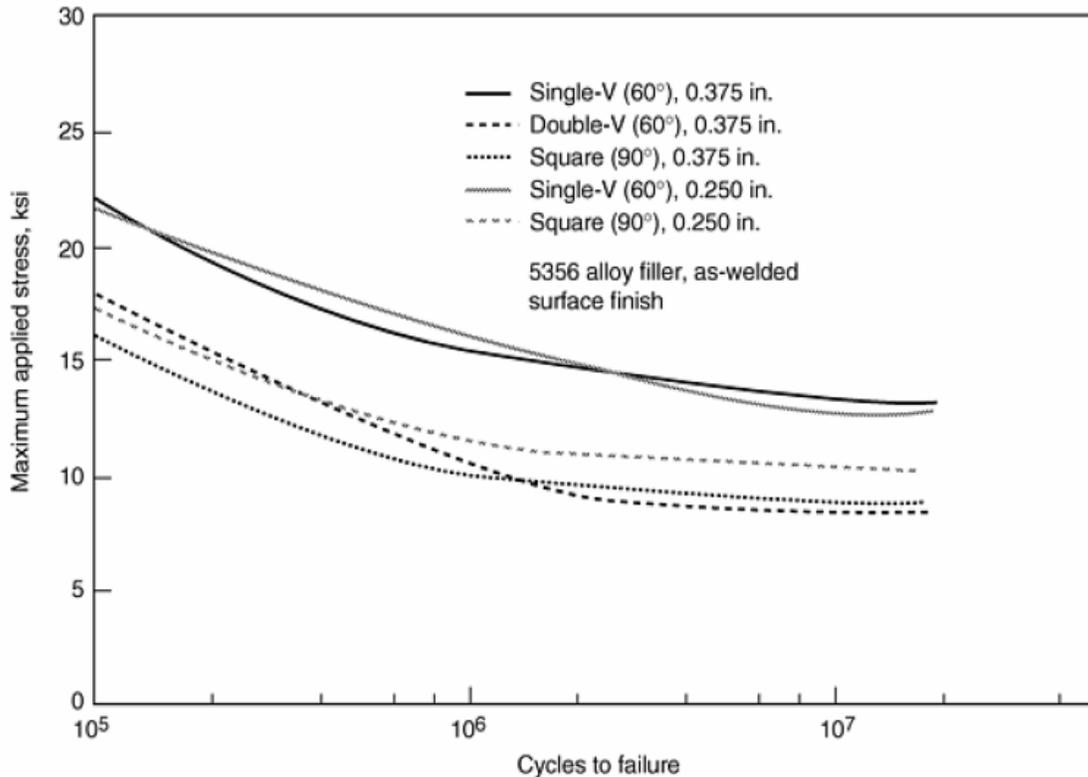


Fig. 17 Influencia de la preparación de bordes sobre la fatiga axial ($R=0$) de soldaduras a tope transversales de placas, tal como se soldaron, con metal de aporte 5356.

3.8- Efecto de las tensiones residuales. [1]

Las tensiones residuales en conjuntos soldados son producidas por la expansión térmica local, deformación plástica, y restricciones asociadas con el ciclo térmico que ocurre durante la soldadura. La distribución precisa de las tensiones residuales en una unión soldada es compleja y depende de varios factores. El comportamiento a fatiga está significativamente afectado por el nivel de

tensiones residuales presentes en el conjunto soldado. Si las tensiones residuales de tensión están presentes, la fase de iniciación de una grieta se acorta, produciendo una reducción en la vida de fatiga.

Mediciones extensivas y datos experimentales sobre la distribución de tensiones residuales y su efecto en la vida de fatiga han sido generadas. Los valores de tensiones residuales típicos pueden ser tan bajos como un 20% del valor de fluencia del metal base o de hasta un 45% del valor de fluencia de la zona afectada por el calor (ZAC). La influencia de las tensiones residuales en el comportamiento a fatiga ha sido referida por varios trabajos (Fig. 18). El efecto de la tensión residual depende del valor máximo y del rango de resistencia a las tensiones aplicadas. Para una razón de tensión de 0.5, hay una diferencia pequeña en la resistencia a fatiga entre muestras con alivio de esfuerzos o sin ningún tratamiento postsoldeo. Para una razón de tensiones igual a -0.5, la vida a fatiga aumenta para las muestras con alivio de esfuerzos. A una razón de tensión igual cero, la resistencia a la fatiga a 1×10^7 ciclos es aproximadamente 40% mayor para el material con alivio de tensiones.

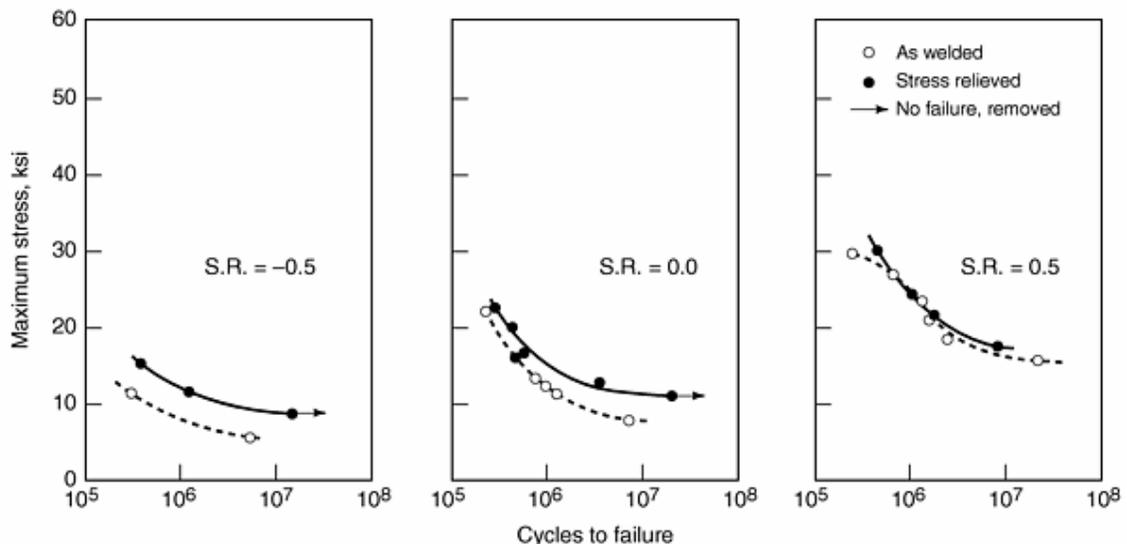


Fig. 18 Efecto del alivio de tensiones sobre la resistencia a la fatiga de soldaduras a tope longitudinales de 5456-H3221.

La distribución de tensiones residuales también es influenciada por la secuencia de la soldadura y el proceso de soldadura, los cuales pueden explicar algunas de las diferencias en el proceso de fatiga que se han atribuido a la influencia de algunos parámetros en el proceso de soldadura. El aumento de la restricción a través de la soldadura es una influencia primaria sobre la distribución de tensiones residuales a través de la soldadura. La restricción puede ser afectada por factores tales como precalentamiento, cordón soldado, posicionado, restricción en los bordes y por tanto la determinación del efecto del proceso de soldadura no atribuible al cambio en la distribución de las tensiones residuales es difícil.

3.9- Mejora en el comportamiento a fatiga. [1]

Como se ha mostrado, la vida de fatiga de conjuntos soldados de aluminio es determinada sobre todo por dos factores: las concentraciones de tensiones se asocian con el detalle de la soldadura y las tensiones residuales que se asocian con la soldadura. Hay dos categorías primarias de técnicas que pueden mejorar la vida de fatiga:

Técnicas que modifican la geometría de la superficie de transición soldadura – metal base:

- Maquinado.
- Esmerilado.
- Erosión por chorro de agua.
- Técnicas de refusión (acabado mediante TIG).

Estas técnicas mejoran la resistencia a la fatiga porque quitan las intrusiones de la escoria que se forman en la superficie de transición soldadura – metal base. Ellas también modifican la geometría de la superficie de transición

soldadura – metal base, por lo que reducen el efecto de la concentración de tensiones.

Técnicas que imponen un campo de tensiones residuales compresivas:

- Martillado.
- Chorreado de perdigones
- Calentamiento zonal.
- Compresión local.

La introducción de las tensiones residuales compresivas en la superficie del material reducen el componente tensor de cualquier tensión aplicada eficazmente, y así reduce la velocidad de propagación de la grieta durante las fases tempranas del crecimiento de la grieta.

El comportamiento a fatiga puede ser mejorado también por el uso de procedimientos de soldadura superiores. Los recientes desarrollos en la tecnología de la soldadura han habilitado la producción de soldaduras en aluminio que normalmente que no poseen algunas de las inhomogeneidades geométricas y materiales encontradas comúnmente en la tecnología convencional de soldadura. Se ha encontrado que la soldadura por fricción produce propiedades de fatiga superiores que aquellas obtenidas de especímenes producidos soldadura MIG o Plasma con “keyhole”. Estos datos se muestran en la figuras 19 y 20 para aleaciones 6005 y 6082 para un rango de condiciones de temple.

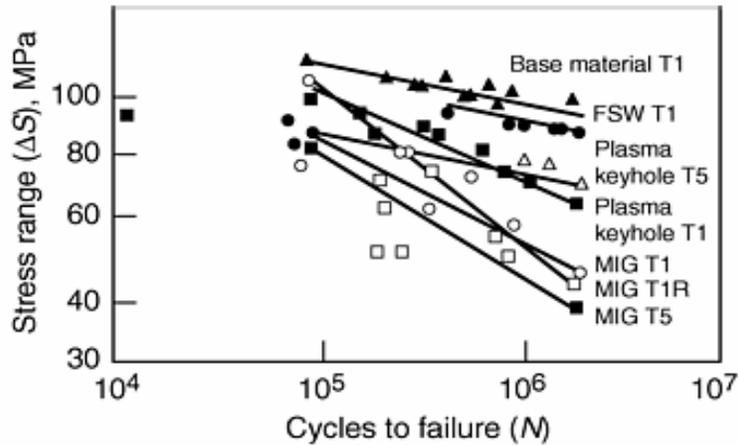


Fig. 19 Curvas S-N principales y puntos de datos para la aleación 6005.

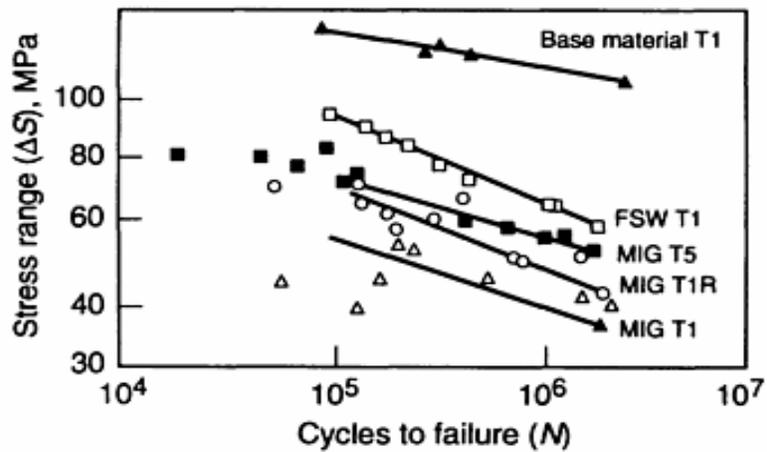


Fig. 20 Curvas S-N principales y puntos de datos para la aleación 6082.

3.10- Efectos de la dimensión sobre el comportamiento a fatiga. [1]

Considerado la influencia significativa de la geometría de la soldadura y distribución de tensiones sobre el comportamiento a fatiga de las uniones soldadas de aluminio, no es sorprendente que los resultados de fatiga obtenidos de las muestras en pequeña escala demuestran distintamente mayores límites de fatiga que aquellos obtenidos en secciones a escala completa. En un estudio del efecto del cambio de la placa de sujeción de dimensiones de 3 hasta 24 mm, mientras se mantiene constante la geometría de la superficie de transición

soldadura – metal base, Maddox ha mostrado diferencias significativas en los datos S-N. Esto ha guiado a la propuesta de que factores de corrección de escala pueden ser usados para permitir estimar la resistencia a la fatiga de componentes de diferentes espesores. Este factor de corrección de escala se ha propuesto ser:

$$Factor\ de\ escala = \left(\frac{12}{T_{eff}} \right)^{0.25} \Rightarrow \text{Para placas de espesor } T \geq 12\ \text{mm}$$

$$Factor\ de\ escala = \left(\frac{2T}{L} \right)^{0.25} \left(\frac{12}{T} \right)^{0.13} \Rightarrow \text{Para placas de espesor } T \leq 12\ \text{mm}$$

Aquí T_{eff} es el espesor efectivo que es $0.5 L$ si $L/T > 2$, donde L es la separación en la superficie de transición soldadura – metal base, y T es $L/T > 2$.

Además, la compleja distribución de esfuerzos asociados con los desniveles afecta las tensiones localizadas, influenciando potencialmente la iniciación de grieta, y las fuerzas que guían el crecimiento de grieta. Considerando los efectos combinados de tensiones residuales, compleja distribución de tensiones locales y paso de gradientes de tensiones, Jaccard ha sido capaz de evaluar cuidadosamente la vida a fatiga de componentes de aluminio soldados de una estructura compleja.

3.11- Dos casos especiales. [8]

Dos casos especiales de estructuras soldadas se relacionan con los recipientes de presión y grandes estructuras “offshore” tubulares. Las cuales se explican a continuación.

Recipientes a presión:

Un recipiente a presión es especial por las razones siguientes: (1) El espectro de carga aplicable a muchos recipientes de presión es algo plano y se puede aproximar por cargas de amplitud-constante con una carga mínima cero ($R = 0$). (2) La vida de fatiga requerida en números de ciclos de presurización no es excesiva. La meta del diseño puede estar en el orden de 10^5 ciclos, (3) la seguridad es una edición importante debido a fallas explosivas. La inspección de la calidad de la soldadura es obligatoria.

Las estimaciones de la vida de fatiga se pueden hacer con las curvas de S-N las cuales se asumen para ser relevantes a las soldaduras críticas del recipiente de presión. Estas curvas pueden dar las indicaciones de los márgenes de seguridad de la estructura. Sin embargo, debido a las consideraciones limitadas de la vida y de la seguridad de la fatiga, es deseable saber rápidamente que una grieta crecerá si está presente. Un problema de la mecánica de la fractura debe entonces ser considerado. Un análisis “en el peor caso” debe ser recomendado. Esto implica que un defecto inicial tiene que ser asumido con un tamaño dependiente de las limitaciones de las técnicas de NDT usadas. La dimensión debe ser relacionada con la mínima dimensión que no escapará a la detección por NDT.

El crecimiento de la grieta debe entonces ser predicho usando K-soluciones y los datos del crecimiento de la grieta del material implicado. Se continúa la vida del crecimiento de la grieta hasta que un valor crítico se alcance hasta que se llegue a la falla ($K_{m\acute{a}x} = K_C$) o hasta que se presente una situación de rotura. Generalmente la geometría de la estructura y de un defecto inicial será más compleja. Consecuentemente, puede ser necesario hacer cálculos de FE más elaborado para obtener valores relevantes.

Otro problema implicado se asocia con la condición de fuga antes de rotura. Generalmente, los recipientes de presión se hacen del acero dúctil. En el momento de la rotura a través de la grieta, la deformación plástica considerable puede ocurrir. Los mecánicos elastoplásticos de la fractura entonces deben aplicarse, los cuales no es realmente un procedimiento simple. Además, si el recipiente de presión se llena de un líquido, la presión disminuirá rápidamente después de una cierta fuga. La fuerza impulsora de la grieta disminuye simultáneamente y una falla catastrófica no ocurrirá.

Estructura tubular “offshore”:

Un ajuste enteramente diverso del problema es aplicable a las grietas de fatiga en entramados tubulares soldadas en estructuras “offshore”. Se presentan nodos complejos donde se unen muchos tubos. Un ejemplo se muestra esquemáticamente en la Fig. 21 con dos apoyos laterales conectados a un pilar principal. El tamaño de estos tubos es inmenso. Los diámetros están en el orden de 2 metros (6 pies) y más grandes se utilizan, y los gruesos de pared pueden ser tan altos como 5 cm (2 pulgadas). Consecuentemente, las costuras de la soldadura son largas y no ocurre a lo largo de las líneas rectas. Además, la estructura soldada funciona en el agua salada que es un ambiente agresivo, mientras que los espectros de carga dependen de las ondas del mar y las condiciones atmosféricas. El espectro de carga contiene muchos ciclos pequeños, pero en tiempo tempestuoso los ciclos con amplitudes grandes ocurren. La meta del diseño de la vida de fatiga puede ser 40 años o más, lo cual implica que una gran cantidad de ciclos ocurran.

Las grietas de fatiga son altamente indeseables debido a inspecciones y a reparaciones difíciles. Los cálculos extensos de FE se hacen para obtener los cuadros detallados de la distribución de la tensión en las uniones. Los resultados deben indicar donde se encuentran la mayoría de las áreas críticas de fatiga de la soldadura. Los niveles locales de tensiones en estas áreas críticas se pueden

utilizar para las estimaciones preliminares de la vida de fatiga, pero la semejanza entre los nodos tubulares y las muestras simples es una edición problemática. Por otra parte, debido al espectro de la carga de AV, un cálculo de la regla de Miner debe ser hecho, el cual introduce otras incertidumbres.

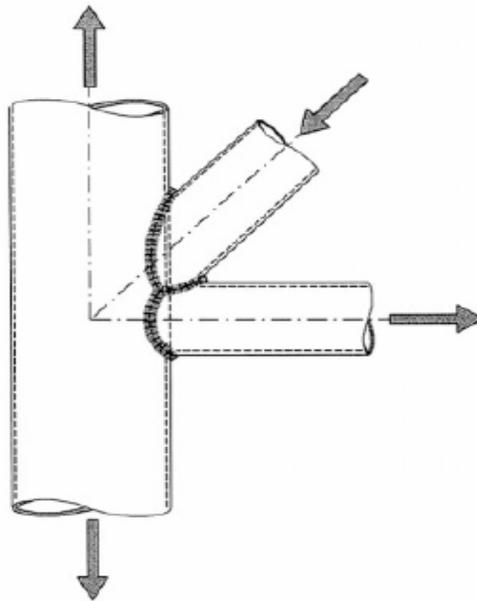


Fig. 21 Ejemplo de una unión tubular soldada.

En algunos laboratorios, las pruebas a escala completa se realizan en muestras muy grandes que representan una unión típica de nodos. Estas pruebas también se realizan para estudiar el crecimiento de grieta a lo largo de las uniones soldadas. Obviamente, un escenario es también requerido para estructuras “offshore” muy costosas. Con respecto a los recipientes de presión, el problema es más complejo debido a la geometría implicada, la ocurrencia de cargas de AV, y el ambiente del agua salada. Además, en una unión soldada de una estructura grande, varios núcleos de la grieta de fatiga se inician simultáneamente a lo largo de la soldadura. Inicialmente, estas grietas crecen independientemente hasta que se unen y después crecen como una sola grieta

con una longitud grande a lo largo del pie de la soldadura. Probablemente, este aspecto es menos importante para la fatiga de uniones soldadas en un análisis a lo peor porque una grieta pequeña se supone que pueda estar presente al principio de la vida de fatiga. Durante el crecimiento de la grieta de fatiga, el efecto de la corrosión sobre el crecimiento depende de la accesibilidad del ambiente a la extremidad de la grieta y de los productos de la corrosión a la izquierda de la grieta. Es difícil analizar este fenómeno en un modelo realista. Las pruebas comparativas de la fatiga en muestras de aceros soldados en aire y en agua salada bajo cargas de amplitud variable han indicado resistencias más bajas en el agua salada. En la alta región del ciclo, el efecto fue encontrado para ser una reducción de la vida por un factor en el orden de 3 a 4. Debe ser entendido que la magnitud de este factor está basada en evidencia empírica de experimentos de laboratorio, y no de experimentos en el mar abierto. Realmente, los factores de seguridad para explicar la influencia corrosiva no se pueden elegir en discusiones racionales solamente. Un juicio de la ingeniería basado en la comprensión de influencias posibles, de la experiencia y de consecuencias económicas y de seguridad de los fallos debe conducir a las decisiones razonables, también con respecto a la protección de corrosión y las inspecciones.

CONCLUSIONES

1. El estudio bibliográfico realizado acerca del crecimiento de grietas a fatiga permitió esclarecer que el periodo de crecimiento estable de grietas puede ser descrito por la conocida ecuación de Paris, o alguna de sus derivaciones. La importancia de esta ecuación es que a partir de su integración se puede determinar el tiempo de vida en servicio de estructuras y componentes estructurales, o establecer un período seguro de inspección que evite la ocurrencia de un fallo catastrófico.
2. El crecimiento de grietas bajo ciclos de fatiga a AC sobre los que se imponen sobrecargas periódicas puede sufrir un pequeño o gran retardo en dependencia del tipo de sobrecarga; si la sobrecarga consiste en un pico mínimo seguido de uno máximo, entonces el retardo es grande, mientras que si la sobrecarga es de un pico máximo seguido de uno mínimo el retardo en el crecimiento de la grieta casi no se presenta.
3. En la literatura se reportan diferentes modelos para predecir el crecimiento de grietas a fatiga bajo ciclos de AV que consideran el retardo y la aceleración del proceso. Se recomienda seguir profundizando en este tópico.
4. El análisis del comportamiento a fatiga de uniones soldadas de aleación de aluminio permitió esclarecer que la soldadura provoca una reducción de la vida a fatiga del componente producto de factores globales y locales, y que los más significativos son la concentración de tensiones provocada por la geometría de las uniones soldadas, las tensiones residuales presentes en la soldadura, así como múltiples defectos provocados por este proceso de manufactura como microfisuras, falta de penetración y falta de fusión entre otros, que facilitan la iniciación y crecimiento de grietas de fatiga.

BIBLIOGRAFÍA

- [1]- ASM International. ASM Handbook. Volumen 19 - Fatigue and fracture. USA. 1998.
- [2]- Echevarria, Ricardo. Fractura de Materiales. UNC, Comahue. 2003. (http://fain.uncoma.edu.ar/materias/ensayos_no_destructivos/Catedra_END/3Defectologia/Fractura_de_Materiales.pdf)
- [3]- Fernández Levy, Gilda. Resistencia de Materiales II. Editorial Pueblo y Educación. Ciudad Habana. 1983.
- [4]- http://www.geocitios.com/silver_bridge1967
- [5]- <http://www.ing.unlp.edu.ar/aeron/catedras/materiales/fatiga.pdf>
- [6]- <http://www.materiales-sam.org.ar/sitio/revista/Fracto%20N2.pdf>
- [7]- <http://www.tecnun.es/asignaturas/csprevfallos/fractura/ecapitulo8.pdf>
- [8]- Schijve, Jaap. Fatigue of Structures and Materials. Kluwer academic publishers New York, Boston, Dordrecht, London, Moscow. 2004.
- [9]- Paredes Guillen, Marco Antonio. Tesis de Maestría: El efecto de láser shock processing en el crecimiento de grieta por fatiga de la aleación de aluminio 6061-T6/ Marco Antonio Paredes Guillen; Dr. José Solís Romero, Dr. Carlos Rubio González – TGC; ITT; 2004-108 h. CIDESI. Querétaro.
- [10]- Pérez Ipiña, Juan E. Mecánica de Fractura. 1ra Edición. Librería y Editorial Alsina, Buenos Aires. 2004.

ANEXO 1

Tabla. 2 Efecto del refuerzo sobre la fatiga del conjunto soldado ($R = 0$)

Aleación	Tensión última del material base, MPa.	Resistencia a la fatiga promedio, MPa.				No. de pruebas.
		N=10 ⁴	N=10 ⁵	N=10 ⁶	N=10 ⁷	
Con refuerzo, tal como quedo soldado						
5052-H32	227.54	172.38	103.43	75.85	55.16	12
5052-H34	262.01	199.96	137.90	82.74	62.06	12
5083-H113	317.17	124.11	89.64	68.95	45
7004-T41	358.54	124.11	96.53	82.74	54
Sin refuerzo						
5052-H32	227.54	193.06	117.22	103.43	9
5083-H113	317.17	165.48	137.90	117.22	20

Tabla. 3 Efecto del refuerzo sobre la fatiga del conjunto soldado ($R = 0$)

Aleación	Tensión última del metal base, MPa	Resistencia a la fatiga promedio, MPa.			No. de pruebas.
		N=10 ⁵	N=10 ⁶	N=10 ⁷	
Con refuerzo, tal como quedo soldado					
5083-O	289.59	103.43	89.64	75.85	13
5083-H113	317.17	131.01	103.43	82.74	65
5456-H321	351.65	124.11	82.74	68.95	19
Sin refuerzo					
5083-O	289.59	...	110.32	89.64	6
5083-H113	317.17	172.38	131.01	110.32	33
5456-H321	351.65	...	137.9	110.32	16

ANEXO 2

Tabla. 5 Fatiga con refuerzo en “V” simple y doble ($R = 0$)

Aleación	Tensión última del metal base, MPa	Resistencia a la fatiga promedio, MPa.			No. de pruebas.
		N=10 ⁵	N=10 ⁶	N=10 ⁷	
“V” simple longitudinal con refuerzo					
5052-H34	262.01	144.8	96.53	68.95	5
5083-O	289.59	...	117.22	82.74	16
5083-H113	317.17	...	110.32	89.64	15
5086-H32	289.59	131.01	96.53	68.95	28
5456-O	310.28	...	103.43	89.64	9
5456-H321	351.65	137.9	82.74	68.95	15
6061-T6	310.28	144.8	89.64	75.85	7
“V” bilateral longitudinal con refuerzo					
5083-H113	317.17	...	131.01	103.43	24
5456-O	310.28	...	96.53	82.74	9
5456-H321	351.65	...	96.53	82.74	11