

7. Evaluación de la tensión estructural según Xiao y Yamada

7.1 Introducción

Se trata de un método basado en el cálculo del valor de la tensión estructural a 1 mm por debajo de la superficie en la dirección correspondiente al camino esperado de crecimiento de grieta (a ésta tensión se la llamará ‘tensión a 1mm’). Este camino de crecimiento de grieta se supone que será en dirección perpendicular a la superficie, a través del espesor de la chapa base e iniciándose en el borde de la soldadura. En este enfoque se obtiene una relación entre la tensión estructural calculada 1 mm bajo la superficie sobre el camino esperado de grieta y la vida a fatiga.

Como ya se ha comentado en capítulos anteriores, la distribución de tensiones total a lo largo del camino esperado de la grieta es considerada como la suma de la tensión geométrica causada por el cambio de geometría estructural y el pico no lineal de tensiones local producido por el borde de la soldadura. Para la aplicación de este método propuesto por Xiao y Yamada (2004), la distribución de tensiones correspondiente a éste pico no lineal de tensiones en el detalle soldado bajo estudio se considerará equivalente a la distribución de tensiones total en un detalle soldado de referencia.

Como detalle soldado de referencia se toma una unión en cruz, con soldaduras no transmisoras de carga y de 10 mm de espesor de chapa. Xiao y Yamada (2004) demuestran que la tensión a 1mm en el detalle de referencia es aproximadamente igual a la tensión nominal σ_n , por tanto, la tensión estructural a 1mm en el detalle bajo estudio, caracterizada por su correspondiente factor de concentración de tensiones K_s , puede tomarse directamente como parámetro que expresa la vida o resistencia a fatiga.

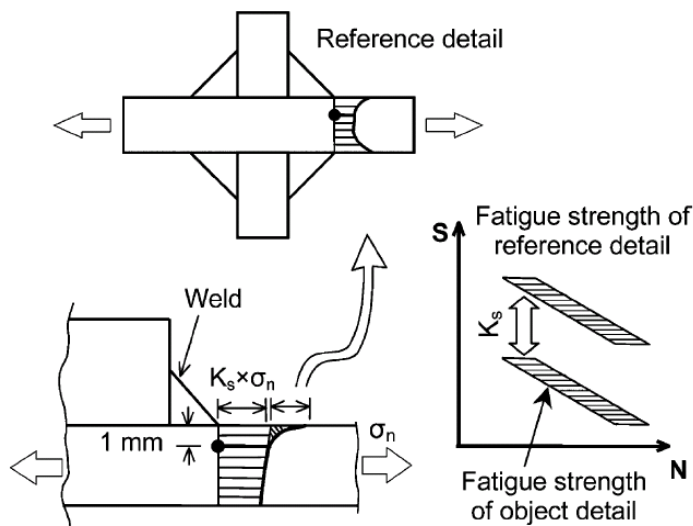


Fig 7.1.1. Unión soldada de referencia y representación esquemática del método propuesto (Xiao-Yamada, 2004)

Asumiendo una longitud de grieta inicial pequeña de 0.1 mm, Xiao y Yamada demuestran que puede establecerse una correlación entre la propagación de grieta en un detalle soldado bajo estudio y la propagación de grieta en el detalle soldado de

referencia mediante una tensión geométrica equivalente que está muy próxima a la tensión a 1mm bajo la superficie en la dirección esperada de propagación de grieta.

7.2 Concentración de tensiones en la región del borde de la soldadura

Los resultados obtenidos por Xiao y Yamada mediante elementos finitos (Fig 7.2.1) de malla fina, muestran que la tensión total en el borde de la soldadura decrece mucho más rápidamente a lo largo del espesor que a lo largo de la superficie, desapareciendo el incremento de tensión debido a ésta a unas distancia aproximadas de 2.5 mm en la superficie y de 1 mm en el espesor, sin importar la forma local del borde de la soldadura ya que se modela con diferentes ángulos (θ) y radios (ρ) del borde de la soldadura.

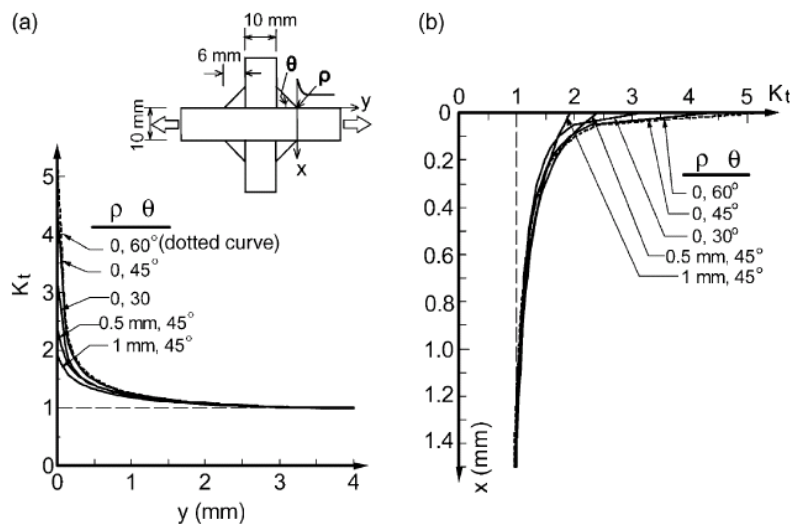


Fig. 7.2.1. Distribución de tensiones en la región del borde de la soldadura: (a) a lo largo de la superficie; (b) a través del espesor (Xiao-Yamada, 2004)

Es sabido que la tensión obtenida en el borde de la soldadura mediante un AEF, depende mucho del refinado de la malla en esa región. Aunque, como puede verse a continuación en la Fig.7.2.2, la tensión a 1 mm se ve menos afectada por el tamaño de la malla, para la aplicación de este método se requiere una malla que proporcione la tensión a 1mm con suficiente precisión por lo que el tamaño de los elementos no debe ser superior a 1 mm.

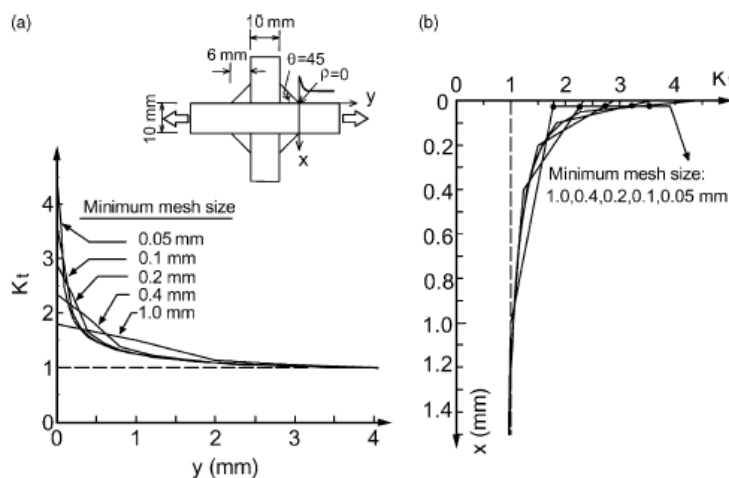


Fig. 7.2.2. Tensiones calculadas con diferentes tamaños de malla: (a) a lo largo de la superficie; (b) a través del espesor (Xiao-Yamada, 2004)

7.3 Tensión geométrica a lo largo del camino esperado de grieta.

La concentración de tensiones total en el borde de la soldadura (K_t), definida como la tensión normal en la dirección longitudinal σ_y normalizada con la tensión nominal (σ_y / σ_n), está compuesta por la concentración de tensiones debida al perfil de la soldadura (K_w) y por la concentración de tensiones debida al cambio de geometría estructural (K_s). Esto puede expresarse mediante la ecuación (7.1):

$$K_t = K_w \cdot K_s \quad (7.1)$$

En otros puntos a lo largo del camino de grieta esperado, si la coordenada x representa la distancia al borde de la soldadura, existe una relación similar:

$$K_t(x) = K_w(x) \cdot K_s(x) \quad (7.2)$$

El pico no lineal de tensión debido al borde de la soldadura en el detalle bajo estudio, expresado mediante su correspondiente factor de concentración de tensiones $K_w(x)$, el cual se desconoce, es comparable a la tensión total en la unión en cruz tomada de referencia, de la cual conocemos su distribución de tensiones y por tanto, su factor de concentración de tensiones total, $K_{t,ref}(x)$.

$$K_w(x) \approx K_{t,ref}(x) \quad (7.3)$$

Cabe señalar que, al haber realizado AEF sobre el detalle de referencia con diversos ángulos (θ) y radios (ρ) del borde de la soldadura, debe escogerse para el análisis descrito la $K_{t,ref}(x)$ correspondiente a la distribución de tensiones obtenida para los mismos parámetros θ y ρ que el detalle bajo estudio.

Como se muestra en siguiente ejemplo extraído de Xiao y Yamada (Fig.7.3.1.), a partir de las ecuaciones (7.2) y (7.3), la tensión geométrica a lo largo del camino de grieta esperado puede expresarse aproximadamente como:

$$K_s(x) = \frac{K_t(x)}{K_{t,ref}(x)} \quad (7.4)$$

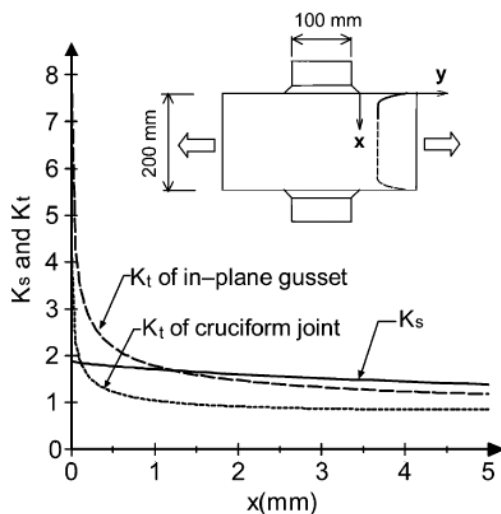


Fig.7.3.1 (Xiao-Yamada, 2004)

Puede observarse que la tensión geométrica sigue una distribución aproximadamente lineal a lo largo del espesor y que el gradiente de tensión es pequeño.

7.4 Correlación de la vida a fatiga con teorías de la mecánica de la fractura elástica lineal.

La concentración de tensiones que se produce en la región del borde de la soldadura es la responsable de la iniciación y propagación de la grieta, pero es la tensión geométrica la que influye en la diferencia de vidas a fatiga entre la unión soldada bajo estudio y la unión en cruz de referencia.

La vida a fatiga de uniones soldadas está dominada por la propagación a fatiga de grietas y la razón de propagación satisface la ecuación diferencial de la Ley de Paris, en la cual, la razón de propagación se expresa como función del rango del factor de intensificación de tensiones, ΔK , de la siguiente forma:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (7.5)$$

Donde a es el tamaño de grieta, N el número de ciclos y C y m son constantes del material. El cálculo de K para una grieta en uniones soldadas generalmente está basado en los factores de intensificación de tensiones obtenidos para grietas idealizadas en un cuerpo infinito. Estos factores de intensificación de tensiones teóricos se modifican con factores de corrección que tienen en cuenta las geometrías reales de la grieta y de la unión soldada además de la distribución de tensiones a lo largo del camino de grieta esperado. En Albrecht y Yamada (1977) se propone un método práctico para evaluar el efecto de tensiones de apertura no uniformes sobre el camino de grieta esperado usando un factor de corrección geométrica (F_g).

De acuerdo con Albrecht y Yamada (1977), si sólo se considera el efecto de F_g , el rango de FIT en el fondo de grieta puede expresarse como:

$$\Delta K = F_g \cdot \Delta\sigma_n \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (7.6)$$

donde $\Delta\sigma_n$ es el rango de la tensión nominal remota. Según las ecuaciones (7.5) y (7.6), la vida de propagación a fatiga N_p puede ser calculada mediante la siguiente integral:

$$N_p = \int_{a_i}^{a_f} \frac{dx}{C \cdot [F_g(x) \cdot \Delta\sigma_n \sqrt{\pi \cdot x}]^m} \quad (7.7)$$

donde a_i y a_f son las longitudes de grieta inicial y final. Mediante desarrollos matemáticos (detallados en Xiao y Yamada (2004)) usando las ecuaciones anteriores y siendo ω un punto del intervalo $0 < \omega < a_f$, puede llegarse a:

$$N_p = \frac{1}{[K_s(\omega)]^m} \cdot N_{pr} \quad (0 < \omega < a_f) \quad (7.8)$$

Con la ecuación (7.8) se establece una correlación de la vida de propagación de grieta entre el detalle bajo estudio y el detalle de referencia usando la tensión geométrica en un cierto punto del camino de grieta, $K_s(\omega)$, llamada en este caso tensión geométrica equivalente. Hay que tener en cuenta que los dos detalles tendrán longitudes de camino de grieta diferentes y la ecuación (7.8) no debe aplicarse sobre todo el camino de grieta. Sin embargo, debido a la irregular razón de propagación de grieta, la pequeña longitud inicial de grieta consume la mayoría de la vida a fatiga y la correlación puede usarse con una precisión satisfactoria.

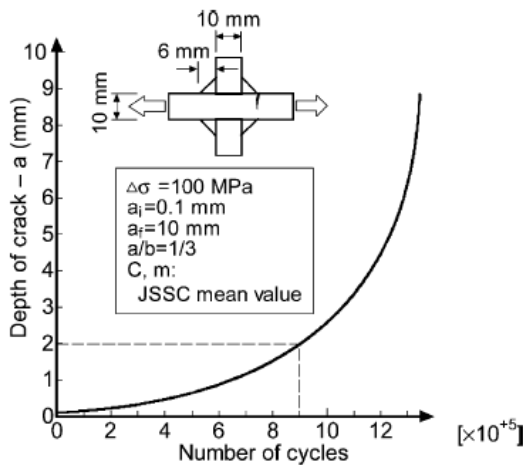


Fig. 7.4.1 Propagación de grietas a fatiga en uniones en cruz (Xiao-Yamada 2004)

A partir de los cálculos llevados a cabo por Xiao y Yamada (2004) para varios rangos de tensiones, obtuvieron $\omega=1.3$ mm. Observando el gradiente de tensiones estructurales plano de la Fig.7.3.1, se puede afirmar que la tensión geométrica a 1 mm sobre el camino de grieta esperado está en correlación con la vida de propagación a fatiga.

Una vez establecido esto, el cálculo de la vida de propagación a fatiga puede ser simplificado. El FCT del detalle de referencia a 1 mm sobre el camino de grieta esperado está muy próximo a 1 (ver Fig.7.2.1), por tanto no es necesaria la aplicación de la ecuación (7.4) y la tensión a 1 mm sobre el camino de grieta esperado puede tomarse directamente como la tensión geométrica para la correlación de la vida a fatiga.

En la Fig.7.4.2 se esquematiza el proceso, expresándose gráficamente en la Fig.7.4.1 c) la ecuación (7.8) con $\omega= 1$ mm

$$N_p = \frac{1}{K_s(1mm)} \cdot N_{pr}$$

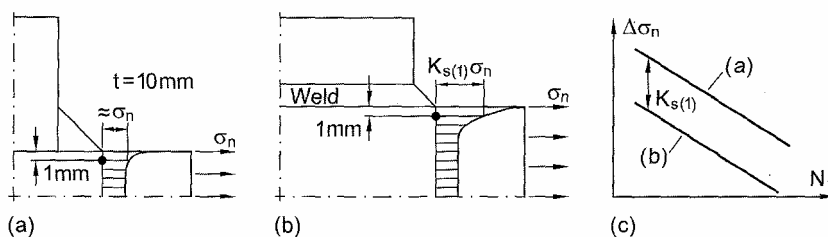


Fig 7.4.2 Unión soldada de referencia y representación esquemática del método propuesto; (a) detalle de referencia, (b) detalle bajo estudio, (c) correspondencia entre curvas S-N. (Xiao-Yamada, 2004)

7.5 Conclusiones

Para validar este método, en Xiao y Yamada se obtienen los siguientes resultados de los AEF realizados sobre modelos de los detalles soldados mostrados a continuación (Fig.7.5.1) y se comparan con los métodos ya conocidos de extrapolación superficial y Dong (Fig 7.5.2).

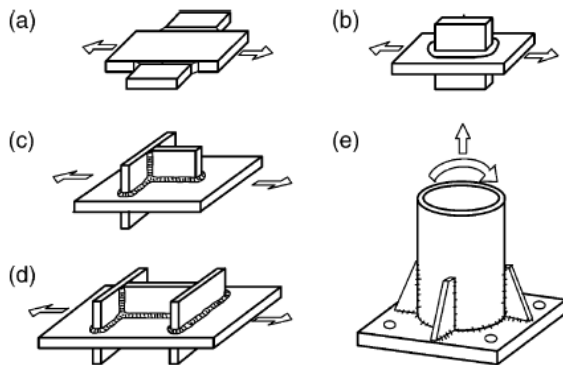


Fig.7.5.1 Diferentes geometrías soldadas estudiadas por Xiao y Yamada (2004)

Test specimens	1 mm stress	HSS (0.4t, 1.0t)	Dong's structural stress (σ_m, σ_b)	Degree of bending
<i>In-plane gussets</i>				
L-W (mm) ^a		Not applicable		
50-200	1.517	(1.032) ^b	1.644 (1.197, 0.447)	0.272
100-200	1.793	(1.845) ^b	1.951 (1.354, 0.598)	0.306
200-200	2.164	(2.182) ^b	2.364 (1.573, 0.792)	0.335
100-70	1.709	(1.745) ^b	1.307 (1.000, 0.307)	0.235
100-100	1.776	(1.820) ^b	1.248 (1.000, 0.248)	0.199
<i>Out-of-plane gussets</i>				
L-W-T (mm) ^a				
100-60-10	1.312	1.277	1.736 (1.294, 0.442)	0.255
100-80-10	1.369	1.330	1.811 (1.349, 0.462)	0.255
200-200-9	1.610	1.546	2.126 (1.578, 0.548)	0.258
110-150-12	1.364	1.252	1.747 (1.284, 0.463)	0.265
<i>T- and H-attachments</i>				
TN50	1.358	1.336	1.797 (1.343, 0.455)	0.253
TN100	1.507	1.460	1.993 (1.482, 0.511)	0.256
TN200	1.663	1.585	2.195 (1.628, 0.567)	0.258
TS100	1.423	1.389	1.883 (1.404, 0.480)	0.255
TS200	1.625	1.554	2.145 (1.592, 0.553)	0.258
HN200	1.380	1.331	1.823 (1.365, 0.457)	0.251
HS200	1.431	1.388	1.899 (1.408, 0.491)	0.259
<i>Post structures</i>				
Yamada 1 (22 mm base plate)	1.946	3.182	3.108 (1.334, 1.774)	0.571
Yamada 2 (12 mm base plate)	2.343	3.998	3.913 (1.435, 2.478)	0.633
Nippon Steel 1 (4.5 mm wall)	2.097	4.557	3.527 (1.407, 2.120)	0.601
Nippon Steel 2 (6 mm wall)	2.310	4.586	3.460 (1.381, 2.079)	0.601

Fig.7.5.2 Resultados numéricos obtenidos por Xiao y Yamada (2004)

Puede observarse que la tensión calculada a 1mm coincide con la TPC obtenida mediante los otros métodos en la mayoría de los casos.

Según los resultados obtenidos por Xiao y Yamada, se comprueba que este método no debe aplicarse a los casos en los que las tensiones de flexión (σ_b) son dominantes con respecto a las de membrana (σ_m), especialmente cuando el espesor de la chapa base es pequeño (del orden de 10 mm y menores). En éstos casos, el gradientes de K_s puede ser relativamente grandes, y la tensión geométrica equivalente para la correlación de la vida de propagación a fatiga ($K_s(\omega)$ en la ecuación (7.8)) puede diferir significativamente de la tensión a 1 mm bajo el borde de la soldadura.

Por otro lado, como se explica en 7.2, el tamaño de los elementos de la malla en la región del borde de la soldadura no debe ser superior a 1 mm con objeto de que el AEF proporcione la tensión a 1mm con suficiente precisión.

Capítulo 7: Evaluación de la tensión estructural según Xiao y Yamada

Al comparar éste método con la extrapolación superficial, se observa la ventaja adicional de que éste es capaz de poner de manifiesto los efectos de tamaño de la soldadura y espesor de chapa observados en la fatiga de uniones soldadas. La aplicabilidad de este método a otros tipos de uniones, modos de carga y caminos de grieta aparte de los estudiados por los propios Xiao y Yamada, esta aún poco investigada.