

## 2. MODELOS DE PREDICCIÓN DE VIDA A FATIGA

### 2.1 Consideraciones generales

Como ya se apunta en el capítulo anterior, existen tres enfoques diferentes para llevar a cabo el estudio de la vida a fatiga de un componente soldado según qué tipo de tensiones se tengan bajo estudio:

**-Enfoque Global:** usa el rango de tensiones nominales,  $\Delta\sigma_n$ , determinado por las cargas externas o internas y por las propiedades de la sección transversal en la zona bajo estudio.

**-Enfoque de las tensiones estructurales o de punto caliente:** usa el rango de tensiones estructurales en el punto crítico de la estructura (punto caliente),  $\Delta\sigma_s$ , para tener en cuenta los efectos de la discontinuidad estructural pero excluyendo el pico no lineal de tensión provocado por el borde de la soldadura.

**-Enfoque Local:** subdividido en el enfoque de la tensión o deformación de entalla y el enfoque de la mecánica de la fractura elástica lineal (MFEL). El enfoque de la tensión de entalla usa el rango de tensiones elásticas de entalla,  $\Delta\sigma_k$  para tener en cuenta el efecto de entalla que provoca el borde de la soldadura (esto es, el pico no lineal de tensiones) en el proceso de iniciación de una grieta. El enfoque de la deformación de entalla es equivalente al de la tensión de entalla pero en éste se usa el rango de deformaciones elastoplásticas local,  $\Delta\varepsilon_k$ . El enfoque de la MFEL usa parámetros como la integral J o el rango del factor de intensificación de tensiones,  $\Delta K$ , para describir la propagación de la grieta.

En la siguiente figura, 2.1.1 (Radaj y Sonsino,1998), se esquematizan los diferentes enfoques y parámetros usados para la predicción de la vida o la resistencia a fatiga con sus respectivas curvas de resistencia. Los parámetros locales se derivan de los globales al ir incrementando, de izquierda a derecha, las condiciones locales que se tienen en cuenta. En la figura 2.1.1, El. significa ‘elastic’ y El.-pl. significa ‘elastic-plastic’; con  $\Delta\sigma_n$  rango de tensiones nominales,  $\Delta\sigma_s$  rango de tensiones estructurales,  $\Delta\sigma_k$  rango de tensiones de entalla,  $\Delta\varepsilon_k$  rango de deformaciones de entalla,  $\Delta\sigma$  rango de tensiones en el fondo de la grieta,  $da/dN$  tasa de propagación de grieta, N número de ciclos, a longitud de grieta y  $\Delta K$  rango de factor de intensificación de tensiones.

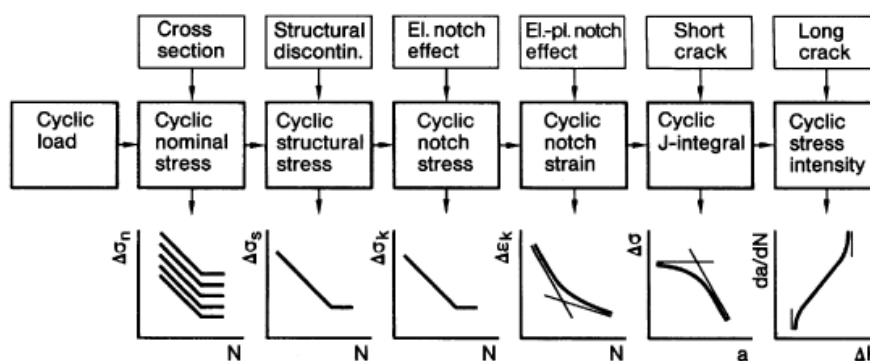


Fig.2.1.1 .Enfoques globales y locales para la descripción de la vida a fatiga, parámetros cíclicos y diagramas de resistencia.

Están representados, de izquierda a derecha, los siguientes diagramas: Curva S-N de tensiones nominales para diferentes categorías de detalle, curva S-N de tensión estructural, curvas S-N de tensión y deformación de entalla, diagrama de Kitagawa (rango de tensión a fatiga crítica frente a la profundidad de grietas pequeñas) r relación de propagación frente al rango del factor de intensificación de tensiones de grietas mayores (Ley de Paris). A continuación se hará una descripción más detallada de cada uno estos tres enfoques.

## 2.2 Cálculo a fatiga de uniones soldadas bajo el enfoque de tensiones nominales. (Enfoques Globales)

En uniones soldadas, se define la amplitud de tensiones nominales en la sección crítica de la chapa base y se compara con una curva S-N. La vida a fatiga se determina en este caso utilizando curvas S-N, (tensión – número de ciclos), obtenidas mediante ensayos en laboratorio de modelos a escala. Para cada tipo de unión soldada se llevan a cabo una serie de ensayos en los que se recogen los datos necesarios para la obtención de la correspondiente curva de resistencia a fatiga, de forma que para cada rango de tensiones nominales, se calcula el número de ciclos de carga que son necesarios para que se produzca el fallo por fatiga del componente. Teniendo en cuenta por un lado el tipo de detalle soldado y por otro la calidad de la soldadura, los resultados de estos ensayos son linealizados y se presentan en doble escala logarítmica (ver como ejemplo la figura 2.2.1).

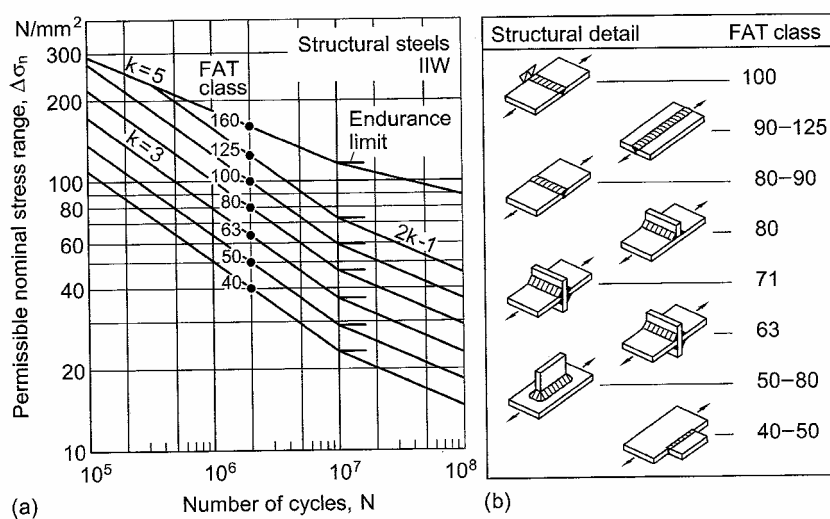


Fig. 2.2.1. Recomendaciones de diseño a fatiga según IIW para aceros estructurales (Probabilidad de fallo,  $P_f=2.3\%$ ); (a) Curvas S-N de diseño y rango permisible de tensiones nominales; (b) clases de detalles diferentes (FAT class)

A cada curva S-N se le asigna una probabilidad de fallo  $P_f$  y la pendiente se caracteriza mediante  $k$  (de acuerdo con las recomendaciones del IIS,  $k=3$  para tensiones normales y  $k=5$  para tensiones tangenciales).

Los efectos de las discontinuidades estructurales y de las entallas, así como la influencia del material, están incluidos, de manera implícita, en los resultados de vida a fatiga obtenidos de esta forma experimental. Las curvas S-N nominales para uniones soldadas están definidas según el material, la categoría del detalle soldado, tipo y calidad de la soldadura y carga actuante. A efectos de utilización de las curvas, para la

determinación del rango de tensión nominal, habrá que tener en cuenta los efectos de las discontinuidades geométricas que no formen parte del detalle constructivo en el que está basada la curva a utilizar. Por tanto, se deberán aplicar a las tensiones nominales los factores de concentración de tensiones geométricas apropiados para una clase de unión en particular bajo estudio.

Como ya se ha dicho, los distintos detalles soldados se clasifican en distintas categorías de detalle según su resistencia a fatiga, y a cada categoría le corresponde una curva S-N distinta (Eurocódigo nº 3; IIS). Así, para comparar la resistencia a fatiga de un determinado componente soldado, lo primero que se requiere es identificar éste con uno de los detalles clasificados en la norma, para obtener la categoría del detalle, y de esta forma saber la curva S-N que hay que utilizar.

Si centramos la atención en un tipo de unión particular (Figura 2.2.2), según el Eurocódigo nº 3, se comprueba cómo éste puede enmarcarse dentro de tres categorías de detalle distintas, CAT 90, CAT 71, o CAT 45\*, dependiendo del cociente R/W (radio de acuerdo / anchura de la pieza). De esta forma, para realizar un cálculo a fatiga de este detalle, se debe utilizar una de estas tres curvas.

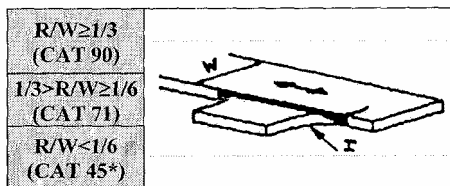


Fig.2.2.2. Detalle de una chapa con un postizo lateral

Por tanto, la vida a fatiga resulta de una curva S-N apropiada y un espectro de tensión nominal de acuerdo a una hipótesis de daño acumulativo según a una forma modificada de la regla de Miner. El espectro de amplitud de tensiones nominales se deriva del espectro de amplitud de carga teniendo en cuenta la sección transversal crítica y el tipo de carga. En la siguiente figura se esquematiza este proceso completo:

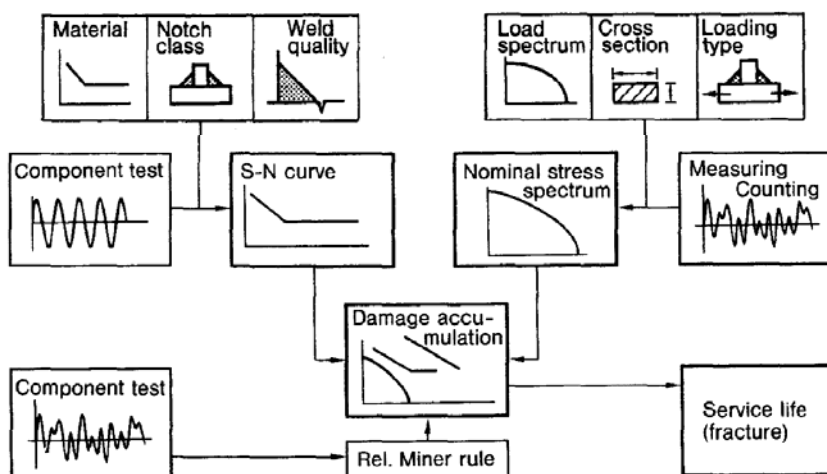


Fig.2.2.3. Parámetros que controlan el enfoque de tensiones nominales para estructuras soldadas (Kloos,1988)

Una vez escogida la curva S-N que mejor se ajusta a el detalle soldado que tengamos bajo estudio, el espectro de tensiones nominales se deriva del espectro de

carga al considerar la sección crítica y el tipo de carga. La vida de servicio resulta de la curva S-N de tensiones nominales y el espectro de tensiones nominales de acuerdo a una hipótesis de acumulación de daño, obtenida a partir de una forma modificada según el caso de la regla de Miner (1945)

El diseño de un detalle soldado mediante el enfoque de las tensiones nominales es muy adecuado en casos en los que las tensiones nominales están bien definidas, se puedan estimar por medio de fórmulas, como pueden ser las de Resistencia de Materiales, y sobre todo, existe una curva de diseño basada en una geometría que sea comparable a la del detalle en cuestión. Bajo este punto de vista, es un método relativamente fácil de aplicar pero si se quiere obtener una gran fiabilidad de los resultados este enfoque se podría usar como una primera aproximación o para comparar resultados.

El enfoque de tensiones nominales tiene un gran inconveniente, y es que ignora por completo las variaciones dimensionales de un detalle soldado en concreto y la selección de la curva S-N apropiada en cada caso puede ser muy subjetiva, ya que la clasificación de detalles está basada en la geometría de la unión y en el modo de carga dominante. Además las estructuras bajo estudio en muchas ocasiones son relativamente complejas por lo que la determinación de la tensión nominal y los factores de concentración de tensiones es muy difícil o imposible ya que los modelos numéricos se vuelven muy complejos y consumen un tiempo excesivo.

Sin embargo, el enfoque de tensiones nominales se incluye en las normas de diseño de mayor uso y es la base de los cálculos de fatiga en muchas áreas de la ingeniería mecánica y estructural tales como la construcción de puentes, grúas, tuberías, vehículos de raíles y barcos entre otras. Sólo áreas de la ingeniería con una demanda excepcionalmente alta de un diseño de poco peso y una determinada tolerancia de daño, tales como automoción o ingeniería aérea, no usan este enfoque y se prefieren enfoques locales. Este enfoque se complementa o incluso se sustituye por enfoques de tensiones estructurales en las áreas más reguladas de las normas, especialmente en aplicaciones poco convencionales.

### **2.3 Cálculo a fatiga de uniones soldadas bajo el enfoque de tensiones o deformaciones estructurales**

El enfoque de la tensión estructural o también llamado de la tensión de punto caliente, actúa como nexo entre los conceptos globales y locales. El término punto caliente se utiliza para referirse al punto crítico de la estructura, donde se espera que se produzca el fallo por fatiga (iniciación de la grieta), generalmente localizado en el borde de la soldadura. El valor de la tensión estructural en ese punto es lo que se denomina tensión de punto caliente, TPC (o bien, del inglés, HSS, Hot Spot Stress). El rango de tensiones a considerar es, en este caso, el rango de tensiones estructurales en el punto caliente.

En el Eurocódigo n°3, la tensión geométrica o TPC, se define como: “la máxima tensión principal ( $\sigma_1$ ) en el material de base, junto a la raíz de la soldadura, teniendo en cuenta los efectos de la concentración de tensiones debida a la geometría del detalle constructivo, pero excluyendo los efectos de la concentración local debida a

la geometría de los cordones de soldadura y las discontinuidades entre ésta y el material base adyacente”. Es, por tanto, un valor ficticio y dependerá del método que usemos para determinarlo.

El enfoque de la TPC, con respecto al enfoque global, omite la clasificación de detalles soldados pero los efectos de la concentración local de tensiones aún se consideran incluidos en la curva S-N. La obtención del valor de la tensión estructural en el punto caliente se basa generalmente, o bien en la medida en laboratorio de las deformaciones que se producen cerca del punto caliente, mediante el empleo de galgas extensométricas, (Figura 2.3.1 izquierda) o bien en la determinación del valor de la tensión en determinados puntos mediante análisis numéricos (por ejemplo AEF) (Figura 2.3.1 derecha). A partir de estas deformaciones o tensiones, se han de realizar extrapolaciones de los datos obtenidos en los distintos puntos para calcular el valor de la tensión estructural en el punto caliente (PC, o en inglés ‘Hot-spot’, HS).

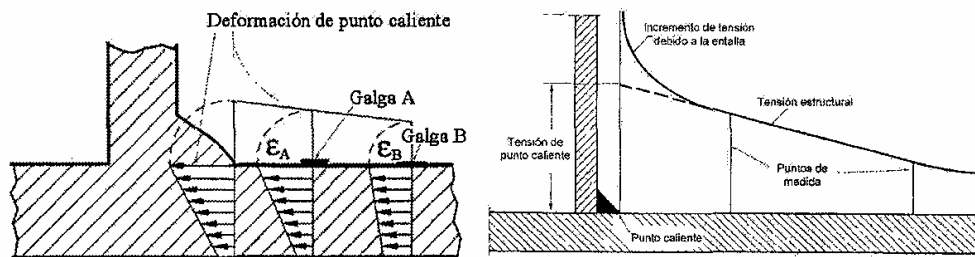


Fig.2.3.1 .Estimación de la tensión de punto caliente

En referencia a la definición de la TPC, la idea de excluir la concentración local de tensiones debida al borde de la soldadura usando la tensión o deformación a cierta distancia fija de éste, surgió a partir de investigaciones y resultados experimentales desarrollados en los años 60 por Peterson (1962), Manson (1965) y Haibach (1968). La definición de varios puntos de referencia a cierta distancia del borde de la soldadura, distancia en función del espesor de chapa, para la evaluación de las tensiones y su posterior extrapolación hasta el punto caliente, fue desarrollada en los años 70 por varias instituciones y sociedades de clasificación. Se determinó que el efecto de entalla local influye en el estado tensional en la superficie hasta una distancia de  $0.3t-0.4t$  (siendo  $t$  el espesor de chapa). El objetivo original de este enfoque era el cálculo de la vida a fatiga de uniones tubulares.

Radaj (1990), a partir de investigaciones realizadas hasta principios de los 80, demostró que, en estructuras de chapas o láminas, la TPC corresponde a la suma de una componente de membrana,  $\sigma_m$ , y otra de flexión,  $\sigma_b$ , que crecerán al aproximarnos a la discontinuidad, alcanzando su máximo en el borde de la soldadura y pueden determinarse mediante linealización de las tensiones a través del espesor además de la extrapolación en la superficie. Cabe señalar que las tensiones nominales también pueden dividirse en componentes de membrana y entalla pero estas son constantes a lo largo de la superficie ya que no tienen en cuenta el incremento de tensión introducido por las uniones soldadas. Adicionalmente presentó aplicaciones de este enfoque a varias estructuras de chapas soldadas. A principios de los 90, Fricke y Petershagen (1992), a partir de los resultados de Radaj, aplicaron este enfoque de la TPC a estructuras soldadas complejas. Más tarde, Niemi (1995) proporcionó recomendaciones más

detalladas acerca del análisis a fatiga de componentes soldados bajo el enfoque de tensiones estructurales.

Sin embargo, muchas aplicaciones mostraron que los resultados de tensiones aún estaban afectados por la malla de elementos finitos usada para el cálculo de tensiones y las propiedades de los elementos. Huther (1999) y Fricke (2002) establecieron recomendaciones adicionales para el modelado de elementos finitos y la evaluación de la TPC.

La obtención de la curva S-N a utilizar bajo este enfoque se lleva a cabo mediante el ensayo de diferentes tipos de probetas, representativas de un gran número de configuraciones soldadas diferentes. Se asume que la geometría del talón de soldadura es similar en la mayoría de los casos, por lo que, al estar incluido en los resultados solamente el efecto de la concentración local, es de esperar que los resultados de resistencia a fatiga de todas las configuraciones se puedan representar en una misma curva S-N. Esto supone una gran ventaja, pues cada curva S-N puede servir para el diseño de numerosas configuraciones, sin tener que disponer de una curva S-N para cada una de ellas.

Si consideramos el mismo detalle que se trató en tensiones nominales (Fig.2.1.2) y adoptásemos un enfoque de tensión geométrica, de acuerdo al Eurocódigo 3, deberíamos adoptar una curva S-N de categoría 90 ó 71. Dependiendo de los criterios de aceptación de forma y defectos tendríamos que determinar la tensión de punto caliente en el borde del cordón.

El problema de este enfoque se plantea a la hora de determinar la tensión en el borde del cordón por una extrapolación ya que el resultado final puede diferir bastante según el procedimiento de interpolación empleado. En la bibliografía existen numerosos procedimientos para realizar dicha interpolación. Podría pensarse en el empleo directo de un método numérico, por ejemplo elementos finitos, para calcular la tensión en el pie de la soldadura. Sin embargo esto no es posible, dado que en el pie de la soldadura el estado tensional elástico es infinito por la esquina en que dicho pie se encuentra y el resultado de un AEF dependería de la densidad de la maya en esa zona y por tanto de su capacidad para reproducir el pico no lineal de tensiones que se produce en esta zona. Por otra parte, es conveniente poder realizar los cálculos con una malla lo más gruesa y simplificada posible mientras se obtengan resultados satisfactorios, de manera que se optimice el tiempo y esfuerzo de cálculo. Debe señalarse que la aplicabilidad del enfoque de las TPC está restringida al cálculo de la resistencia a fatiga en el borde de la soldadura cuando las grietas se originan en la superficie.

Una razón obvia para el uso del enfoque de la tensión estructural de punto caliente es la posibilidad de usar ordenadores y software con la capacidad suficiente para realizar un AEF lo suficientemente detallado. Se usan generalmente para la optimización de los parámetros dimensionales en miembros estructurales o uniones soldadas y cálculos cualitativos, todo ello sin que sea necesario recurrir a un enfoque de tensiones o deformaciones locales. En general requiere un menor esfuerzo computacional que los métodos desarrollados bajo un enfoque de tensiones locales y frecuentemente también se usa como comparación entre los enfoques globales y locales. Este enfoque es también una herramienta válida para elegir la localización de las galgas de deformación al validar el diseño en estructuras prototipo. Adicionalmente, los AEF

hacen posible obtener formulaciones paramétricas para una estimación más sencilla de tensiones estructurales en varios puntos calientes.

## 2.4 Enfoques locales

La resistencia a fatiga de un componente estructural tiene una gran dependencia de los efectos de entalla. El efecto de entalla incluye la concentración de tensiones y la reducción de resistencia que provocan las mismas. Los enfoques locales proceden de tensiones o deformaciones locales. En ellos, se consideran los procesos locales de daño por fatiga del material, estos son, iniciación de la grieta, propagación y fractura final. El enfoque de la tensión o deformación de entalla cubre la iniciación de la grieta y está basada en la tensión o deformación en el fondo de la grieta o una localización comparable en cuanto a concentración de tensiones (como puede ser el borde de una soldadura). La propagación de la grieta y la fractura final están descritas en el enfoque de la mecánica de la fractura elástica lineal (MFEL) que parte de una grieta incipiente que ya existe. Por tanto, el cálculo completo de la resistencia a fatiga de acuerdo con el enfoque de tensiones locales consiste en el enfoque de la tensión o deformación de entalla más el enfoque de la MFEL. A continuación se describen más detalladamente cada uno de estos enfoques.

### 2.4.1 Enfoque de la tensión de entalla para uniones soldadas

Este enfoque parte de la suposición de que en el fondo de la entalla las deformaciones plásticas son pequeñas y, por tanto, las tensiones se consideran puramente elásticas. Los análisis y cálculos de la tensión de entalla elástica en el borde de la soldadura tienen en cuenta los problemas del pico no lineal de tensiones que se tiene en esta zona y el efecto microestructural de reducción de la tensión de iniciación de la grieta. El procedimiento básico para un cálculo de resistencia a fatiga de acuerdo con este enfoque, aunque para componentes estructurales no soldados, se muestra en la siguiente figura:

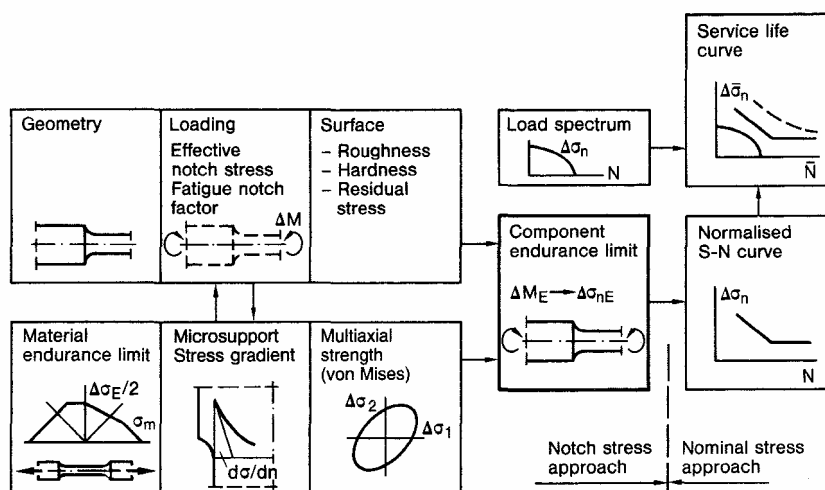


Fig. 2.4.1.1. Enfoque de la tensión de entalla para el cálculo a fatiga de componentes estructurales no soldados; con  $\Delta M$  un momento externo cíclico. Radaj (1996)

En la figura 2.4.1.1,  $\Delta M$  es un momento externo cíclico,  $\Delta \sigma_E$  es el límite de fatiga del material (Diagrama de Goodman),  $\sigma_m$  es la tensión media,  $d\sigma/dn$  el gradiente

de tensión de entalla,  $\Delta\sigma_1$  y  $\Delta\sigma_2$  las tensiones principales cíclicas,  $\Delta M_E$  límite de fatiga en términos del momento externo,  $\Delta\sigma_{nE}$  límite de fatiga en términos de las tensiones nominales,  $\Delta\sigma_n$  tensión nominal cíclica,  $\overline{\Delta\sigma}_n$  la máxima tensión nominal cíclica y  $N$  y  $\overline{N}$  número de ciclos para el fallo a fatiga.

En la figura 2.4.1.1, la geometría y la carga del componente estructural determinan el factor de concentración de tensión elástica, el cual depende de relaciones dimensionales, no de dimensiones en si mismas o del módulo elástico. El factor de entalla a fatiga (fatigue notch factor), que caracteriza la resistencia a fatiga y la concentración de tensiones efectiva, se deriva de adoptar una de las hipótesis de apoyo microestructural, listadas más adelante, para el caso de entallas afiladas. El término ‘apoyo de entalla microestructural’ (del inglés ‘microstructural notch support’) significa que la tensión de entalla máxima, de acuerdo con la teoría de la elasticidad, no es decisiva para la iniciación y propagación de la grieta pero, en vez de eso, lo es una tensión local obtenida de un promedio de las tensiones de entalla sobre una longitud, área o volumen característicos del material en el fondo de la entalla (explicable a partir de la estructura de grano, microplasticidad y procesos de iniciación de grieta). El apoyo microestructural no sólo ocurre con entallas afiladas sino que también con entallas leves si son suficientemente pequeñas. El factor de entalla a fatiga, por tanto, depende del radio de entalla y de las características microestructurales del material además de los parámetros que controlan el factor de concentración de tensiones.

Existen diferentes hipótesis de apoyo microestructural:

- El enfoque del gradiente de tensiones de Siebel y Stieler (1955) (incluido en la Fig.2.4.1.1).
- El enfoque del promedio de tensiones de Neuber (1937-1968).
- El enfoque de la capa superficial de Peterson (1950).
- El enfoque basados en el volumen bajo mayor tensión de Kuguel (1961).

Sólo para las tres últimas se ha encontrado una amplia aplicación a uniones soldadas. Otras variantes de los métodos de promedio de tensiones aplicables al fondo de la entalla están relacionadas con una determinada área o volumen en vez de la originaria línea de sección. Debe hacerse referencia también al enfoque desarrollado por Topper y El Haddad (1979), basados en el comportamiento de una grieta pequeña en entallas afiladas. En contra de las expectativas, sólo se encontraron pequeñas diferencias entre la resistencia a fatiga obtenida mediante los diferentes métodos de cálculo (Taylor (2002); Bellett (2005) ; Crupi (2005) ). Como estos métodos son aplicables también a las grietas, se pueden obtener relaciones entre los parámetros del material que caracterizan las condiciones que se dan en la entalla y los parámetros del material basados en la mecánica de la fractura referidos a la propagación de grietas en especímenes planos o con entalla. (El factor de intensificación de tensiones límite,  $\Delta K_{th}$ , la definición de Taylor de grieta equivalente a una entalla o el parámetro longitudinal  $a^*$ , introducido por Topper y El Haddad (1979), que sustituye a  $\Delta K_{th}$ ).

El límite a fatiga del material puede obtenerse del diagrama de Goodman (Fig. 2.4.1.1) teniendo en cuenta adicionalmente la dureza y tensiones residuales en el fondo de la entalla (también en Fig. 2.4.1.1). Debe introducirse el criterio de energía de deformación de Von Mises en el caso de tensiones multiaxiales (suponiendo materiales



dúctiles). Para materiales frágiles debe aplicarse el criterio de la máxima tensión principal normal.

El enfoque de la tensión de entalla está referido a la vida a fatiga bajo un alto número de ciclos y puede extenderse al rango medio en base al enfoque de las deformaciones de entalla. La parte elástica de la curva S-N de deformación se usa para transferir el factor de fatiga de entalla, considerado para caracterizar la iniciación de la grieta, desde el límite a fatiga al rango de fatiga a un número de ciclos medio ( $N > 5 \cdot 10^4$ ). El enfoque elastoplástico de deformación de entalla completo combinado con un análisis de la propagación de grieta es indispensable en el rango de número de ciclos medio-bajo y para resolver problemas de resistencia a fatiga en servicio.

Estos enfoques generalmente cubren la fase de iniciación de la grieta hasta una determinada profundidad (entre 0.1 y 0.5 mm). El número de ciclos necesarios para la iniciación de la grieta se obtiene de la parte elástica de la curva S-N. El análisis de la tensión de entalla que se usa en estos enfoques puede estar basado en métodos numéricos tales como el de elementos finitos. También se dispone de factores de concentración de tensiones para casos estándares (Radaj, 1992).

El enfoque de tensión de entalla para uniones soldadas se aplica en casos en los que los enfoques de tensiones nominales o estructurales son deficientes o imposibles de aplicar. Puede usarse para un cálculo absoluto de la resistencia a fatiga pero entonces debe combinarse con resultados experimentales. Este enfoque es especialmente apropiado para evaluaciones de diseño basadas en estudios paramétricos y permite que ciertos efectos se consideren de una forma más refinada. Janosch (1997,1998) demostró que la calidad de la soldadura, en particular el perfil de la soldadura, puede calcularse bastante bien bajo este enfoque. Así, la geometría de las uniones en ángulo puede optimizarse desde el punto de vista de la resistencia a fatiga, teniendo en cuenta la influencia de los factores geométricos. Para la vida total a fatiga, el enfoque de la tensión de entalla debe complementarse con los enfoques de deformación de entalla y de la mecánica de la fractura elástica lineal (MFEL).

#### **2.4.2 Enfoque de la deformación de entalla para uniones soldadas**

El enfoque de la deformación de entalla (EDE) considera la tensión y deformación elastoplásticas en la entalla. Los elementos del enfoque incluyen el registro de las tensiones y deformaciones locales teniendo en cuenta los efectos de soporte elásticos del material circundante y el comportamiento a fatiga del material, es decir, la relación entre tensión y deformación y la iniciación de la grieta.

Las primeras aplicaciones a uniones soldadas fueron desarrolladas por Lawrence (1978) (Fig.2.4.2.1). Este método, que fue originariamente desarrollado para el rango de fatiga a bajo número de ciclos, se extendió a los rangos de medio y alto número de ciclos ( $N > 10^4$ ). Se consideró que el proceso de iniciación de grieta (según Lawrence, hasta una profundidad de grieta de  $a_i = 0.25 \text{ mm}$ ) cubierto por el método suponía una parte considerable de la vida a fatiga en uniones soldadas tras varios intentos de estimarla basándose únicamente en la propagación de grietas. En principio, se consideraron principalmente dos tipos de uniones soldadas: uniones a tope y uniones por puntos con la iniciación de grieta en el borde de la soldadura (Fig.2.4.2.1).

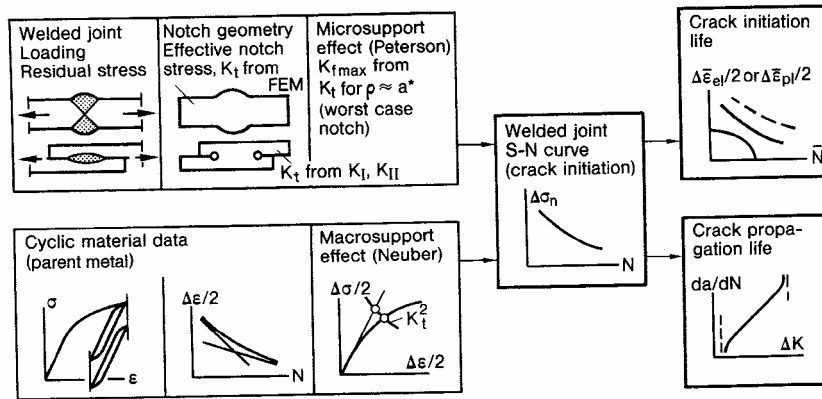


Fig. 2.4.2.1. Enfoque de tensión y deformación de entalla en uniones soldadas según Lawrence(1978);

En referencia a las variables que aparecen en la figura 2.4.2.1 se tienen  $K_t$  factor de concentración de tensiones de entalla,  $K_f$  factor de entalla a fatiga,  $\rho$  radio de entalla,  $a^*$  constante del material,  $K_I$  y  $K_{II}$  factores de intensificación de tensiones,  $\Delta\sigma$  rango de tensión,  $\Delta\epsilon$  rango de deformación total,  $\Delta\sigma_n$  rango de tensión nominal,  $\Delta\epsilon_{el}$  deformación elástica máxima y  $\Delta\epsilon_{pl}$  deformación plástica máxima en carga de amplitud variable,  $da/dN$  tasa de propagación de grieta,  $N$  número de ciclos para la iniciación de la grieta, y FEM significa ‘finite element method’ según Radaj (1996).

La idea de este enfoque es que el comportamiento mecánico del material en la raíz de la entalla con respecto a la deformación elastoplástica e iniciación de la grieta es comparable al comportamiento de un espécimen en miniatura, bajo carga axial y sin entalla o con una entalla central con respecto a la deformación, daño y fractura globales. Así, el rango de deformaciones elastoplásticas en el fondo de la entalla se compara con la curva S-N de deformación del material en un espécimen de comparación sin entalla. El espécimen de comparación se imagina posicionado en la raíz de la entalla o realmente extraído (mecanizado) de este área (Fig. 2.4.2.2). Debe tener la misma microestructura, las mismas condiciones superficiales (incluidas las tensiones superficiales) y, si es posible, el mismo volumen que el material bajo mayor tensión en la raíz de la soldadura. Los cálculos de resistencia a fatiga consisten en determinar las tensiones y deformaciones en la raíz de la entalla en condiciones elastoplásticas y compararlas con la curva S-N de deformación del material en el espécimen en miniatura hasta la fractura total o en un espécimen mayor hasta la iniciación de la grieta técnica (profundidad de grieta alrededor de 0.5mm y longitud de grieta en la superficie alrededor de 2mm). Dowling (1993) da una buena introducción a este enfoque.

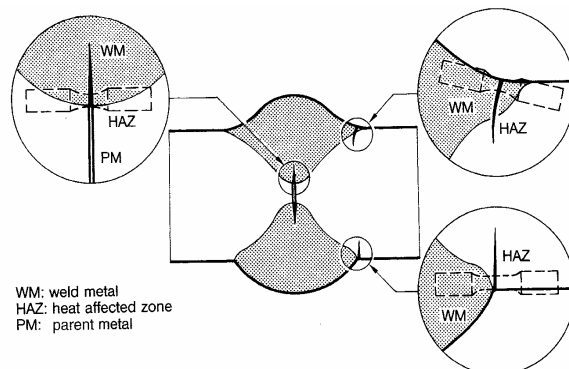


Fig. 2.4.2.2. Iniciación de grieta a fatiga en los diferentes sitios posibles de una unión a tope y sus correspondientes especímenes de comparación según Lawrence (1981)

Este enfoque se ha aplicado en particular para predecir la iniciación de grieta en uniones soldadas para un número de ciclos menor a  $10^5$ , de esta manera los efectos de la plasticidad local son más pronunciados. En la aplicación a uniones soldadas del EDE combinado con el enfoque de la MFEL, no siempre se obtiene un grado satisfactorio de acuerdo entre los resultados obtenidos y los resultados experimentales. No es fácil conseguir tal acuerdo ya que el EDE fue diseñado originariamente para entallas suaves en materiales homogéneos sometidos a un bajo número de ciclos y las uniones soldadas tienen entallas afiladas en materiales no homogéneos sometidos a un número de ciclos que frecuentemente se extiende al rango medio-alto ( $N > 10^4$ ) aunque, como ya se ha dicho, posteriormente se desarrolló para adaptarlo a este rango.

Las localizaciones críticas para la iniciación de grieta y, por lo tanto, para la colocación del espécimen de comparación (Fig. 2.4.2.2) se determinan mediante un análisis de la tensión de entalla elástica máxima (usando AEF, denotado en la Fig. 2.4.2.1 como FEM, del inglés Finite Element Method) en un modelo de la sección transversal teniendo en cuenta las diferentes zonas existentes en la soldadura (metal base, metal de aporte y zona afectada térmicamente).

Las tensiones y deformaciones en el fondo de la entalla se calculan a partir de la curva de tensión y deformación cíclicas y la fórmula de apoyo macroestructural de Neuber (1937-1968) (Fig. 2.4.2.1) (con una formulación mejor adaptada publicada por Seeger y Heuler (1980) y por Sonsino (1982)). Considerando el caso de entallas afiladas, debe tenerse en cuenta adicionalmente el efecto de apoyo microestructural de acuerdo a una de las hipótesis citadas en el apartado anterior (Neuber (1937-1968), Peterson (1950) en la Fig. 2.4.2.1 o Kuguel (1961)). Para tener en cuenta la plasticidad local en el fondo de la entalla, aumentando así la precisión de este método, la fórmula de soporte macroestructural de Neuber (1937-1968) se amplía con una tensión residual adicional mediante una relación dada por Jhansale y Topper (1973). La consideración de las tensiones residuales ha mostrado ser de particular importancia (Testin (1987), Lawrence (1982)).

La componente elástica de la curva S-N de deformación (es decir, la relación de Basquin con la corrección de la tensión media según Morrow (1965)) puede usarse para describir la resistencia a fatiga en el fondo de la entalla en base al factor de concentración de tensiones elásticas transformado en el factor de entalla a fatiga en el peor de los casos según Peterson (Fig. 2.4.2.1) incluyendo las tensiones residuales locales. Finalmente, la vida de propagación de grieta a fatiga se estima mediante la tasa de propagación de grieta,  $da/dN$ , en función del rango del factor de intensificación de tensiones,  $\Delta K$  (Fig. 2.4.2.1). La ecuación de Paris se integra desde una longitud de grieta inicial,  $a_i$ , hasta una longitud final,  $a_f$ .

Como ya se ha comentado, este enfoque ha sido desarrollado con especial hincapié en lo relativo a los aspectos relacionados con la iniciación de grieta (Lawrence (1997), Hou (1996)). Hou y Charng (1997) discuten sobre diferentes modelos para la predicción de la llamada fase de propagación de grieta pequeña y comparan la relación calculada entre la iniciación y propagación de grieta con las observaciones realizadas. Un enfoque alternativo fue desarrollado por Seeger (descrito en Radaj y Sonsino (1998)).

El EDE para uniones soldadas se ha desarrollado más aún por Sonsino (1995) con respecto a la fatiga multiaxial, modificando la fórmula de soporte macroestructural de Neuber en caso de entallas suaves, introduciendo una deformación de entalla equivalente para describir la fatiga multiaxial a bajo número de ciclos y convirtiendo la hipótesis de volumen más tensionado en un criterio relacionado con la deformación. Glinka (1985) propuso un enfoque basado en la densidad de energía para el cálculo de la plastificación localizada cerca de entallas y grietas. Aplicaciones adicionales del EDE a uniones soldadas pueden encontrarse en Conle (1998) y Jakubczak (1986).

### 2.4.3 Enfoque de la mecánica de la fractura elástica lineal (MFEL)

Los cálculos bajo los enfoques de tensión o deformación de entalla están relacionados con la iniciación de una grieta (generalmente superficial, con una longitud alrededor de 1 mm y una profundidad alrededor de 0.5 mm). Esta grieta incipiente puede tolerarse en muchos casos porque aún puede aplicarse carga cíclica con una propagación estable de la grieta. Así el cálculo de la vida o resistencia a fatiga basado en la MFEL (propagación de grieta) debe complementar a los enfoques mencionados de iniciación de grieta. Además hay muchos casos en los que el cálculo de la vida o resistencia a fatiga está basado en la existencia de una grieta o un defecto con forma de grieta y este cálculo puede llevarse a cabo mediante el enfoque de la MFEL.

En uniones soldadas, la duración de la fase de propagación de la grieta es en general típicamente mayor que la de la iniciación. Calibrando adecuadamente la longitud inicial de la grieta en casos en los que el cálculo de la vida o resistencia a fatiga está basado en la existencia de una grieta o un defecto con forma de grieta, el cálculo a fatiga de uniones soldadas puede llevarse a cabo únicamente mediante el enfoque de la MFEL.

Sin embargo, debe enfatizarse que este método por lo general no puede aplicarse sólo, sustituyendo a los enfoques de tensiones nominales o estructurales en las normas. Para hacer esto, se deberían asumir muchos parámetros tales como el tamaño inicial de la grieta, la forma de la grieta, los parámetros del material en la ecuación de Paris e ignorar todo el proceso de iniciación de grieta.

Los elementos en los que se basa este enfoque son las ecuaciones de propagación de grietas, generalmente según Paris y Erdogan (1963), el factor de intensificación de tensiones incluyendo la magnificación en el borde de la soldadura (factor  $M_k$ ), la geometría y el camino de la grieta generalmente bajo carga en modo I, parámetros del material y otros parámetros influyentes tales como tensión media o residual y efectos bajo cargas de amplitud variable (Fig. 2.4.3.1).

La relación de propagación de una grieta incipiente, en condiciones de fatiga de medio a alto número de ciclos, puede ser analizada en base a un FIT cíclico  $\Delta K_I$  (generalmente en modo I) o su valor equivalente basado en las relaciones empíricas propuestas por Paris y Erdogan (1963). Debe usarse la integral J cíclica para describir la propagación de grieta en el caso de tensiones mayores y deformaciones elastoplásticas en el fondo de la grieta. También se deberá tener en cuenta el cierre de grieta, especialmente si hay tensiones de compresión.

Se han publicado numerosos procedimientos para la aplicación de este enfoque (Maddox (1970, 1973, 1974, 1975), Lawrence (1973), Harrison (1967), Hobbacher (1977)) esquematizados en la Fig.2.4.3.1 Mediante la integración de la ecuación de Paris que resulta en relación proporcional  $N \propto 1/(K\Delta\sigma_n)^m$ , con K el factor de concentración de tensiones (FCT),  $m=3$  (metales) el exponente de la ecuación de Paris y  $\Delta\sigma_n$  el rango de tensiones nominales. El FCT puede relacionarse con tensiones de entalla ( $K=K_t$ ) o tensiones estructurales ( $K=K_s$ ). Si tomamos  $K_s$  omitiremos los efectos de entalla en la tensión. Si tomamos  $K_t$  se presupone que el decremento del factor de magnificación relacionado con la tensión de entalla  $M_k$  al incrementar la longitud de grieta se tiene en cuenta usando la formulación del enfoque disponible. El decremento es extremadamente acentuado en la raíz de la entalla. Así, la propagación de grietas está influenciada principalmente por la intensificación de tensiones de entalla.

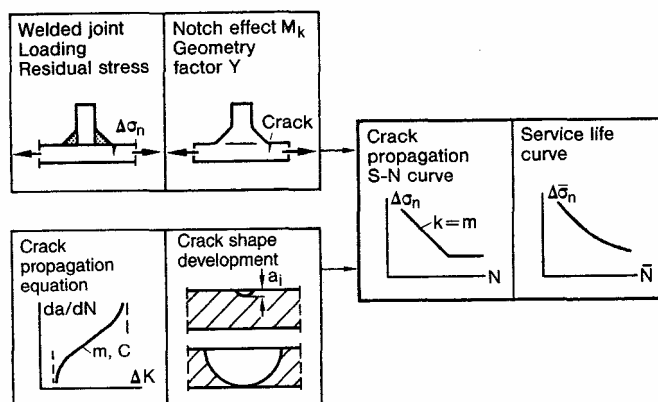


Fig. 2.4.3.1. EPG para uniones soldadas propuesto por Maddox, Lawrence y Hobbacher;

Las variables que aparecen en la Fig. 2.4.3.1 son  $\Delta\sigma_n$  rango de tensión nominal,  $M_k$  factor de magnificación,  $Y$  factor geométrico de la unión,  $da/dN$  tasa de propagación de grieta,  $\Delta K$  rango de factor de intensificación de tensiones,  $m$  y  $C$  constantes del material,  $k$  pendiente inversa de la curva S-N,  $\Delta\bar{\sigma}_n$  tensión nominal máxima en cargas de amplitud variable,  $N$  y  $\bar{N}$  número de ciclos para el fallo a fatiga; según Radaj (1996).

Los manuales estándar de factores de intensificación de tensiones generalmente no son aplicables a uniones soldadas. Hobbacher presentó FIT para varios tipos de uniones soldadas.

El enfoque de la MFEL se ha usado para investigar el efecto de factores geométricos con una influencia especial en la vida a fatiga como por ejemplo un acoplamiento longitudinal, el desalineamiento en uniones en cruz bajo carga y los efectos de grietas subsuperficiales y tensiones residuales en uniones a tope con desalineamiento. De entre estos factores geométricos, se determinó que la mayor influencia sobre la vida a fatiga la ejercen las grietas subsuperficiales.

Este enfoque también juega un papel importante en aspectos de la determinación de la vida a fatiga restante, tolerancia de daños, envejecimiento y establecimiento de planes de inspección en estructuras existentes.

#### 2.4.4 Enfoque de la intensidad de tensiones entalla para uniones soldadas

El campo de tensiones elástico plano alrededor de una entalla afilada puede también ser descrito mediante una solución teórica para entallas en V bajo una carga simétrica y otra antisimétrica y adicionalmente, si el campo de tensiones es tridimensional, otra antiplana. Williams (1952), obtuvo esta solución teórica para varios ángulos de apertura de estas entallas en V conteniendo la singularidad tensional que provocan. Verreman y Nie (1996) propusieron el uso de factores de intensificación de tensiones de entalla (N-SIF) como parámetros que describen la iniciación de la grieta en soldaduras incluyendo la propagación hasta una profundidad de aproximadamente 0.5 mm. Lazzarin y Tovo (1998) cuantificaron las contribuciones de los modos de carga simétrico y antisimétrico para diferentes geometrías soldadas. Atzori (1999) demostró que este enfoque a través de N-SIF puede complementarse directamente con el enfoque de la propagación de la MFEL.

El enfoque de la intensidad de tensiones de entalla (EITE) tiene en cuenta el ángulo de apertura de la entalla (ángulo del borde de la soldadura en uniones soldadas) y el radio del fondo de la entalla (radio del borde de la soldadura en uniones soldadas). También comprende el endurecimiento por deformación cíclica propio del material en caso de comportamiento elastoplástico.

Las tensiones en el borde de la soldadura pueden ser descritas mediante factores de intensificación de tensiones de entalla (notch stress intensity factors, NSIF) elásticos o en el caso de cargas lo suficientemente altas, por NSIF elastoplásticos. Los NSIF pueden correlacionarse con integrales J o una densidad de energía de deformación promedio con el fin de desarrollar un criterio de fallo a fatiga. En general aún no se han adoptado procedimientos de cálculos de fatiga para uniones soldadas basados en los NSIF. En parte porque este método es bastante nuevo y en parte porque sólo se han considerado hasta ahora uniones en ángulo. Actualmente se está investigando la aplicación a uniones a tope.

Los NSIF son muy apropiados para describir el campo local de tensiones, deformaciones y densidad de energía de deformación en el borde de la soldadura y para evaluar los datos obtenidos en ensayos de fatiga. Las características relevantes para la fatiga de estos campos se expresan mediante los NSIF independientemente del tipo de entalla que represente el borde de la soldadura. Sólo quedarían excluidas las entallas con un radio de fondo excesivamente grande.

Los campos planos simétricos o antisimétricos con respecto al plano bisector se describen con los NSIF  $K_1$  y  $K_2$ . Un campo antiplano (con tensiones tangenciales fuera del plano) está definido por  $K_3$ . La contribución de  $K_2$  puede ser despreciada frecuentemente en los análisis de fatiga porque las tensiones no singulares están asociadas con el modo de carga  $K_2$  en los casos de grandes ángulos de apertura de entalla ( $2\alpha > 102.6^\circ$  según Fig.). Los NSIF para uniones soldadas en ángulo están expresados mediante las siguientes ecuaciones en función de las componentes de la tensión nominal y con el espesor de chapa como parámetro (Lazzarin y Tovo (1996))

Capítulo 2: Modelos de predicción de la vida a fatiga

$$\begin{aligned}
 K_1 &= k_1 \sigma_n t^{1-\lambda_1} \\
 K_2 &= k_2 \tau_{\perp n} t^{1-\lambda_2} \\
 K_3 &= k_3 \tau_{\parallel n} t^{1-\lambda_3}
 \end{aligned}
 \tag{2.1}$$

Los parámetros  $\lambda_1, \lambda_2$  y  $\lambda_3$  designan el primer autovalor del problema equivalente, definido matemáticamente, de tensión elástica de esquina (para una región infinita pero transferible a regiones finitas bajo ciertas condiciones). Estos autovalores dependen únicamente del ángulo de apertura de la entalla y  $0.5 \leq (\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) \leq 1.0$  (Fig.2.4.4.1). Para  $2\alpha=\pi$  no hay singularidad de tensiones, sin embargo, la singularidad de tensiones en modo II es más débil y desaparece por completo para  $2\alpha>102.6^\circ$ .

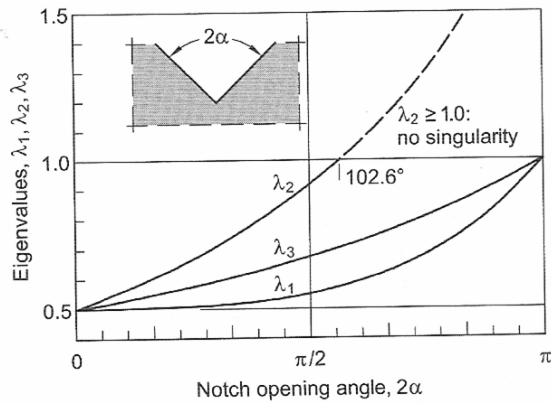


Fig.2.4.4.1. Autovalores en función del ángulo de apertura; Lazzarin (2004)

Si consideramos que una soldadura en ángulo tiene típicamente un ángulo de apertura de entalla de  $2\alpha=135^\circ$ , según la Fig 2.4.4.1 y las ecuaciones 2.1, tenemos:

$$\begin{aligned}
 K_1 &= k_1 \sigma_n t^{0.326} \\
 K_2 &= k_2 \tau_{\perp n} t^{-0.302} \\
 K_3 &= k_3 \tau_{\parallel n} t^{0.200}
 \end{aligned}
 \tag{2.2}$$

Los coeficientes geométricos adimensionales  $k_1, k_2$ , y  $k_3$ , se derivan de AEF extremadamente precisos evaluando las tensiones en el plano bisector donde están desacopladas para los tres modos de carga. Se han llevado a cabo diversas investigaciones con modelos de uniones soldadas para la determinación de  $k_1, k_2$ , y  $k_3$ , en función de parámetros geométricos, a partir de resultados de AEF con modelos planos (Lazzarin y Tovo (1998, 1999), Atzori (1997)) (Figuras 2.4.4.2 y 2.4.4.3).

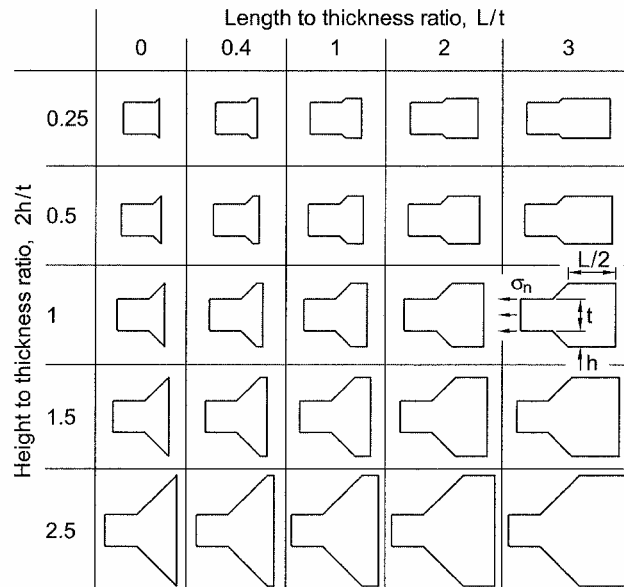


Fig.2.4.4.2. Modelos planos de geometrías soldadas usados en investigaciones mediante AEF por Lazzarin y Tovo (1998)

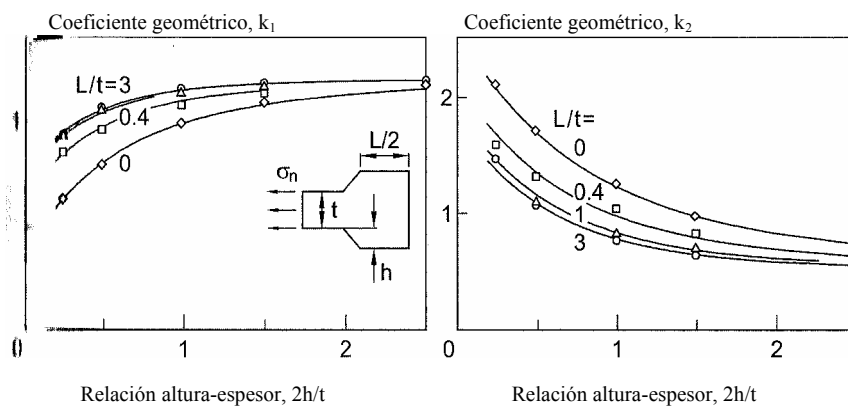


Fig 2.4.4.3. Coeficientes geométricos en función de parámetros geométricos de los modelos. Resultados de AEF por Lazzarin y Tovo (1998)

El pico de tensiones en frente del borde de la soldadura puede obtenerse introduciendo los ángulos de la soldadura (típicamente  $2\alpha=135^\circ$  y  $\varphi=112.5^\circ$ ) en las ecuaciones generales del campo de tensiones en el fondo de la entalla obteniéndose:

$$\sigma_r = 0.423K_1 r^{-0.326} - 0.553K_2 r^{0.302} \quad (2.3)$$

Con r la distancia desde el fondo de la entalla. En esta ecuación, el signo de  $K_2$  se elige de acuerdo a la estructura analítica de Williams. Los resultados de esta ecuación presentan un buen ajuste con los resultados de AEF.