

## 6. Cálculo de la tensión estructural de punto caliente según Dong

### 6.1 Introducción

Radaj (1990) demostró que la tensión estructural puede ser analizada a través de la linealización de las tensiones a través del espesor de chapa además de la hasta entonces conocida extrapolación de tensiones en ciertos puntos de referencia a lo largo de la superficie. Dong (2001) utilizó la definición de la tensión estructural formulada por Radaj y la evaluó directamente en el borde de la soldadura a partir de una solución de elementos finitos.

Los métodos basados en la extrapolación de los valores de tensión en determinados puntos a lo largo de la superficie, suponen que estos valores proporcionan una indicación del estado tensional en el borde de la soldadura. Esta suposición puede ser cuestionable si el elemento estructural sobre el que se realiza la extrapolación no es un elemento cuya concentración de tensión próxima al borde de la soldadura está dominada por la transferencia de carga en la unión. Bajo estas circunstancias, las tensiones superficiales a cierta distancia del borde de la soldadura quizás no sean relevantes con respecto al estado tensional en el borde de la soldadura (Fig 6.1.1).

El comportamiento de la concentración de tensiones puede dividirse en dos tipos (Dong, 2001): en uno se tiene una concentración de tensiones muy localizada en el borde de la soldadura (Tipo I) y en otro la localización de tensiones es más global y de mayor longitud (Tipo II) (Figura 6.1.1).

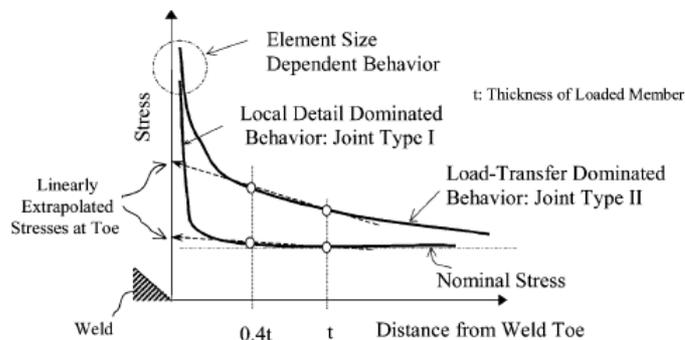


Fig 6.1.1 Tipos de concentración de tensiones en el borde de la soldadura (Dong, 2001)

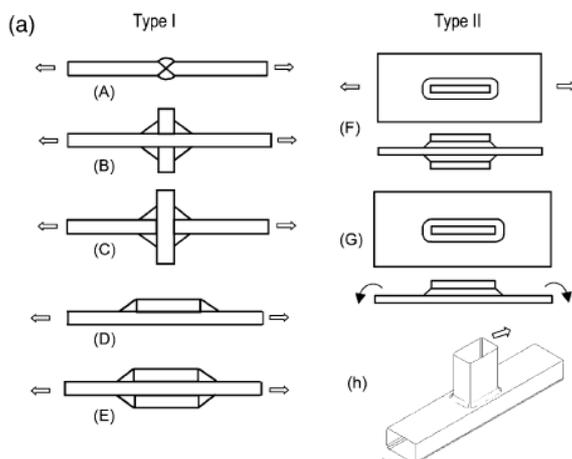


Fig 6.1.2 Diferentes configuraciones soldadas denotadas de (A) a (h) y clasificadas en los dos tipos de concentración de tensiones (Dong, 2001)

Como se muestra en la figura 6.1.1, mediante la tensión de punto caliente obtenida por extrapolación en las uniones Tipo I se recoge muy poco el efecto de la concentración de tensiones. Sin embargo para las uniones Tipo II se muestra que la tensión de punto caliente obtenida por extrapolación a partir de los puntos de referencia si proporciona una indicación de la concentración de tensiones en el borde de la soldadura. Por tanto, se puede plantear la pregunta de si este proceso de cálculo mediante extrapolación proporciona un valor de tensión de punto caliente fiable. Además, como se discute en Niemi (1999), con frecuencia los resultados son cuestionables debido a que el valor de las tensiones usadas en la extrapolación tiene una gran dependencia del tamaño de la malla usado para calcularlas.

El objetivo de Dong (2001) fue mejorar la aproximación de las curvas S-N mediante la utilización de un parámetro de tensión adecuado que satisfaga dos requerimientos básicos:

- a) Insensibilidad al tamaño de la malla en soluciones de elementos finitos
- b) Capacidad para diferenciar efectos de concentración de tensiones en diferentes tipos de uniones en estructuras soldadas

## 6.2 Definición y formulación de la tensión estructural

Dong se basa en las siguientes consideraciones para definir una tensión estructural:

- a) Para una distribución de tensiones local a través del espesor de chapa obtenida de un modelo de elementos finitos (Fig 6.2.1(a)), debe existir una distribución de tensiones estructurales simple, formada por una componente de membrana ( $\sigma_m$ ) y otra de flexión ( $\sigma_b$ ), que es estáticamente equivalente (Fig 6.2.1(b)).

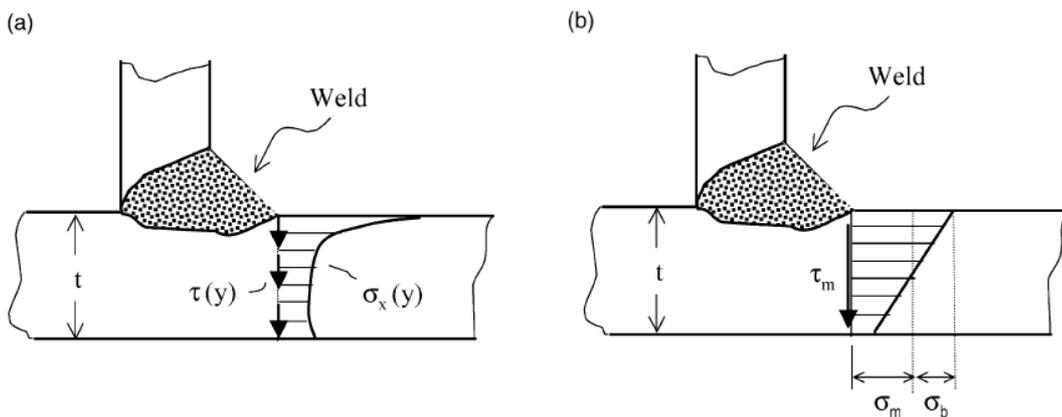


Fig.6.2.1. Definición de tensiones estructurales para crecimiento de grieta a través del espesor. (a) Tensiones locales tangencial y normal a través del espesor en el borde de la soldadura, (b) Definición de tensión estructural en el borde de la soldadura. (Dong, 2001)

- b) La distribución de tensiones estructural debe satisfacer las condiciones de equilibrio en el plano hipotético de crecimiento de grieta y en un plano de referencia cercano, donde la distribución de tensiones local es conocida a priori mediante elementos finitos.

- c) Ya que la tensión local que se obtendría en el borde de la soldadura mediante AEF, tiene una gran dependencia con el tamaño de la malla, la imposición de las condiciones de equilibrio deben, por tanto, eliminar o minimizar esta dependencia del tamaño de la malla en el cálculo de la tensión estructural. Esto es debido a que la concentración de tensiones locales cerca de una entalla está dominada por una distribución de tensiones autoequilibradas (según Niemi, 1999).

El método de evaluación de la tensión estructural depende del tipo de modelo (Sólido o de placa)

### 6.3 Situaciones consideradas

#### 6.3.1 Modelo sólido con distribución de tensiones monótona a través del espesor

Como ya se ha mencionado anteriormente, en un análisis de tensiones basado en elementos finitos, los valores del pico de tensión obtenidos en el entorno del borde de la soldadura varían significativamente al cambiar el diseño o el tamaño de la malla. Puede definirse una distribución de tensiones estructural estáticamente equivalente a ésta (Fig. 6.2.1(b)), formada por una componente de membrana ( $\sigma_m$ ) y otra de flexión ( $\sigma_b$ ), es :

$$\sigma_s = \sigma_m + \sigma_b \quad (6.1)$$

La tensión estructural normal ( $\sigma_s$ ) se define en la localización de interés, como el borde de la soldadura (sección A-A), con un espesor de chapa  $t$ .

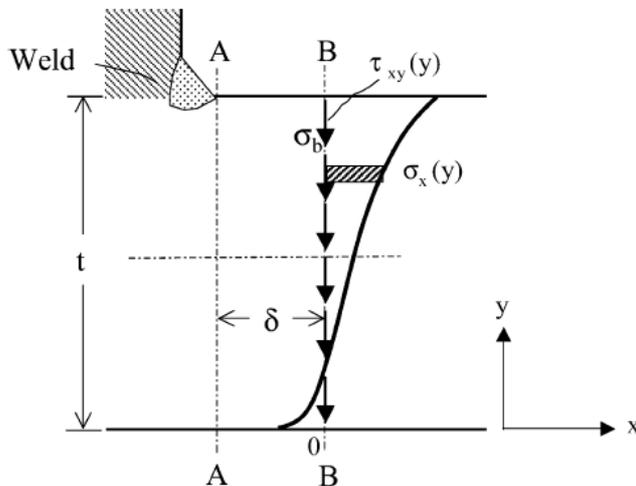


Fig 6.3.1.1. Distribución de tensiones en el plano B-B (Dong, 2001)

Un segundo plano de referencia puede definirse en la sección B-B, donde las tensiones normal y tangencial pueden ser obtenidas directamente de la solución de elementos finitos ( $\sigma_x(y)$  y  $\tau_{xy}(y)$ ). La distancia  $\delta$  es la distancia entre las secciones A-A y B-B. Imponiendo condiciones de equilibrio entre ambas secciones las componentes de la tensión estructural  $\sigma_m$  y  $\sigma_b$  deben satisfacer las siguientes ecuaciones:

$$\sigma_m = \frac{1}{t} \int_0^t \sigma_x(y) \cdot dy \quad (6.2)$$

$$\sigma_m \frac{t^2}{2} + \sigma_b \frac{t^2}{6} = \int_0^t \sigma_x(y) \cdot y \cdot dy + \delta \int_0^t \tau_{xy}(y) \cdot dy. \quad (6.3)$$

La ecuación (6.2) representa el equilibrio de fuerzas en la dirección x del sistema local y la ecuación (6.3) representa el balance de momentos con respecto a la sección A-A en y=0. El segundo término integral de la ecuación (6.3) representa la fuerza tangencial transversal como una componente importante de la tensión estructural. Por tanto, si el tamaño de los elementos ( $\delta$ ) es pequeño o la tensión tangencial despreciable, las representaciones integrales de  $\sigma_m$  y  $\sigma_b$  en las ecuaciones (6.2) y (6.3) pueden ser evaluadas directamente en la sección A-A.

### 6.3.2 Modelo sólido con una profundidad de grieta finita.

Frecuentemente se usa como criterio de fallo a fatiga una determinada profundidad de grieta. La correspondiente tensión estructural se define asumiendo que esta profundidad de grieta es  $t_1$  como puede verse en la figura. Por conveniencia se define el origen de coordenadas y del sistema local en esta posición  $t_1$ .

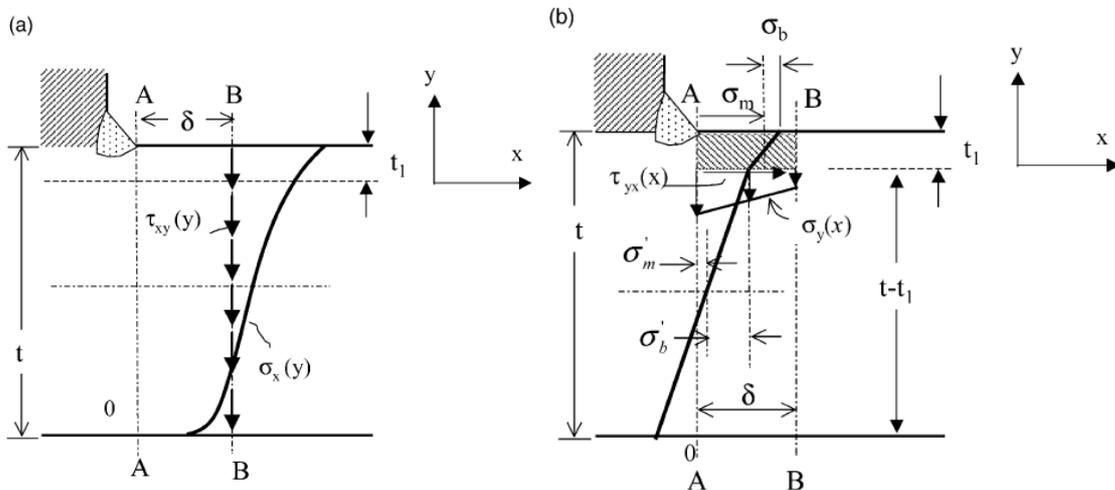


Fig 6.3.2.1. (a) Distribución de tensiones local en B-B y (b) Distribución de tensiones estructurales (Dong, 2001)

En estos casos hay que tener en cuenta en las ecuaciones de equilibrio las tensiones normales ( $\sigma_y$ ) y tangenciales ( $\tau_{yx}$ ) en la sección horizontal entra A-A y B-B a la profundidad  $t_1$ . Las ecuaciones resultantes son:

$$\sigma_m = \frac{1}{t_1} \int_0^{t_1} \sigma_x(y) \cdot dy + \frac{1}{t_1} \int_0^{\delta} \tau_{yx}(x) \cdot dx \quad (6.4)$$

$$\sigma_m \frac{t_1^2}{2} + \sigma_b \frac{t_1^2}{6} = \int_0^{t_1} \sigma_x(y) \cdot y \cdot dy + \delta \int_0^{t_1} \tau_{xy}(y) \cdot dy + \int_0^{\delta} \sigma_y(x) \cdot x \cdot dx. \quad (6.5)$$

Adicionalmente, considerando la zona inferior ( $t - t_1$ ), se tienen las siguientes ecuaciones:

$$\sigma_m - \sigma_b = \sigma_m' + \sigma_b' \quad (6.6)$$

$$\sigma_m' = \frac{1}{t-t_1} \int_0^{t-t_1} \sigma_x(y) \cdot dy - \frac{1}{t-t_1} \int_0^{\delta} \tau_{yx}(x) \cdot dx. \quad (6.7)$$

La Ec.(6.6) impone la continuidad de la tensión estructural entre las dos zonas y la Ec.(6.7), al igual que la Ec.(6.5), impone el equilibrio de fuerzas en la dirección x. Al igual que en las ecuaciones (6.2) y (6.3) estas integrales pueden ser evaluadas usando una solución de elementos finitos en secciones transversales lejos de la discontinuidad geométrica.

### 6.3.3 Modelo sólido con distribución de tensiones no monótona a través del espesor.

En uniones de sección delgada y algunas otras configuraciones, pueden obtenerse distribuciones no monótonas a través del espesor como se muestra en la figura 6.3.3.1.

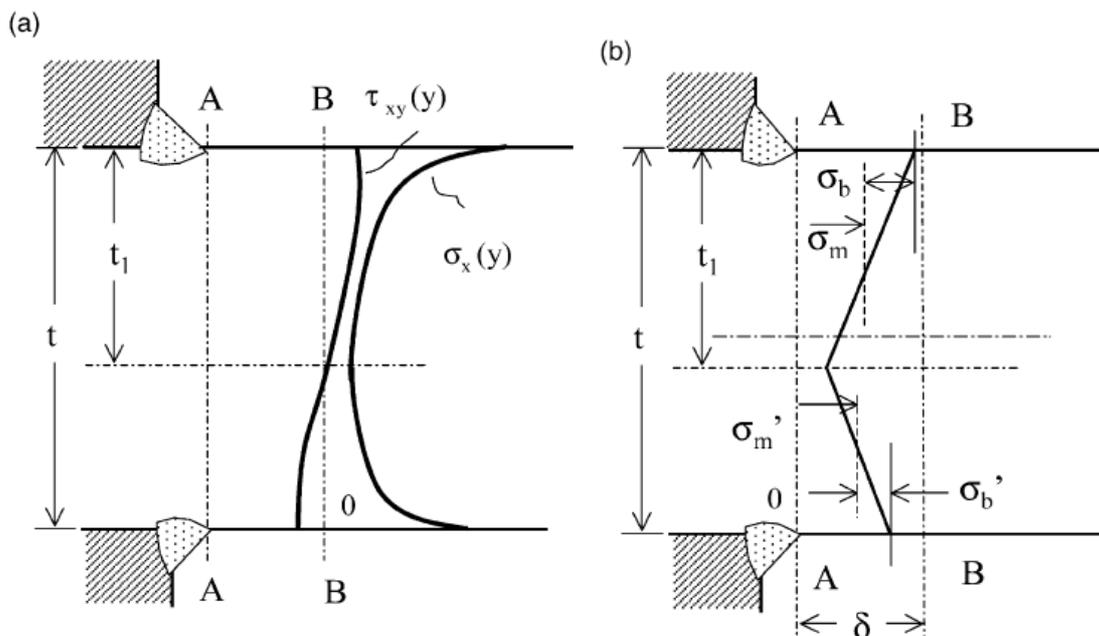


Fig 6.3.3.1.(a) Distribución de tensiones local y (b) Distribución de tensiones estructurales (Dong, 2001)

Puede determinarse entonces la profundidad  $t_1$  como la posición a la que la tensión tangencial transversal cambia de signo en la sección B-B (posición en la que  $\tau_{xy}(y)=0$ ). Imponiendo condiciones de equilibrio entre las secciones A-A y B-B, al igual que en la sección horizontal entre ellas en la posición  $t_1$ , de manera similar al caso b), las componentes de la tensión estructural  $\sigma_m$  y  $\sigma_b$  deberán satisfacer las ecuaciones (6.4) y (6.5), diferenciándose con el caso b) en la ecuación:

$$\sigma_m - \sigma_b = \sigma_m' - \sigma_b' \quad (6.8)$$

Existe un caso especial dentro de esta categoría que es el de uniones y cargas simétricas con respecto al eje longitudinal de la chapa como se muestra en la figura 6.3.3.2.

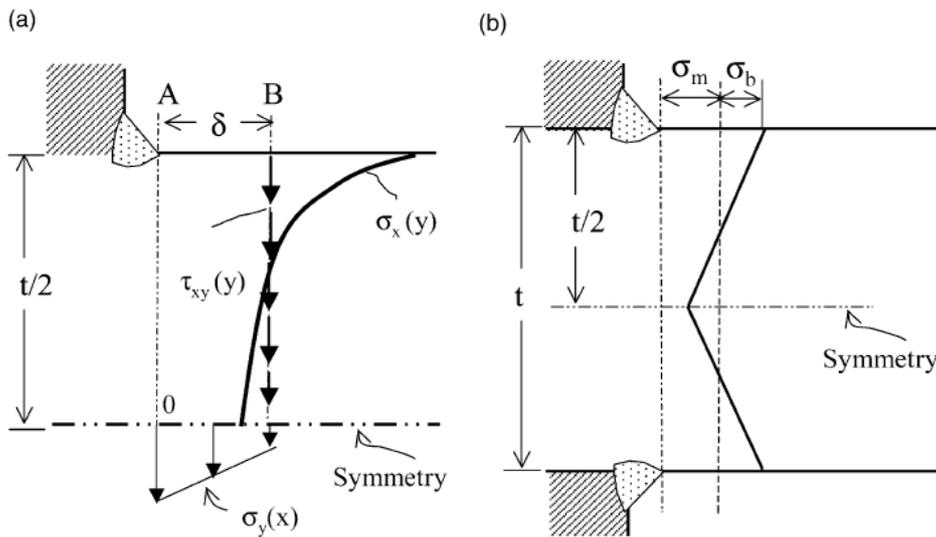


Fig 6.3.3.2. (a) Distribución de tensiones local simétrica y (b) Distribución de tensiones estructurales simétrica (Dong, 2001)

En estos casos, la tensión tangencial en la sección horizontal a lo largo del eje de simetría es nula como se ve en la figura 6.3.3.2(a). Las ecuaciones (6.4) y (6.5) pueden usarse para calcular las componentes de la tensión estructural con sólo sustituir  $t_1=t/2$  y  $\tau_{xy}=0$ .

### 6.3.4 Modelos de elementos de placa

Los principios básicos del cálculo de tensiones estructurales son los mismos para modelos de placa que para elementos sólidos. Se presentan a continuación dos métodos generales para su cálculo.

#### a) Usando tensiones y resultantes de tensiones

Como se muestra en la Fig.6.3.4.1, las tensiones y las diferentes magnitudes nodales de un modelo de elementos de placa se definen en un sistema de coordenadas global  $(x, y, z)$ . Dada la definición de las componentes de la tensión estructural en la ecuación (6.1), es conveniente usar un sistema de coordenadas local  $(x', y', z')$  para calcular la tensión estructural con respecto a la soldadura, con los ejes locales  $x'$  e  $y'$  perpendicular y paralelo respectivamente a la dirección del cordón de soldadura. Para

calcular las componentes de la tensión estructural en la sección A-A, se usarán tres componentes de las resultantes de tensiones en la sección B-B,  $f_{x'}$ ,  $f_{z'}$  y  $m_{y'}$ :

$$\sigma_s = \sigma_m + \sigma_b = \frac{f_{x'}}{t} + \frac{6(m_{y'} + \delta \cdot f_{z'})}{t^2}. \quad (6.9)$$

En lo anterior, se supone una formulación de elementos finitos con 6 grados de libertad en cada nodo, es decir, 6 componentes de fuerzas generalizadas en cada nodo (3 traslacionales y 3 rotacionales). Si se usan las tensiones en el sistema de coordenadas global ( $x, y, z$ ) deben trasladarse al sistema local antes de poder aplicar las ecuaciones (6.2) y (6.3) para el cálculo de la tensión estructural.

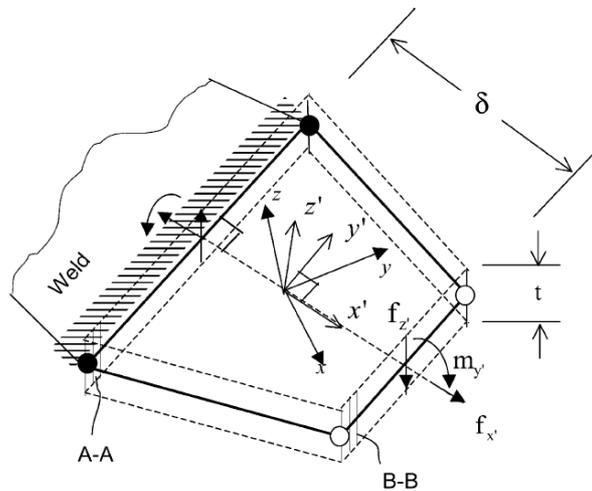


Fig. 6.3.4.1. Métodos para el cálculo de la tensión estructural para elementos de placa adyacentes a la soldadura

### b) Usando las fuerzas nodales

En algunos casos, no puede usarse la sección de referencia B-B de la Fig.6.3.4.1. Se da esta situación cuando las soldaduras están muy próximas unas a otras o la transferencia de carga en la soldadura de interés está muy localizada. Si se dispone de las fuerzas y los momentos en los elementos de la sección A-A a partir de una solución de elementos finitos, las condiciones de equilibrio dadas en la ecuación (6.9) se satisfacen automáticamente con la precisión de la solución de elementos finitos. A continuación se presenta un método general de cálculo de tensión estructural:

Con respecto al sistema de coordenadas global ( $x, y, z$ ), puede obtenerse la matriz de rigidez elemental  $\{K^e\}$  bien directamente de una solución de elementos finitos o bien siendo formulada aparte. Los desplazamientos nodales en un nodo de un elemento de referencia están descritos de la siguiente forma:

$$\{u\}_i^T = \{u_{xi}, u_{yi}, u_{zi}, \theta_{xi}, \theta_{yi}, \theta_{zi}\}$$

Capítulo 6: Cálculo de la tensión estructural de punto caliente según Dong

donde  $u_{xi}, u_{yi}, u_{zi}$  representan los tres desplazamientos y  $\theta_{xi}, \theta_{yi}, \theta_{zi}$  las rotaciones del nodo  $i$  en los ejes globales. El subíndice  $i$  tomaría los valores  $1, 2, \dots, n$  siendo  $n$  el número de nodos del elemento.

El vector de fuerzas nodales sería:

$$\{F^e\}_i^T = \{F_{xi}, F_{yi}, F_{zi}, M_{xi}, M_{yi}, M_{zi}, \dots\}, \quad i=1, 2, \dots, n \quad (6.10)$$

Puede obtenerse de:

$$\{F^e\} = \{K^e\} \{u\}$$

Las fuerzas nodales en el elemento en el sistema de coordenadas local pueden entonces calcularse como:

$$\{F^{e'}\} = \{T\} \{F^e\} \quad (6.11)$$

Donde la matriz  $\{T\}$  es la matriz de transformación de coordenadas.

Una vez se han obtenido las fuerzas nodales en las posiciones de los nodos a lo largo de la sección A-A de la Fig. 6.3.4.1, las fuerzas y momentos  $f_{x'}, f_{z'}$  y  $m_{y'}$  correspondientes pueden calcularse usando las funciones de forma apropiadas. Finalmente, la ecuación (6.9) en la sección A-A queda como:

$$\sigma_s = \sigma_m + \sigma_b = \frac{f_{x'}}{t} + \frac{6m_{y'}}{t^2} \quad (6.12)$$

Debe señalarse que en este caso los efectos de la tensión tangencial transversal en la ecuación (6.9) ya están tenidos en cuenta en la solución de elementos finitos.

### 6.3.5 Linealización de las tensiones a través del espesor en el borde de la soldadura

Al principio de este capítulo, se menciona que Radaj (1990) demostró que la tensión de punto caliente puede ser determinada también mediante linealización de las tensiones a través del espesor de chapa (Fig 6.3.5.1). Aunque fue desarrollado anteriormente en el tiempo, se incluye aquí este método ya que es equivalente al método desarrollado por Dong pero si consideramos la distancia entre planos  $\delta=0$ . Entonces nos queda:

$$\sigma_m = \frac{1}{t} \int_0^t \sigma_x(y) \cdot dy \quad (6.13)$$

$$\sigma_m \frac{t^2}{2} + \sigma_b \frac{t^2}{6} = \int_0^t \sigma_x(y) \cdot y \cdot dy \quad (6.14)$$

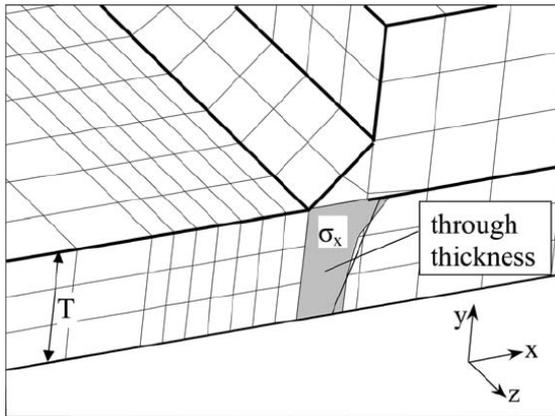


Fig 6.3.5.1 Linealización de las tensiones a través del espesor en el borde de la soldadura

Se observa que esta basado únicamente en las tensiones normales. La distribución de tensiones es no lineal pero puede obtenerse una distribución linealizada si primero se integra la distribución no lineal y luego se genera una linealizada que, al ser integrada, produce las mismas componentes de membrana y flexión. Este método puede usarse tanto en modelos sólidos como en modelos de placas.

Cuando se usa este método debe tenerse precaución en el promediado de las fuerzas nodales. Este es un problema que se presenta principalmente en modelos de malla gruesa donde no hay intención de capturar el pico no lineal de tensiones debido al efecto de entalla. Debido al promediado de las fuerzas nodales, las tensiones en el borde de la soldadura pueden verse disminuidas ya que en el cordón de soldadura las tensiones son menores. Los módulos de postproceso promedian entre la menor tensión que se tiene en el cordón de soldadura y la mayor que se tiene inmediatamente en frente del borde de la soldadura. Así, el valor de la tensión en el borde de la soldadura puede ser infravalorado y por eso en este método sólo debe hacerse uso de los elementos en frente del borde de la soldadura.

#### 6.4 Comparación entre modelos 2D y 3D

En estudios comparativos usando estructuras simples y complejas y varias distancias  $\delta$ , llevados a cabo por Doerk (2002) y Poutiainen (2004), se comprobó el grado de sensibilidad de la malla usando el método de Dong y los métodos de extrapolación lineal en la superficie recomendados en IIW.

Para modelos 2D queda suficientemente demostrada la insensibilidad de la tensión estructural calculada ante el tamaño de la malla usada en el modelo de elementos finitos (Figura 6.4.1) y ante la variación de la distancia  $\delta$ .

Capítulo 6: Cálculo de la tensión estructural de punto caliente según Dong

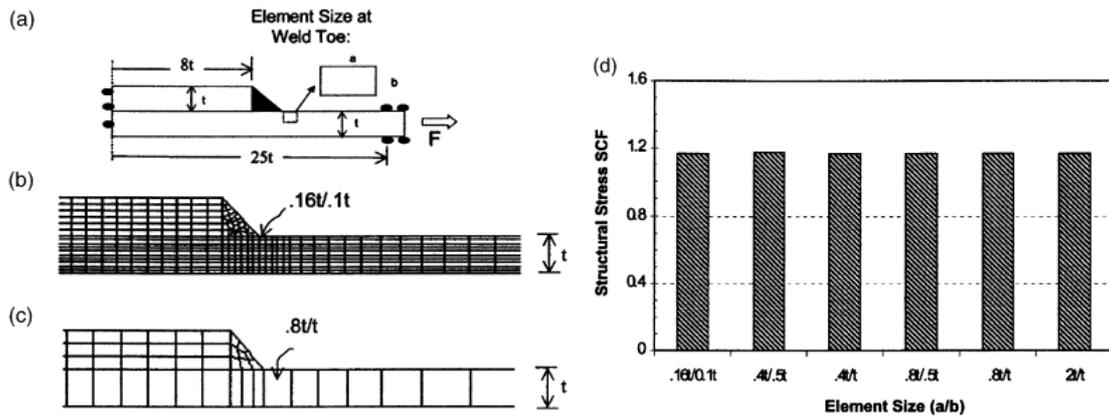


Fig. 6.4.1 Resultados obtenidos por Dong (2001)

En Dong (2001) se comprueba que si la distribución de tensiones en el espesor es monótona (caso (a)), la insensibilidad al tamaño de la malla se mantiene hasta mallas bastante gruesas (elementos de un tamaño múltiplo del espesor  $t$ ). Para distribuciones de tensión no monótonas en el espesor (casos (b) y (c)), existe un tamaño máximo del elemento (será  $t_1$  o  $t/2$  como máximo) para mantener esta insensibilidad de la malla según el tipo de unión, ya que un tamaño mayor no puede capturar la distribución de tensiones localizada.

Para modelos 3D el considerar sólo las tensiones tangenciales  $\tau_{xy}$  a través del espesor no es suficiente para garantizar el equilibrio de los elementos. Hay que tener en cuenta las componentes tangenciales  $\tau_{zy}$  y  $\tau_{zx}$  a lo largo de las caras laterales de los elementos.

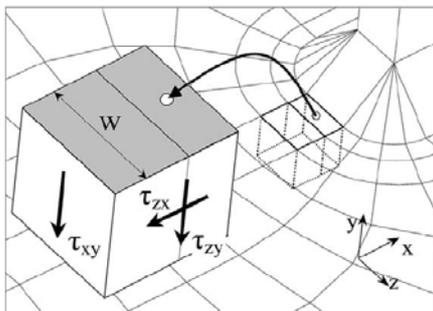


Fig 6.4.2. Componentes tangenciales (Poutiainen, 2004)

En Poutiainen (2004) se investiga el efecto de la distancia  $\delta$  sobre la tensión estructural calculada. Se demuestra que, si no se tienen en cuenta estas dos tensiones tangenciales en el equilibrio, la tensión estructural será menor al aumentar  $\delta$ . Sin embargo, si se tienen en cuenta, la influencia de las tensiones tangenciales  $\tau_{zy}$  y  $\tau_{zx}$  en la tensión estructural calculada aumenta, por lo que permanece aproximadamente constante con  $\delta$ .

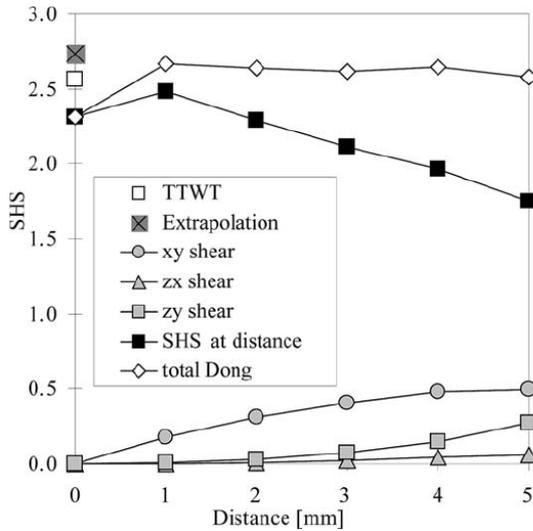


Fig 6.4.3. Resultados obtenidos por Poutiainen (2004) del efecto de  $\delta$  sobre la tensión estructural

Por tanto, tomando como referencia la figura 6.4.2, se deben modificar las ecuaciones (6.2) y (6.3) aportadas por Dong, obteniendo:

$$\sigma_m = \frac{1}{T} \left( \int_0^T \sigma_x(y) \cdot dy + \frac{2}{w} \int_0^T \int_0^\delta \tau_{zx}(x,y) \cdot dx dy \right) \quad (6.15)$$

$$\begin{aligned} \sigma_m \cdot \frac{T^2}{2} + \sigma_b \cdot \frac{T^2}{6} &= \int_0^T \sigma_x(y) \cdot y \cdot dy + \delta \int_0^T \tau_{xy}(y) \cdot dy \\ + \frac{2}{w} \int_0^T \int_0^\delta \tau_{zy}(x,y) \cdot x \cdot dx dy &+ \frac{T}{w} \int_0^T \int_0^\delta \tau_{zx}(x,y) \cdot dx dy \end{aligned} \quad (6.16)$$

Ecuaciones sólo válidas en el caso de un estado de tensiones constante en la dirección transversal (eje z).

### 6.5 Propiedades de la tensión estructural.

Es importante tener en cuenta que, al asegurar la insensibilidad con el tamaño de la malla, la tensión estructural debe servir como un parámetro de tensión intrínseco para una geometría y unas condiciones de contorno dadas.

El parámetro de tensión estructural, bajo un modo de transferencia de carga dado, está determinado únicamente por parámetros geométricos de la unión, tales como el tipo de unión, espesor de chapa y forma de la soldadura bajo un modo de transferencia de carga dado. Una vez se ha determinado de una forma insensible a la malla, este parámetro puede verse como un estado de tensión estructural equivalente con respecto a un hipotético crecimiento de grieta desde el borde de la soldadura. Por tanto, los efectos de la concentración de tensiones y del modo de carga están contenidos en este parámetro de tensión estructural. También debe señalarse que la tensión

tangencial transversal promediada (por ejemplo en la ecuación (6.3)) también debe ser vista como una componente del parámetro de tensión estructural.

## 6.6 Correlación entre las tensiones estructurales y las curvas S-N

En Dong (2001) se llevan a cabo los cálculos de tensión estructural para una serie de detalles soldados de los que se conocen sus curvas S-N. Se usan las mismas mallas de elementos finitos para evaluar las tensiones según los enfoques de tensiones nominales, de extrapolación superficial y de Dong. Las diferentes configuraciones soldadas se muestran en la figura 6.1.2 y los resultados se muestran en la figura 6.6.1.

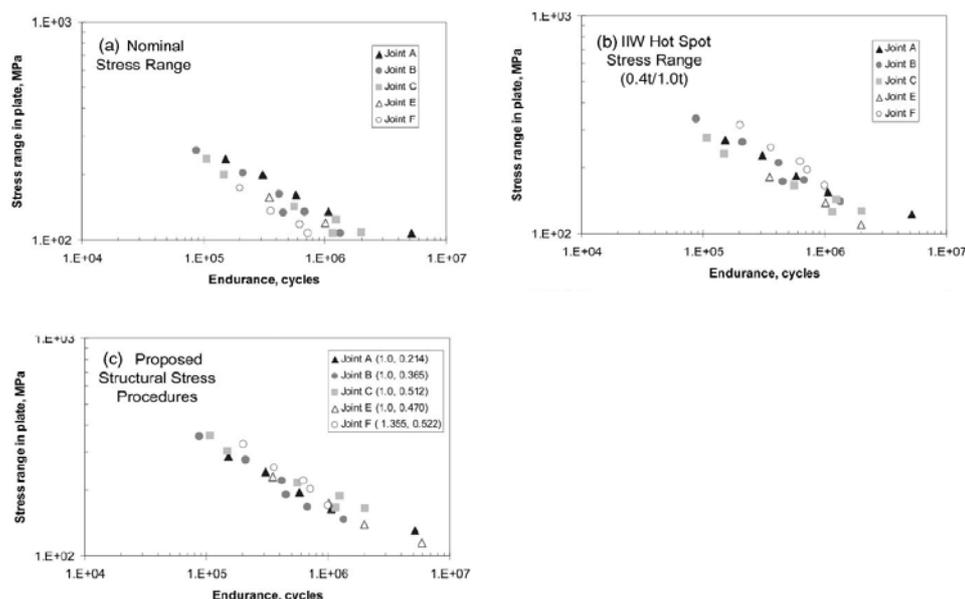


Fig 6.6.1 Comparación de los resultados obtenidos para las diferentes uniones según: (a) tensiones nominales; (b) Tensión de punto caliente según IIS (0.4t/1.0t); (c) Tensión estructural según Dong. (Dong, 2001)

Como se muestra en la figura 6.6.1 (a), el rango de tensiones nominales frente al número de ciclos muestra que cada tipo de unión retiene esencialmente su propia tendencia a los datos de curvas S-N como cabía esperar. La tensión de punto caliente obtenida por extrapolación en la Figura 6.6.1 (b) no proporciona ninguna mejora apreciable. Sólo cabe señalar que algunos de los puntos obtenidos, como aquellos para las uniones E y F con un valor de la tensión nominal menor de 100 MPa, tienen un valor mayor de la tensión estructural en las figuras 6.6.1 (b) y (c).

Como se discutió en 6.1, debido a la concentración de tensiones muy localizada que se tiene en todas las uniones excepto la F (todas las Tipo I), las tensiones de punto caliente obtenidas mediante extrapolación son prácticamente iguales a las tensiones nominales. Sin embargo, las obtenidas según el método de Dong (Fig. 6.6.1 (c)) proporcionan consolidación más efectiva de los datos conocidos de curvas S-N para las diferentes uniones estudiadas.

Los factores de concentración de tensiones basados en la tensión estructural (valores de  $\sigma_m$  y  $\sigma_b$  para una carga remota unidad) están detallados en la figura 6.6.1 (c). Los resultados sugieren que este parámetro de tensión estructural puede usarse para establecer la transferencia de los datos de curvas S-N entre diferentes tipos de uniones.

### 6.7 Efectos de las componentes de flexión y membrana.

Los efectos de estas componentes en el comportamiento S-N pueden ser deducidos de las consideraciones de la mecánica de la fractura ya que el factor de intensificación de tensiones proporciona una caracterización efectiva del crecimiento de grieta bajo condiciones elásticas lineales. El crecimiento de grieta puede relacionarse con el factor de intensificación de tensiones bajo la forma de la ley de Paris.

Bajo la interpretación de la mecánica de la fractura, una vez que una tensión estructural es válida para una unión, dada en términos de  $\sigma_m$  y  $\sigma_b$ , la geometría y los efectos de la carga se transforman (Fig. 6.7.1) en una geometría simple donde  $a$  representa una longitud de grieta y  $t_r$  es una longitud de referencia correspondiente a la longitud de grieta para el fallo. Para estas geometrías simples de grieta, los factores de intensificación de tensiones finales están disponibles en la bibliografía. Para el hipotético plano de grieta en la Fig. 6.7.1, las componentes de tensión estructural  $\sigma_m$  y  $\sigma_b$  actúa como una carga remota equivalente con respecto a la grieta creciendo de  $a=0$  hasta  $a=t_r$ .

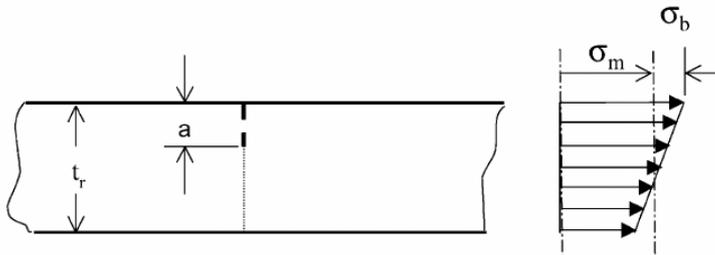


Fig 6.7.1. Interpretación de la tensión estructural como un parámetro de la propagación de grieta (Dong, 2001)

Por tanto, el  $K$  correspondiente para una unión soldada con  $\sigma_m$  y  $\sigma_b$  conocidos, puede ser construido usando soluciones existentes tales como las dadas en Tada (1985). Puede mostrarse que el rango del factor de intensificación de tensiones en Modo I para la geometría simple,  $\Delta K$ , puede expresarse como función de los rangos de las componentes de la tensión estructural  $\Delta\sigma_m$  y  $\Delta\sigma_b$  dados, usando superposición.

$$\Delta K = \Delta K_m + \Delta K_b = \sqrt{t_r} \left[ \Delta\sigma_m f_m \left( \frac{a}{t_r} \right) + \Delta\sigma_b f_b \left( \frac{a}{t_r} \right) \right] \quad (6.17)$$

Donde  $f_m$  y  $f_b$  son funciones adimensionales de  $a/t_r$  con la siguiente expresión:

$$f_m \left( \frac{a}{t_r} \right) = \left[ 0.752 + 2.02 \left( \frac{a}{t_r} \right) + 0.37 \left( 1 - \sin \frac{\pi a}{2t_r} \right)^3 \right] \frac{\sqrt{2 \tan \frac{\pi a}{2t_r}}}{\cos \frac{\pi a}{2t_r}} \quad (6.18)$$

$$f_b \left( \frac{a}{t_r} \right) = \left[ 0.923 + 0.199 \left( 1 - \sin \frac{\pi a}{2t_r} \right)^4 \right] \frac{\sqrt{2 \tan \frac{\pi a}{2t_r}}}{\cos \frac{\pi a}{2t_r}} \quad (6.19)$$

Para uniones no simétricas, el  $\Delta K$  resultante de estas ecuaciones es estrictamente válido, para uniones no simétricas el  $\Delta K$  calculada debe ser visto como una aproximación.

En un ensayo típico de uniones soldadas para la generación de una curva S-N, la información del tamaño de grieta ( $a/t_r$ ) generalmente no está disponible. Si consideramos ensayos que vayan de  $a=0$  hasta  $a=t_r$ , puede definirse un  $\Delta K$  promediado integrando desde  $a=0$  hasta  $a=t_r$  en las ecuaciones (6.18) y (6.19) de la manera siguiente:

$$\overline{\Delta K} = \sqrt{t_r} \int_{a/t_r=0}^{a/t_r=1} \left[ \Delta\sigma_m f_m \left( \frac{a}{t_r} \right) + \Delta\sigma_b f_b \left( \frac{a}{t_r} \right) \right] d \left( \frac{a}{t_r} \right)$$

Obteniéndose, para una combinación de  $\Delta\sigma_m$  y  $\Delta\sigma_b$  dada, la expresión simple:

$$\overline{\Delta K} = \sqrt{t_r} (33.17\Delta\sigma_m + 11.87\Delta\sigma_b) \quad (6.20)$$

Hay que señalar que la ecuación (6.20) es de carácter general, ya que las componentes de la tensión estructural contienen los efectos de la geometría y la carga para una unión soldada.

Si  $\overline{\Delta K}$  sirve como un parámetro efectivo de la propagación de grieta, se puede obtener una curva  $\overline{\Delta K}$ -N en escala logarítmica sin importar las magnitudes relativas de las componentes de membrana y flexión. Sin embargo, en una curva S-N, si  $\Delta\sigma_m$  y  $\Delta\sigma_b$  son significativamente diferentes a las de la Fig.6.6.1(c), se anticipa un cambio de pendiente ya que la Ec (6.1) proporciona sólo una medida del pico de tensión estructural en la superficie con un peso igual de las dos componentes. Para justificar estas afirmaciones, Dong (2001), usando las Ecs (6.1) y (6.20) obtiene los siguientes resultados para una misma unión en los casos bajo carga de flexión (G) y de tensión horizontal (G'), obteniendo los siguientes resultados:

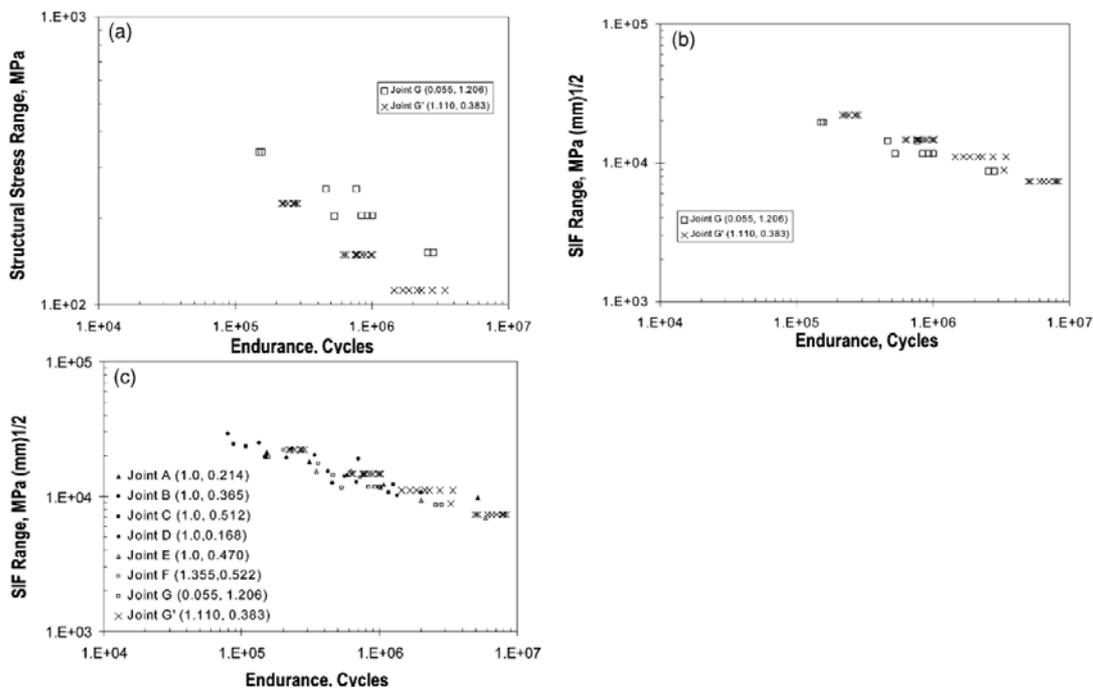


Fig. 6.7.2 Efectos de las componentes de flexión y de membrana en la pendiente de la curva S-N: (a) rango de tensiones estructurales; (b) rango del factor de intensificación de tensiones; (c) rango del factor de intensificación de tensiones para uniones de A a G'. (Dong, 2001)

Se observa en la Fig. 6.7.2 (a), si se usa el rango de tensiones estructurales, cómo aparecen dos bandas perfectamente diferenciadas y si se usa la Ec.(6.20), la Fig. 6.7.2(b) muestra cómo ambos casos de carga totalmente diferentes quedan recogidos en la misma banda. La Fig.6.7.2(c) recoge los rangos del factor de intensificación de tensiones frente a N para todas las uniones estudiadas por Dong (2001). Todos estos resultados sugieren que pueden ser recogidos en una única banda incluso aunque los casos de carga y las uniones sean completamente distintos. La ecuación (6.20) se ha usado al calcular los rangos de los factores de intensificación de tensiones estructurales para cada tipo de unión una vez se han obtenido las tensiones estructurales de forma insensible a la malla para cada tipo de unión y modo de carga. Esto también puede verse cómo una validación del proceso de transformación basado en la tensión estructural mostrado en la Fig. 6.7.1 y su uso potencial para aplicaciones generales.