

INFLUENCIA DEL SOCAVADO LATERAL EN UNIONES SOLDADAS
MÁRQUEZ A.¹, CASSANELLI¹ A., LOMBERA¹ G., DE VEDIA^{1,2} L.A.

¹ GRUPO DE INGENIERÍA ASISTIDA POR COMPUTADORA, Dpto. de Mecánica,
Facultad de Ingeniería, UNMdP, Mar del Plata, Argentina.

² Instituto de Tecnología Prof. Jorge A. Sábato (UNSAM-CNEA), CIC,
Buenos Aires, Argentina.

RESUMEN

Las discontinuidades geométricas en uniones soldadas disminuye la resistencia a la fatiga de las mismas. El talón de soldadura o la raíz es el asiento de las discontinuidades que son los factores que limitan la vida a la fatiga de uniones soldadas solicitadas transversalmente. En el presente trabajo se estudia la influencia de los parámetros geométricos determinados por el defecto de socavado lateral en cordones de soldadura a partir de la utilización del denominado "enfoque local". Este se basa en el concepto de que la resistencia a la fatiga en uniones soldadas está esencialmente determinada por las tensiones y deformaciones actuantes localmente en los "puntos calientes" ("hot spot"), localizados en las discontinuidades geométricas de la unión. Se utiliza un modelo numérico elasto-plástico en elementos finitos, en el que se analiza la influencia de los distintos parámetros geométricos en la determinación de K_t . Se realiza un análisis comparativo con soluciones elásticas obtenidas en trabajos anteriores del grupo. El presente trabajo es parte de un proyecto I&D cuyo objetivo es la obtención de expresiones de cálculo a partir del modelado mediante elementos finitos de los valores que adopta el parámetro geométrico K_t en componentes soldados de aluminio.

Palabras claves

Diseño, soldadura, aluminio, enfoque local

INTRODUCCIÓN

En presencia de cargas fluctuantes, en el vértice de discontinuidades geométricas mas o menos agudas se produce un fenómeno de deformación elasto-plástica cíclica a partir de la cual se produce la iniciación de la fisura por fatiga.

La naturaleza esencialmente multiparamétrica del fenómeno de fatiga, en el que la influencia de los distintos parámetros no puede en general considerarse de manera aislada, constituye la razón de la gran dispersión que generalmente acompaña a los resultados experimentales relacionados con este fenómeno.

La influencia que las discontinuidades geométricas tienen sobre la resistencia a la fatiga de las uniones soldadas sobre su comportamiento en servicio bajo régimen de cargas variables es un hecho ampliamente reconocido^{i,ii,iii,iv,v}. En tal sentido, el talón de la soldadura, sea esta a tope o a filete, es el asiento de las discontinuidades que en general son los factores limitantes de la vida a la fatiga de uniones soldadas solicitadas transversalmente al cordón de soldadura^{vi,vii,viii,ix,x}.

La manera habitual de encarar el diseño de uniones soldadas con una vida a la fatiga compatible con los requerimientos particulares del diseño que se trate, es a través del empleo de las denominadas "curvas de diseño" S-N, (donde S es la amplitud de tensiones resultante de las cargas externas aplicadas y N el número de ciclos a amplitud de tensiones constante que conduce a la falla) incorporadas a los códigos de construcción o a otros documentos aplicables^{xii,xiii,xiv}.

Tal metodología posee por un lado el inconveniente que es necesario construir una curva de diseño particular para cada diseño de detalle de unión soldada, y desde el punto de vista del usuario de las curvas, resulta muchas veces dificultoso establecer con precisión cuál de aquellas es la que mejor se corresponde con el diseño de detalle particular que se esté considerando.

Una forma racional de encarar el problema de diseño a la fatiga de uniones soldadas puede sustentarse en la consideración del hecho que para cualquier unión soldada sujeta a cargas

cíclicas, los puntos críticos a partir de los cuales las fisuras por fatiga son generadas, están usualmente localizados en el talón de la soldadura o en la raíz, razón por la cual estos puntos han sido bautizados comúnmente como "puntos calientes" ("hot spots"). El denominado "enfoque local" se basa en el concepto que la resistencia a la fatiga de una unión soldada está esencialmente determinada por las tensiones y deformaciones actuantes localmente en el "punto caliente", es decir en la discontinuidad geométrica que constituye el concentrador de tensiones más eficaz que contenga la unión (para la dirección de las cargas actuantes)

$$K_t = \sqrt{K_\sigma K_\epsilon} \quad (1)$$

Para los fines del diseño, es conveniente en general relacionar los campos en el vértice del concentrador con las cargas remotas aplicadas a través de aproximaciones ingenieriles. En este sentido, debe tenerse en cuenta que los factores de concentración de tensiones K_σ y de deformaciones K_ϵ son iguales a K_t sólo en el rango elástico, pero dejan de coincidir en cuanto el material entra en fluencia. Una relación muy empleada que vincula estos factores en el rango elasto-plástico, es la de Neuber^{3v}

La situación considerada está representada en la Fig. 1, donde $\Delta\sigma^\infty$ y $\Delta\epsilon^\infty$ son respectivamente las amplitudes de tensión y deformación remotas. Siendo

$$K_\sigma = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma^\infty} \quad y \quad K_\epsilon = \frac{\Delta\epsilon}{\Delta\epsilon^\infty} \quad (2)$$

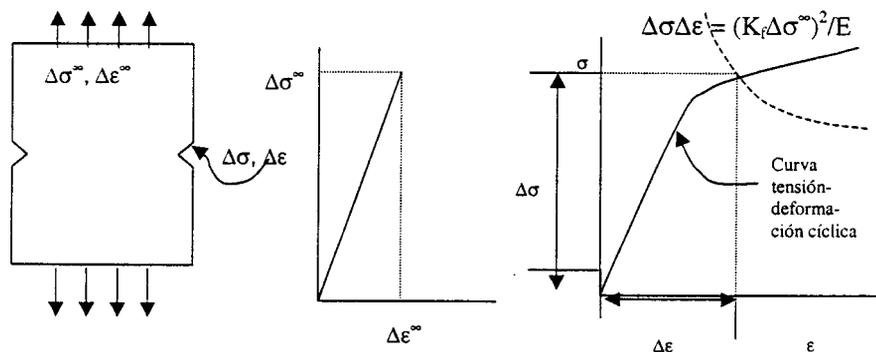


Fig. 1

Por lo tanto de acuerdo a las ecuaciones 1 y 2

$$K_t \approx K_f = \left(\frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma^\infty} \frac{\Delta\epsilon}{\Delta\epsilon^\infty} \right)^{\frac{1}{2}} = \left(\frac{\Delta\sigma \Delta\epsilon E}{\Delta\sigma^\infty \Delta\epsilon^\infty E} \right)^{\frac{1}{2}}$$

Los modelos predictivos de vida a la fatiga empleando el concepto de deformación local hacen uso de modificaciones de la relación (1) para el caso de comportamiento cíclico introduciendo el factor efectivo de entalla a la fatiga K_f^{cvi}

En los campos remotos dentro del periodo elástico se cumple

$$\Delta\sigma^\infty = \Delta\epsilon^\infty E \quad y \quad K_f \Delta\sigma^\infty = (\Delta\sigma \Delta\epsilon E)^{\frac{1}{2}}$$

Por lo que

$$(K_f \Delta \sigma^n)^{1/2} / E = \Delta \sigma \Delta \varepsilon = \text{const} .$$

Lo que constituye la hipérbola equilátera graficada en la figura 1. La intersección de ésta con la curva tensión deformación cíclica permite obtener tanto la deformación como la tensión en el concentrador. Estos valores pueden ser utilizados para determinar la vida a la fatiga del elemento utilizando la curva S-N del material.

MODELADO NUMÉRICO

Si bien la geometría del cordón generado por los procesos de soldadura configuran un perfil irregular, se puede aproximar el mismo mediante un perfil simplificado, que contenga los elementos mas significativos de la discontinuidad. Fig.2 Estos son: La altura del cordón de soldadura, el espesor de la chapa base, el radio del fondo del socavado y el ángulo de los laterales del socavado.

Nomenclatura

Altura del cordón de soldadura	A
Espesor de la chapa base	2T
Profundidad del socavado	H
Radio del fondo del socavado	R
Angulo de los laterales del socavado	τ

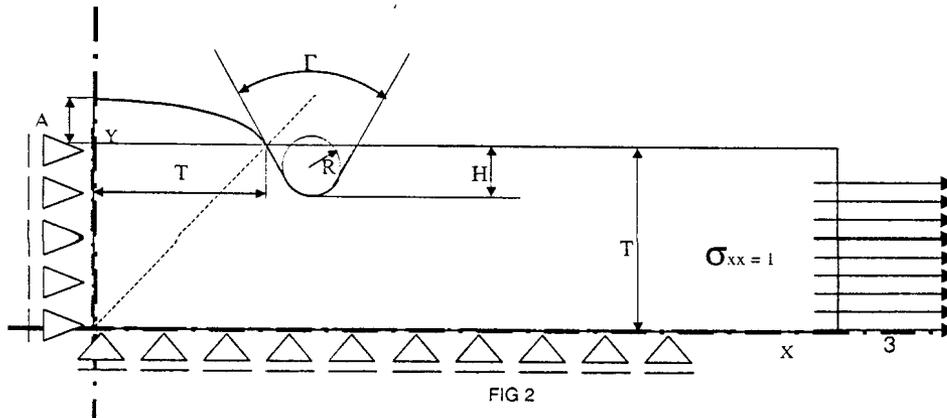
Condiciones de contorno y rango de variación de los parámetros

Se consideró un perfil de soldadura a tope con simetría horizontal y vertical, solicitado con tensión uniforme (Fig. 2)

Para generar una base de datos suficientemente amplia, dentro de los valores de ocurrencia mas frecuente, para los procesos de soldadura TIG, MIG o con electrodo revestido, se adoptaron los siguientes números adimensionales y rango de variación:

DESCRIPCION	NUMERO	RANGO	VARIACION
Altura especifica del cordón	A/T	0.1.. 0.5	0.1
Profundidad especifica del socavado	H/T	0.5..0.15	0.5
Agudeza del socavado	R/H	0.05..2	GEOM 2.5

El parámetro τ se consideró igual a 60° en todos los modelos, ya que su influencia sobre el valor del K_t es poco significativa para valores menores de 120°, por la misma razón, el ancho del cordón de soldadura se adopto igual al espesor de la chapa.



RESOLUCIÓN

La combinación de los valores adoptados dentro de su rango de variación generaron 75 modelos que se muestran en la tabla 1

Los modelos se generaron utilizando SUPERDRAW de ALGOR, a partir de los valores de los parámetros indicados de la cuadrícula, teniendo en cuenta un valor inicial y constante de $R=1$ (adimensional) para todos los modelos.

Se utilizó un modelo no lineal, con endurecimiento isotrópico de Von Mises, con un crecimiento monótono de la carga remota aplicada hasta alcanzar el valor de fluencia con coeficientes de seguridad de 0,25 y 0,50.

De la base de datos así obtenida se calcularon los valores de: $K_{\sigma max}$ (concentrador de deformaciones principales máximas) $K_{\epsilon max}$ (concentrador de tensiones principales máximas) $K_{\epsilon vm}$ (concentrador de deformaciones equivalentes de VM) $K_{\sigma vm}$ (concentrador de tensiones equivalentes de VM) como relación entre los valores máximos obtenidos en el concentrador y los valores remotos correspondientes

Utilizando la Ec. (1) se calculan los valores de K_f , adimensionales y para coeficiente de seguridad $v = 0.25$ siendo v la relación entera el valor remoto de las tensiones en el modelo y el límite elástico del material, parámetros.

$$v = (\sigma_{rem} / \sigma_{fluencia})$$

Valores de $K_{\sigma max}$, $K_{\epsilon max}$ y K_f para los modelos F1, H1, J1 se muestran en el Gráfico 1

En el Gráfico 2 se grafican simultáneamente valores de K_{fmax} y K_{fvm} en función del parámetro R/H para los mismos modelos En dicho gráfico se ha superpuesto también los valores del Concentrador Elástico xvii,

R/H	H/T	Valores de H para R=1	Valores de T para R=1	A/T				
				0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
0.05	0.05	20.00	400.00	A1	A2	A3	A4	A5
0.13		8.00	160.00	B1	B2	B3	B4	B5
0.30		3.33	66.67	C1	C2	C3	C4	C5
0.75		1.33	26.67	D1	D2	D3	D4	D5
2.00		0.50	10.00	E1	E2	E3	E4	E5
0.05	0.10	20.00	200.00	F1	F2	F3	F4	F5
0.13		8.00	80.00	G1	G2	G3	G4	G5
0.30		3.33	33.33	H1	H2	H3	H4	H5
0.75		1.33	13.33	I1	I2	I3	I4	I5
2.00		0.50	5.00	J1	J2	J3	J4	J5
0.05	0.15	20.00	133.33	K1	K2	K3	K4	K5
0.13		8.00	53.33	L1	L2	L3	L4	L5
0.30		3.33	22.22	M1	M2	M3	M4	M5
0.75		1.33	8.89	N1	N2	N3	N4	N5
2.00		0.50	3.33	O1	O2	O3	O4	O5

TABLA 1

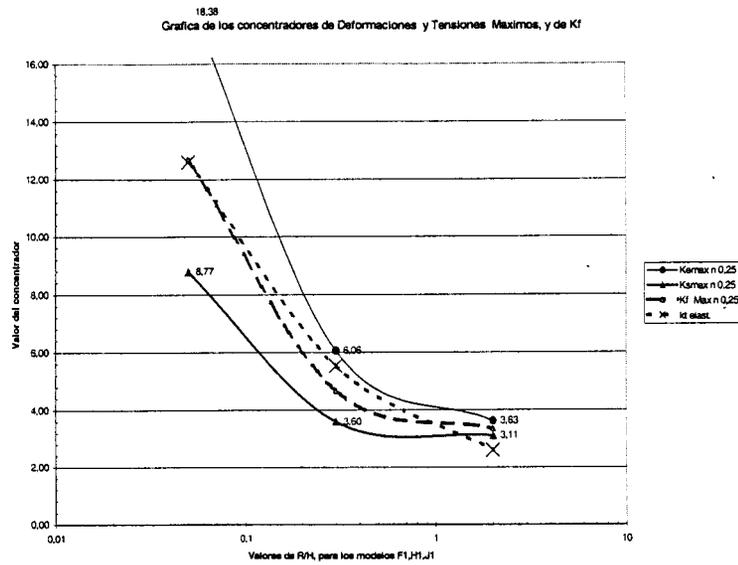
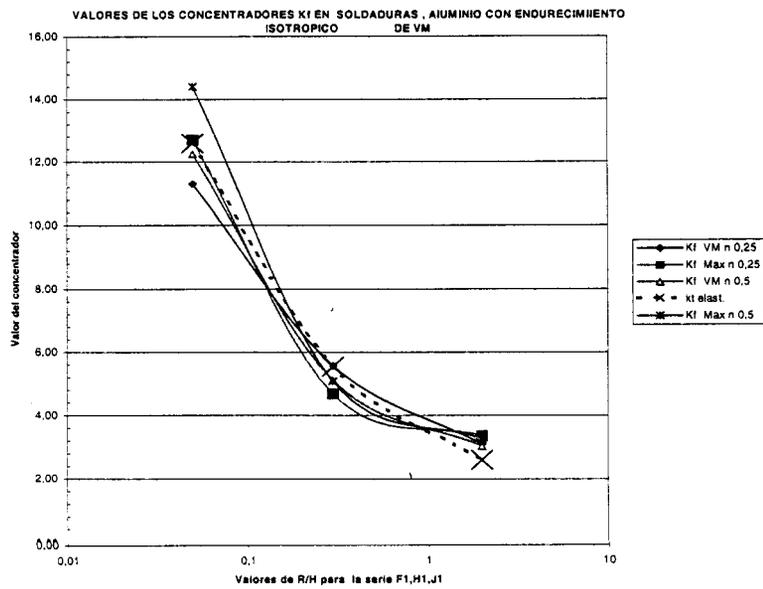


GRÁFICO 1
GRÁFICO 2



CONCLUSIONES

Se observa una similitud entre los concentradores elásticos y los calculados según el Criterio de Neuber lo que hace suponer que la parábola:

$$(K_f \Delta \sigma^n)^2 / E = \Delta \sigma \Delta \varepsilon = \text{const.}$$

podría ser evaluada directamente a partir de los valores de k_{te} o de una función del mismo y de las constantes del material.

El modelado de situaciones con diferentes propiedades físicas de los materiales y grado de saturación en la fluencia proveerá de suficiente información para el ajuste de K_f como una función de K_t y de los parámetros del material.

Los valores obtenidos de K_f , deberán ser contrastados con los datos de la experimentación.

AGRADECIMIENTOS

Los autores desean agradecer el inestimable apoyo prestado por las siguientes instituciones inte: UNMDP, CONICET, CIC, ANPCyT y ALUAR S.A..

REFERENCIAS

- ⁱ D. Radaj "Design and Analysis of Fatigue Resistant Welded Structures", Abington Publishing, Cambridge, England, 1990.
- ⁱⁱ M.L.Sharp "Behavior and Design of Aluminum Structures", McGraw-Hill Inc, 1993.
- ⁱⁱⁱ K.G.Richards "Fatigue Strength of Welded Structures", The Welding Institute, Abington Hall, Cambridge, England, 1969.
- ^{iv} Gurney "Fatigue of Welded Structures", Abington Publishing, Cambridge, England, 1990.
- ^v G.E.Nordmark; W.C.Herbein; P.B.Dickerson; T.W.Montemarano, "Effect of Weld Discontinuities on Fatigue of Aluminum Butt Joints", Welding Journal, June 1987, pp.162-s/173-s.
- ^{vi} M.D.Chapetti; J.L.Otegui; "A Technique to Produce Automatic Welds with Enhanced Fatigue Crack Propagation Lives Under Transverse Loading", Int.J.Pres.Ves. & Piping, v.70, pp.173-181, 1997.
- ^{vii} M.D.Chapetti; J.L.Otegui, "Importance of Toe Irregularity for Fatigue Resistance of Automatic Welds", Int.J.Fatigue, V.17, No.8, pp.531-538, 1995.
- ^{viii} J.L.Otegui; U.H.Mohaupt; D.J.Burns, "Effect of Weld Process on Early Growth of Fatigue Cracks in Steel T Joints", Int.J.Fatigue, V.13, No.1, pp.45-48, 1991.
- ^{ix} J.L.Otegui; D.J.Burns; H.W.Kørr; U.H.Mohaupt, "Growth and Coalescence of Fatigue Cracks at Weld Toes in Steel", Int.J.Pres.Ves. & Piping, V.48, pp.129-165, 1991.
- ^x H.Agerskov; R.I.Petersen; L.López Martínez, "An Investigation on Fatigue in High-Strength Steel Offshore Structures", IIW Doc. XIII-1670-97.
- ^{xi} T.Gosch; H.Petershagen, "Influence of Undercuts on the Fatigue Strength of Welded Joints", Schweissen & Schneiden, 3/97, E 44/48.
- ^{xii} "ANSI/AWS D1.1 Structural Welding Code - Steels", American Welding Society, 1986.
- ^{xiii} "Eurocode 3, Design of Steel Structures (Final Draft), Part 1 - General Rules and Rules for Buildings", Commission of European Communities, Brussels, 1988.
- ^{xiv} "Offshore Installations: Guidance on Design and Construction", Department of Energy, (HMSO), London, 1984.
- ^{xv} H.Neuber, "Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law" Journal of Applied Mechanics, v.28, pp.544-550, 1961.
- ^{xvi} Morrow, J.D.; Wetzel, R.M; Topper, T.H. "Laboratory Simulation of Structural Fatigue Behavior". Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life. ASTM STP 462, pp.74-91, 1970.
- xvii Marquez A, Cassanelli A., Lombera G, de Vedia L. "Estudio Paramétrico Del Concentrador De Tensiones Representado Por El Socavado Lateral En Procesos De Soldadura"