

# Perfeccionamiento de los esquemas de análisis y del cálculo de las tensiones en las uniones soldadas a solape con costuras de filete longitudinal y transversal.

**H. Hernández Herrera\***, **R. Goytiso Espinosa\***, **J. Moya Rodríguez\*\***, **I. M. Jackson\***.

\*Centro de Estudios y Desarrollo de la Oleohidráulica y la Neumática, Universidad de Cienfuegos "Carlos Rafael Rodríguez". Carretera a Rodas, km. 4, Cienfuegos, Cuba.

\*\*Centro de Estudios CAD-CAM-CAE. Universidad "Marta Abreu" de Las Villas, Cuba.  
E-mail: ragoyti@fmec.ucf.edu.cu, jorgemr@fm.uclv.edu.cu.

(Publicado en Enero de 2005).

## Resumen.

En el trabajo se utiliza un nuevo esquema de análisis para el cálculo de las tensiones en la sección de la garganta de los cordones de soldadura de las uniones a solape con costuras de filete longitudinal y transversal; se obtienen expresiones de cálculo que se corresponden mejor que las expresiones clásicas con relación a los valores obtenidos por el Método de los Elementos Finitos.

**Palabras Claves:** Uniones soldadas a solape, soldadura de filete, costuras de filete longitudinal y transversal.

## 1. Introducción.

Tanto las uniones soldadas a solape con costuras de filete longitudinal como transversal se calculan convencionalmente a cortante puro en el plano más crítico del cordón, la sección de la garganta, que es la que posee el área mínima en su sección. Cuando son dos cordones el área de la sección de la garganta es:  $A = 2 \cdot c \cdot \cos 45^\circ \cdot l = 2 \cdot 0,707 \cdot c \cdot l$  y la tensión de cortante y la condición de resistencia en la sección de la garganta serán, según el método clásico convencional:

$$\tau = \frac{P}{2 \cdot 0,707 \cdot c \cdot l} \leq [\tau]_s$$

Donde:

$[\tau]_s$  - tensión tangencial admisible a cortante del material de la soldadura.

En el caso de las uniones a solape con cordones transversales se demuestra en [4] que el plano de cortante máximo no es precisamente el plano de la garganta girado a  $45^\circ$  sino que la tensión tangencial máxima ocurre en un plano girado  $68,7^\circ$  y la condición de resistencia a cortante puro sería:

$$\tau = \frac{P}{2 \cdot 0,895 \cdot c \cdot l} < [\tau]$$

Esta consideración, para el caso de cordones transversales, brinda un 20 % de reserva de resistencia,

o sea, las tensiones de cálculo reales son un 20% más pequeñas en estos cordones que en los longitudinales, sin embargo, en la literatura técnica se recomienda para el cálculo de las tensiones en este tipo de unión la misma expresión utilizada en el cálculo de la costura longitudinal. En resumen, universalmente se evalúa la resistencia de los cordones de soldadura a solape con costuras de filete a partir de las tensiones tangenciales que aparecen en la garganta del cordón, independientemente de que se trate de una costura longitudinal o transversal.

En las Figuras. 1 y 2 se muestran los resultados del procesamiento por el Método de los Elementos Finitos de dos uniones soldadas a solape, ambas con láminas de espesor 1 cm y longitud 20 cm, con cordones de filete longitudinal y transversal respectivamente, de longitud  $l = 10$  cm, los catetos de los cordones son iguales,  $c = l$  cm, e iguales al espesor de las láminas. Estas uniones están sometidas a la acción de las cargas  $P = 1000$  Kgf en ambos extremos.

Si se calculan las tensiones para estas uniones por las expresiones anteriores se obtienen valores de tensión iguales a:

Cordones Longitudinales.

$$\tau = \frac{P}{2 \cdot 0,707 \cdot c \cdot l} = 70.72 \text{ kgf / cm}^2$$

Cordones Transversales.

$$\tau = \frac{P}{2 \cdot 0,895 \cdot c \cdot l} = 55,9 \text{ kgf/cm}^2$$

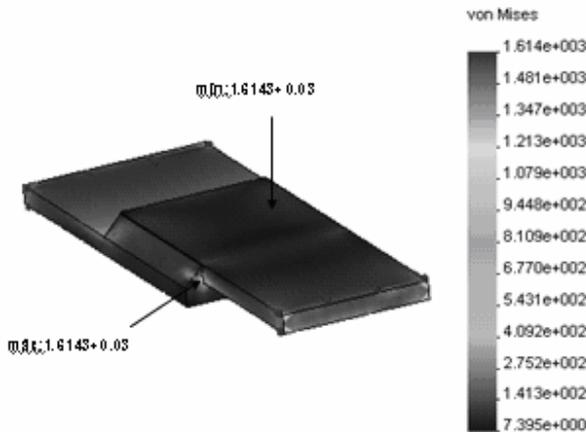


Figura 1. Resultados por MEF de una unión a solape con costuras de filete longitudinales.

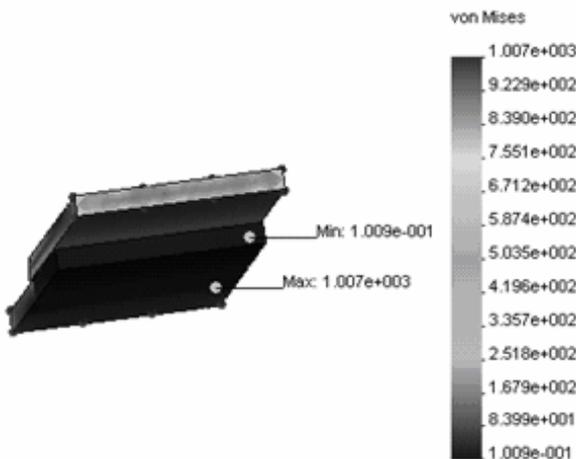


Figura 2. Resultados por MEF de una unión a solape con costuras de filete transversales.

En ambos casos se puede apreciar que tanto para los cordones longitudinales como para los transversales las tensiones obtenidas por el Método de los Elementos Finitos son más de 10 veces superiores a los valores calculados por las expresiones clásicas. Las diferencias entre la magnitud de las tensiones obtenidas por el método analítico clásico utilizado convencionalmente y los valores obtenidos mediante el MEF están dadas por diferentes factores que no son considerados en los cálculos por ninguno de los autores, como son:

- La distribución no uniforme de las deformaciones a lo largo de la longitud del cordón.
- La excentricidad de la carga aplicada con relación al cordón.

- La distribución no uniforme de las tensiones a través del espesor de la garganta a causa del fenómeno de concentración de tensiones.

Los dos primeros factores conducen a que las tensiones no se distribuyan uniformemente a lo largo de la longitud de la unión y el tercero a través del espesor de la garganta.

**Influencia de la diferencia de deformaciones a lo largo de la longitud de la unión en el caso de las costuras longitudinales.**

Dobrovolski [2] presenta el gráfico mostrado en la Figura. 3, que ilustra el incremento que puede producirse en las tensiones tangenciales para los puntos extremos de un cordón de soldadura a solape con costura de filete longitudinal con relación a la tensión media que se obtiene considerando una distribución uniforme de las tensiones a lo largo de la longitud de la unión.

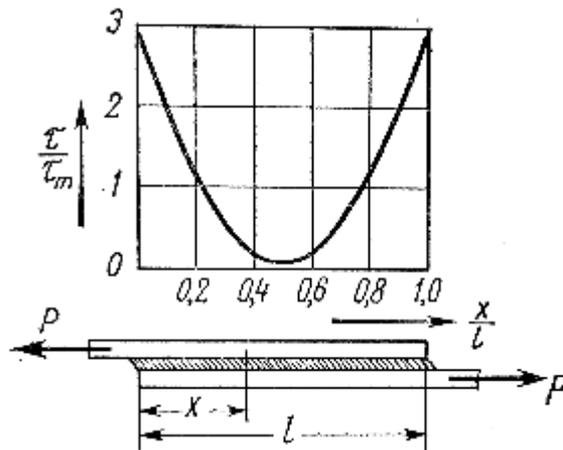


Figura 3. Distribución no uniforme de las tensiones a lo largo de la longitud de la unión.

**Influencia de la excentricidad de la carga.**

Los elementos de una unión soldada a solape, dado el hecho de que las piezas a soldar tienen un determinado espesor, tienden a deformarse necesariamente para lograr el equilibrio, tal como se muestra en la Figura 4. Si ambas piezas a soldar tienen un espesor S, las líneas de acción de las cargas P aplicadas están inicialmente excéntricas una con relación a la otra en una magnitud igual al espesor S, tal como se muestra en la Figura 4 a). Este sistema de cargas se puede reducir, en cada una de las piezas a soldar, por una fuerza P colocada en el plano de solape de ambas piezas y un par de magnitud  $M = P \cdot S / 2$  Figura. 4 b). El sistema formado por las fuerzas P está equilibrado, pero el sistema formado por los pares M no. Para alcanzar el equilibrio los momentos M provocan tensiones y deformaciones de flexión en el

cordón, de manera que las líneas de acción de las cargas P en cada una de las piezas a soldar, en dependencia de la rigidez de las mismas a la flexión, se hagan colineales, pasando por el punto K, ubicado en el punto medio de la longitud del solape Figura 4 c). Esta deformación disminuye la magnitud de las tensiones que intentan desunir los elementos, ya que en la unión deformada las líneas de acción de las cargas, si no alcanzan exactamente la condición de coaxialidad dada la rigidez de las piezas a soldar, se aproximan una a la otra disminuyendo la magnitud del momento flector. Este efecto provoca tensiones normales de flexión complementarias sobre el cordón, que son máximas en los extremos de la unión a las cuales Drobrovolski [2] las denomina como tensiones de exfoliación y están dirigidas normalmente a la superficie de contacto de las piezas a soldar. Las mismas reducen sensiblemente la resistencia mecánica de la unión.

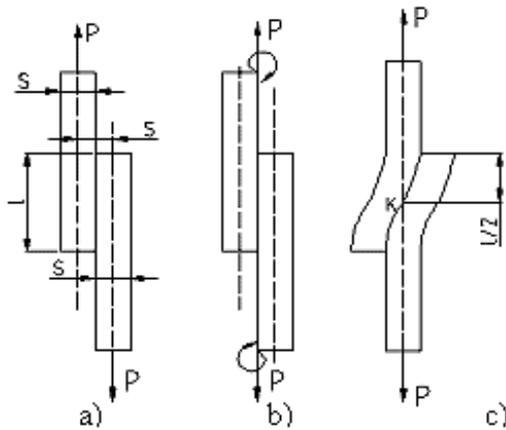


Figura 4. Efecto de la excentricidad de la carga.

**Influencia de la distribución no uniforme de las tensiones a través del espesor de la garganta a causa del fenómeno de concentración de tensiones.**

Este fenómeno es descrito por la mayoría de los autores de Diseño de Elementos de Máquinas (Birger [1], Drobrovolski [2], Faires [3], Reshetov [8], Shigley [10,11,12,13], cuando abordan el cálculo de los cordones de soldadura en presencia de cargas cíclicas. Shigley reporta los resultados de la investigación realizada por C. H. Norris y caracterizada en las Figuras 5 a) y b). En la Figura 5 a) se muestra la distribución de las tensiones en la cara AB y BC, tanto normales como tangenciales y en la Figura 5 b) se muestra la distribución de las tensiones principales  $\sigma_1$  y  $\sigma_3$  y la tensión tangencial máxima  $\tau_{m\acute{a}x} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}$  en el plano DB correspondiente a la sección de la garganta.

En el vértice B de la sección de la garganta es donde se produce la mayor tensión  $\tau_{m\acute{a}x}$ . Según la mayoría de los autores esta tensión  $\tau_{m\acute{a}x}$  se puede estimar como:

$$\tau_{m\acute{a}x} = k_{\tau} \cdot \tau_{med}$$

Donde:

$k_{\tau}$  - factor de concentración de tensiones.

$\tau_{med}$  - tensión tangencial media considerando la distribución de tensiones uniformes en la garganta.

El valor de  $k_{\tau}$  reportado por los diferentes autores varía. Por ejemplo, Shigley da un valor de  $k_{\tau} = 1.5$  para la unión a solape con costuras de filete transversal y de  $k_{\tau} = 2.7$  para uniones con costuras de filete longitudinal. Reshetov reporta un factor teórico de concentración de tensiones  $\alpha_{\tau} = 3.3$ , sin especificar a que tipo de unión se refiere. Drobrovolski da un factor de reducción de la tensión admisible que depende de la relación  $P_{min} / P_{m\acute{a}x}$  pero que toma un valor máximo de 1.6. Faires reporta los mismos valores dados por Shigley.

La fundamentación de por qué no se consideran estos efectos en los cálculos de las tensiones en uniones bajo cargas estáticas se basa en que, para que se produzca la rotura del cordón de soldadura, la tensión tiene que alcanzar el nivel de la resistencia a la rotura del metal del cordón, valor este muy superior al límite de fluencia del material, lo que implica la aparición previa de grandes deformaciones plásticas en el cordón, las cuales reducen la no uniformidad de la distribución de tensiones, no sólo a través de la longitud, sino también a través del espesor de la garganta. Por otro lado, durante la acción de las cargas dependiendo de la magnitud de estas y de la rigidez de las láminas a soldar, se producen deformaciones que compensan parcialmente el fenómeno de excentricidad de las cargas. Los propios autores que plantean estas justificaciones dejan muy claro el hecho de que estas circunstancias tienen valor solo para cargas estáticas ya que la rotura bajo cargas cíclicas o variables en el tiempo tiene lugar por la fatiga volumétrica, fenómeno que ocurre bajo tensiones que están muy por debajo del límite de fluencia, circunstancia esta en la cual no ocurren deformaciones plásticas y las deformaciones generales existentes son extremadamente pequeñas, por lo que los efectos de redistribución de las tensiones después de alcanzada la fluencia y la compensación del efecto de excentricidad de la carga no están presentes.

Como se verá en el análisis que se muestra a continuación, considerando la excentricidad de la carga y la configuración del cordón, el estado tensional de un punto ubicado en la sección de la garganta es mucho más complejo que el estado tensional de cortante puro. En dicho plano aparecen tensiones normales de flexión, y tensiones tangenciales de cortante directo y torsión.

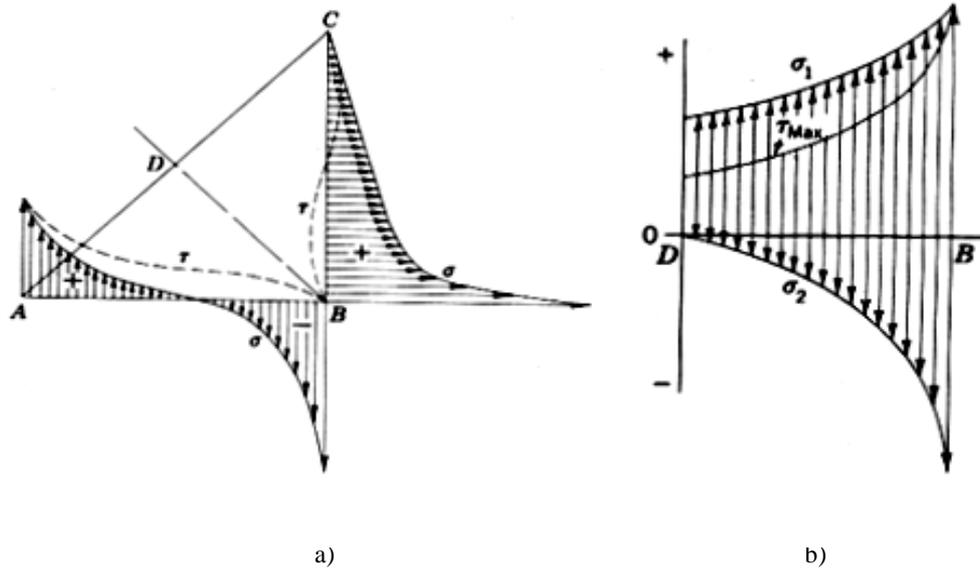


Fig. 5 Distribución no uniforme de tensiones, a) a lo largo del cateto, b) en el espesor de la garganta.

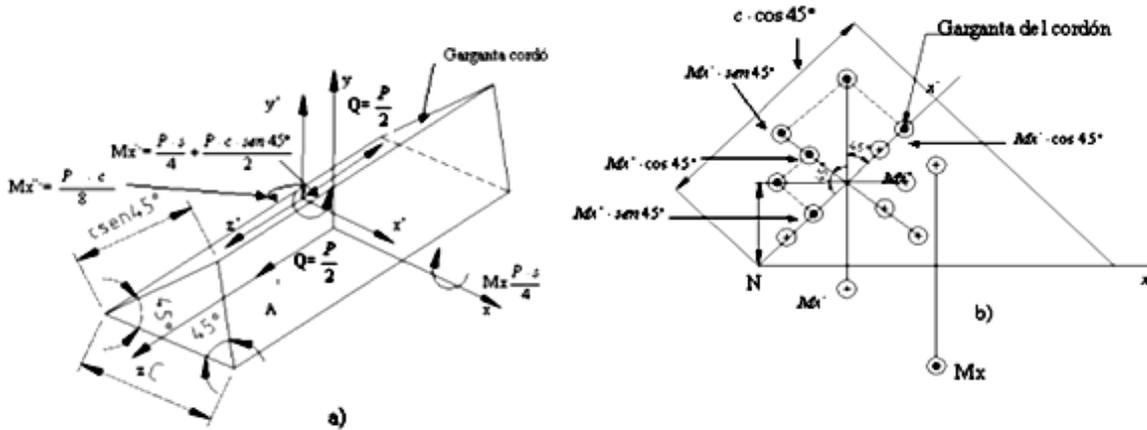


Fig. 6 Diagrama de cuerpo libre del cordón con las fuerzas internas que surgen en la cara A y la sección de la garganta del mismo.

El objetivo general del presente trabajo es el planteamiento de un nuevo esquema de análisis y el establecimiento de una nueva metodología para el cálculo de las tensiones en la sección de la garganta de los cordones mediante la aplicación consecuente de la Teoría del Estado Tensional, la Teoría de los Perfiles de Paredes Delgadas y las Hipótesis de Resistencia

## 2. Desarrollo.

En las Figuras. 6 a) y b) se muestra el diagrama de cuerpo libre de un cordón longitudinal, y de las fuerzas internas que surgen en la cara inferior A y en la sección de la garganta del mismo

En la cara inferior A del cordón actúa una fuerza de cortante  $Q = P / 2$  y producto de la excentricidad de la carga actúa un momento flector de magnitud en cada cordón  $M_x = P * S / 4$ .

Si se aplican las ecuaciones de equilibrio al diagrama de cuerpo libre del cordón analizado, se puede comprobar fácilmente que en la sección de la garganta aparecerá una fuerza de cortante  $Q = P / 2$  igual y contraria a la que aparece en la cara A y dos momentos, el primero un momento,

$$M_x' = \frac{P \cdot S}{4} + \frac{P \cdot c \cdot \text{sen}^2 45^\circ}{2}$$

igual a la suma del momento  $M_x$  más el momento de la fuerza de cortante  $Q$  de la cara A respecto al eje  $x$ ; este momento  $M_x$  se puede descomponer a su vez en un momento flector,

$$M_f = M_x' \cdot \text{sen} 45^\circ$$

y en uno torsor,

$$M_t = M_x' \cdot \text{cos} 45^\circ$$

El segundo momento  $M_x''$  es el de la fuerza cortante  $Q$  de la cara A respecto al eje  $y$ ; el mismo al igual que  $M_x$  se puede descomponer a su vez en un momento flector

$$M_f = M_x'' \cdot \text{cos} 45^\circ$$

y uno torsor

$$M_t = M_x'' \cdot \text{sen} 45^\circ$$

tal como se muestra en la Figura. 6 b).

Si se ubica un paralelepípedo recto rectangular alrededor de un punto de la sección de la garganta en la posición N, se puede afirmar que el estado tensional de ese punto es plano, ya que la cara C del extremo del cordón es una superficie libre donde no existen tensiones normales ni tangenciales y por lo tanto es un plano principal que pasa por el punto N. El estado tensional del punto N será entonces el siguiente.

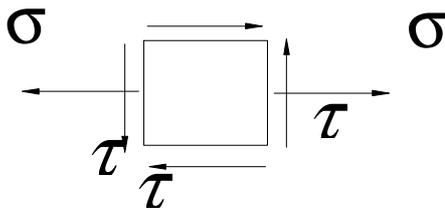


Figura 7. Estado Tensional del punto N.

Aplicando las ecuaciones de la Teoría del Estado Tensional, en este punto se puede obtener que la tensión tangencial máxima para el mismo será:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{P}{1.414 \cdot c \cdot l} \cdot \left[ 0.25 + \frac{1.5 \cdot (S + c)}{c} \right]$$

El primer término de la expresión anterior coincide con la expresión clásica que se ha empleado históricamente para calcular las uniones a solape con

costuras de filete longitudinales. El término entre corchetes toma en cuenta precisamente las modificaciones de la tensión tangencial producto de los cambios en el estado tensional provocados por la excentricidad de la carga. Este término depende exclusivamente de las dimensiones  $S$  y  $c$  de la unión y lo designaremos por  $k_d$ , o coeficiente que toma en cuenta la influencia en las tensiones de las dimensiones de la unión. La expresión queda entonces como:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \tau_m \cdot k_d$$

Donde:

$$k_d = \left[ 0.25 + \frac{1.5 \cdot (S + c)}{c} \right]$$

El cateto  $c$  del cordón no puede ser nunca mayor que el espesor de la lámina a soldar  $S$ , de aquí que el valor mínimo de  $k_d$  se obtenga para cuando  $S = c$ .

$$k_d = \left[ 0.25 + \frac{1.5 \cdot (S + c)}{c} \right] = \left[ 0.25 + \frac{1.5 \cdot (1 + 1)}{1} \right] = 3.25$$

Si se calcula el valor de  $\tau_{m\acute{a}x}$  para la unión soldada analizada anteriormente para la cual:

$P = 1\ 000$  kgf ,  $S = c = 1$  cm ,  $l = 10$  cm ,  
 $\tau_m = 70.72$  kgf / cm<sup>2</sup> , y teniendo en cuenta que la relación entre  $\tau_{m\acute{a}x}$  y la tensión equivalente de Von Mises es  $\sigma_{eq} = \tau_{m\acute{a}x} \cdot \sqrt{3}$ , se obtiene que:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \tau_m \cdot k_d = 70.72 \cdot 3.25 = 230.5$$
 kgf / cm<sup>2</sup>

$$\sigma_{eq} = \tau_{m\acute{a}x} \cdot \sqrt{3} = 399.30$$
 kgf / cm<sup>2</sup>

Anteriormente se obtuvo que para esta unión la Tensión Equivalente máxima en un punto de la sección de la garganta según la Cuarta Hipótesis de Resistencia (Von Mises) aplicando el Método de los Elementos Finitos es de  $\sigma_{eq} = 1\ 614$  kgf/cm<sup>2</sup>.

La diferencia indudablemente está dada por la concentración de tensiones en el vértice del cordón. Shigley plantea que el factor de concentración de tensiones para el caso de una costura de filete longitudinal se puede tomar como  $k_t = 2.7$ . Si se introduce en el cálculo de la tensión este coeficiente se obtiene que:

$$\sigma_{eq} = 399.30 \cdot 2.7 = 1\ 078$$
 kgf / cm<sup>2</sup> .

El % de diferencia con respecto al valor obtenido por el MEF es % de:

$$\text{dif} = \frac{\sigma_{eqMEF} - \sigma_{eq}}{\sigma_{eqMEF}} \cdot 100 = \frac{1614 - 1078}{1614} \cdot 100 = 33\%$$

Lo que representa una exactitud aceptable si se toma en cuenta que el error por el método clásico es mucho mayor, así por ejemplo:

Por el método clásico se obtiene, tomando en cuenta el mismo concentrador:  $k_t = 2.7$

$$\sigma_{eq} = \tau_m \cdot \sqrt{3} \cdot k_t = 70.72 \cdot \sqrt{3} \cdot 2.7 = 328 \text{ kgf / cm}^2$$

El % de diferencia en este caso con relación al valor obtenido por el MEF es: % de

$$\text{dif} = \frac{\sigma_{eqMEF} - \sigma_{eq}}{\sigma_{eqMEF}} \cdot 100 = \frac{1614 - 328}{1614} \cdot 100 = 80\%$$

Lo que es un resultado pésimo.

A continuación se muestra en la Figura 8 un gráfico de gran utilidad práctica, donde se pueden determinar directamente los valores de  $k_d$  para cordones longitudinales con diferentes valores del espesor S de las planchas y valores del cateto c de los cordones de soldadura.

En la Figura 9 a) se muestra una unión a solape con cordones de filete transversal y en la Figura 9 b) se muestran las fuerzas internas en la sección de la garganta de los cordones.

Valores del coeficiente geométrico  $k_d$  para costuras longitudinales

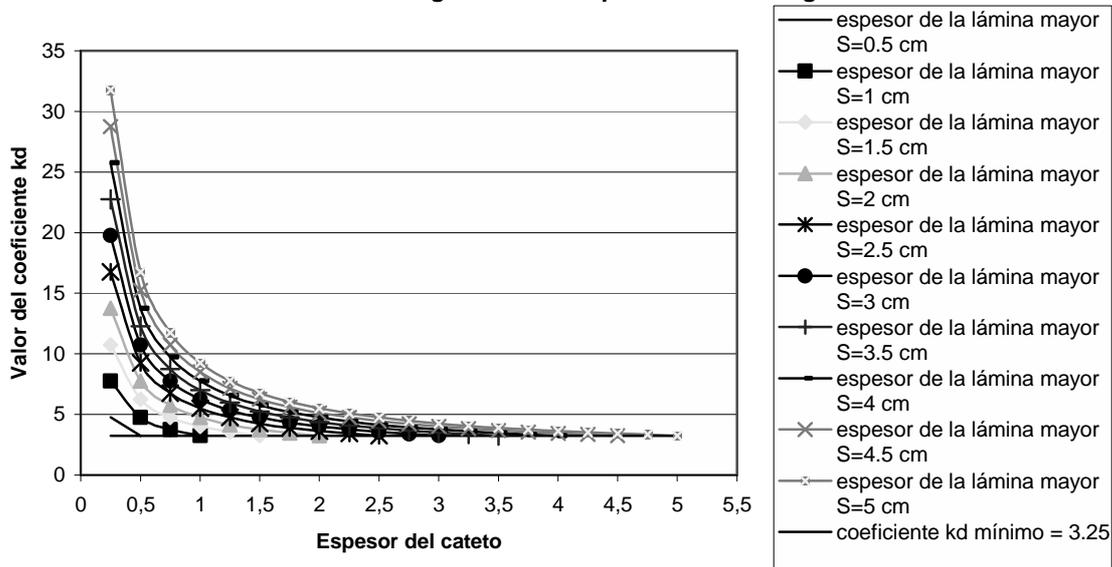


Fig. 8 Gráfico para la determinación de  $k_d$  en cordones longitudinales.

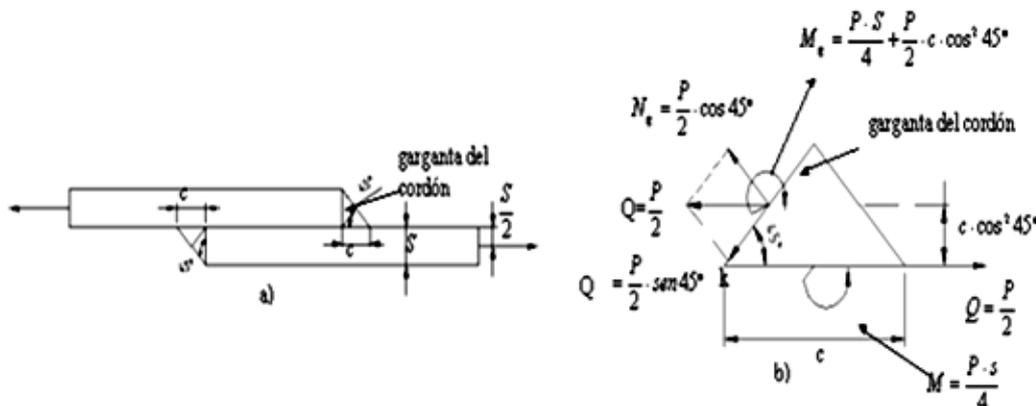


Fig. 9 Unión a solape con costuras de filetes transversales y fuerzas internas en la sección de la garganta.

De forma similar se puede obtener que la tensión máxima para el punto k será:

$$\tau_{\text{máx}} = \frac{P}{1.414 \cdot c \cdot l} \sqrt{\left(6 \cdot \frac{(S+0,5 \cdot c)^2}{c}\right) + 2 \cdot \left[\frac{(S+0,5 \cdot c)}{c}\right] + 0,67}$$

$$\tau_{\text{máx}} = \tau_m \cdot k_d$$

Donde:

$$k_d = \sqrt{\left(6 \cdot \frac{(S+0,5 \cdot c)^2}{c}\right) + 2 \cdot \left[\frac{(S+0,5 \cdot c)}{c}\right] + 0,67}$$

Existe igualmente que en el caso anterior un valor de  $k_d$  mínimo que se obtiene para cada caso en particular de la condición  $S = c$ .

Para  $P = 1\ 000\ \text{kgf}$   $S = c = 1\ \text{cm}$   $l = 10\ \text{cm}$ ,  
 $\tau_m = 70.72\ \text{kgf/cm}^2$  y,

$$k_d = \sqrt{\left(6 \cdot \frac{(1+0,5 \cdot 1)^2}{1}\right) + 2 \cdot \left[\frac{(1+0,5 \cdot 1)}{1}\right] + 0,67} = \sqrt{17,17} = 4,14$$

$$\tau_{\text{máx}} = \tau_m \cdot k_d = 70.72 \cdot 4,14 = 293\ \text{kgf/cm}^2$$

$$\sigma_{\text{eq}} = \tau_{\text{máx}} \cdot \sqrt{3} = 507,6\ \text{kgf/cm}^2$$

Anteriormente se obtuvo que para esta unión la Tensión Equivalente según la Cuarta Hipótesis de Resistencia obtenida por el MEF era  $\sigma_{\text{eq}} = 1\ 007\ \text{kgf/cm}^2$ . La diferencia igualmente está dada por la concentración de tensiones en el vértice del cordón.

Shigley plantea que el factor de concentración de tensiones para el caso de una costura de filete transversal es  $k_t = 1.5$  si se toma en cuenta este coeficiente se tiene que:

$$\sigma_{\text{eq}} = 507,6 \cdot 1.5 = 761,3\ \text{kgf/cm}^2$$

el % de diferencia con respecto al valor obtenido por el MEF es, % de

$$\text{dif} = \frac{\sigma_{\text{eq MEF}} - \sigma_{\text{eq}}}{\sigma_{\text{eq MEF}}} \cdot 100 = \frac{1\ 007 - 761,3}{1\ 007} \cdot 100 = 24,4\ \%$$

Lo que representa una exactitud aceptable.

Por el Método Clásico tomando en cuenta el mismo concentrador  $k_t = 1.5$ , se obtiene:

$$\sigma_{\text{eq}} = \sigma_m \cdot \sqrt{3} \cdot k_t = 70.72 \cdot \sqrt{3} \cdot 1.5 = 183.75\ \text{kgf/cm}^2$$

El % de diferencia en este caso con relación al valor obtenido por el MEF es: % de

$$\text{dif} = \frac{\sigma_{\text{eq MEF}} - \sigma_{\text{eq}}}{\sigma_{\text{eq MEF}}} \cdot 100 = \frac{1\ 007 - 183.75}{1\ 007} \cdot 100 = 81.75\ \%$$

Lo que igualmente que en el caso anterior es un resultado realmente pésimo.

A continuación se muestra en la Figura 10 un gráfico similar al obtenido para la unión a solape con costura longitudinal donde se pueden determinar directamente los valores de  $k_d$  para la unión a solape con cordones transversales para los diferentes valores del espesor de las láminas S y cateto de los cordones de soldadura.

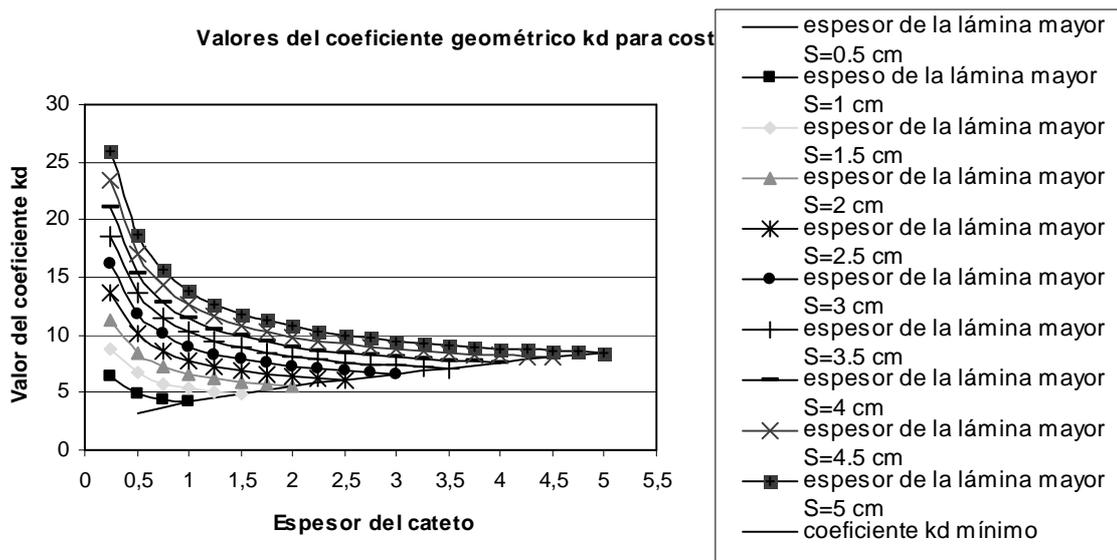


Fig. 10 Gráfico para la determinación de  $k_d$

### 3. Conclusiones.

1. El análisis de la literatura sobre el cálculo de las tensiones en uniones a solape con costuras de filete confirma que ninguno de los autores consultados toma en cuenta la influencia que tiene la excentricidad de la carga aplicada a la unión, ni la teoría de los perfiles de paredes delgadas para la consideración de los efectos de flexión y torsión que aparecen en los cordones, introduciendo por ello, errores en los cálculos que no pueden ser admitidos en uniones con cargas cíclicas.
2. El método de los elementos finitos contempla todos los elementos presentes realmente en las uniones a solape con costuras de filete como son: excentricidad de la carga, distribución no uniforme de las deformaciones a lo largo de la unión y concentración de tensiones en el cordón, por lo que puede ser empleado para validar expresiones de cálculo si se elige adecuadamente el modelo a emplear.
3. La aplicación consecuente de la teoría del estado tensional, las hipótesis de resistencia y la teoría de los perfiles de paredes delgadas, permitieron perfeccionar las expresiones para el cálculo de las tensiones tangenciales en la sección de la garganta de las uniones soldadas de dos láminas con costuras de filete longitudinal y transversal, de manera que sin alterar los convencionalismos existentes internacionalmente se incorpora un coeficiente  $k_d$  que toma en cuenta la influencia de las dimensiones de la unión y por lo tanto la excentricidad de la carga y la variación de las tensiones a lo largo de la longitud del cordón, lo que permite tener una aproximación mucho mejor de las tensiones calculadas con relación a las obtenidas por el *mef*.
4. Los valores de  $k_d$  fueron graficados en función de los parámetros geométricos fundamentales de las uniones mencionadas lo que aporta al método desarrollado una gran importancia práctica por la simplicidad de su empleo.

### 4. Bibliografía.

1. Birger I.A., Shorr B.F., Shneiderovich R.M. Cálculo de Resistencia de Piezas de Máquinas. Moscú: Editorial Mashinostroenie, 1966.-- 616 p.
2. Dobrovolski V. Elementos de Máquinas. Moscú: Editorial MIR, 1970.--692 p.
3. Faires V.M./ Diseño de Elementos de Máquinas. México : Editorial UTEHA, 1985.-- 802 p.
4. Hall A, Holowenko A, Laughlin H. Diseño de Máquinas. Madrid: Edit. Dossat, 1971.--344 p.
5. Iusilievich G.V. Elementos de Máquinas. Moscú: Editorial Mashinostroenie, 1988.-- 388 p.
6. Ivanov, M. N. Elementos de Máquinas. Moscú: Editorial Vichaya Schkola, 1991.-- 386 p.
7. Mischke, Ch. Introducción al Diseño Auxiliado por Computadora/ Ch. Mischke.-- Mexico: Edit. Hnos Herrero, 1971. -- 465 p.
8. Reshetov, D. Elementos de Máquinas. La Habana: Ed. Pueblo y Educación, 1985.—830p.
9. Schimpke P., Horn H.A., Ruge J. Tratado General de Soldadura. Proyecto y cálculo de construcciones soldadas. Ciudad de La Habana: Edit. Pueblo y Educación, 1980.-- 394 p.
10. Shigley J.E. El Proyecto en Ingeniería Mecánica. La Habana: Editora Revolucionaria, 1969.-- 658 p.
11. Shigley, J. E./ Diseño en Ingeniería./ México: Editorial Mc Graw Hill, 1977. -- 785 p.
12. Shigley, J. E.; Mitchell, L. D./ Diseño en Ingeniería Mecánica./ México: Editorial Mc Graw Hill, 1985. -- 915 p.
13. Shigley, J.E y Mischkie, C., Diseño en Ingeniería Mecánica. México: Editorial Mc Graw Hill Interamericana. 2001.-- 943 p.
14. Wilson Ch. Computer Integred Machine Design. New Jersey: Prentice Hall, 1997.--646 p.
15. Zablonski K. .Elementos de Máquinas Moscú: Editorial. MIR, 1980. -- 509 p.

---

## Improvement scheme of analysis and stress computation in lap joints with fillet welds transversely and longitudinally loaded.

### Abstract.

In this paper a new scheme of analysis is used for the stress calculation in the throat welded area in laps joints with fillet welds transversely and longitudinally loaded. New calculation expressions are obtained that express better than the classic expressions in relation to the values obtained by the Finite Elements Method.

**Key words:** Lap welds, welded joints, fillet weld transversely loaded, fillet weld longitudinally loaded.