

Nuevas expresiones para el cálculo a torsión de costuras soldadas de filete de configuración compleja.

H. Hernández Herrera, R. Goytisol 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

E-mail: jorgemr@fim.uclv.edu.cu

(Recibido 23 de Diciembre de 2003, aceptado 22 de Febrero 2004).

Resumen.

En el presente trabajo se aplica la Teoría de la Torsión de Perfiles de Paredes Delgadas para el cálculo de las tensiones en las uniones soldadas con costuras de filete en perfiles de configuración geométrica compleja sometidas a torsión. Se obtienen nuevas expresiones para el cálculo de las tensiones cuyos resultados se aproximan mejor que las expresiones clásicas con relación a los resultados obtenidos por el Método de los Elementos Finitos.

Palabras claves: Torsión, uniones soldadas, soldadura de filete.

1. Introducción.

Las costuras soldadas de filete convencionalmente se calculan a cortante en la sección más débil del cordón: la sección de la garganta. Esta consideración es una simplificación para cualquier costura soldada de filete, no obstante, este procedimiento de cálculo está aceptado internacionalmente como un procedimiento plenamente justificado, sobre todo por la simplificación que encierra, lo cual hace que el cálculo de las costuras soldadas de una construcción de ingeniería cualquiera no se convierta en un proceder extremadamente complejo y engorroso. Esta premisa ha motivado que los distintos autores traten de obtener expresiones de cálculo preestablecidas para los diferentes casos que se presentan en la práctica, buscando facilitar aun más el trabajo de los técnicos e ingenieros de la producción encargados de realizar el cálculo de estas uniones, sin embargo en este empeño no siempre emplean los métodos más exactos establecidos por la Mecánica de los Materiales, introduciendo errores en las expresiones. Estas insuficiencias de las expresiones de cálculo históricamente han sido asimiladas por el controvertido factor de seguridad, encargado de llevar sobre sus espaldas las imprecisiones e incertidumbres de los cálculos sin mayores consecuencias, sin embargo, el desarrollo de la Mecánica de la Fractura, ha planteado una nueva necesidad, la de pronosticar los plazos de desarrollo de defectos que pudieran existir en los cordones de soldadura, lo que exige que para lograr esto con una exactitud aceptable desde el punto de vista ingenieril, se requiera determinar las tensiones que

surgen en la soldadura también con una exactitud superior.

El presente trabajo está encaminado entonces a satisfacer el siguiente objetivo general:

Aplicar la Teoría de la Torsión de Perfiles de Paredes Delgadas en la obtención de nuevas expresiones de cálculo que permitan determinar con una exactitud superior las tensiones máximas de torsión que surgen en los cordones de las uniones soldadas con costuras de filete de configuración geométrica compleja, con relación a los valores obtenidos por el MEF.

2. Desarrollo.

No todos los autores de Mecánica de Materiales abordan el tema del cálculo de las costuras soldadas, así por ejemplo, Beer[1], Feodosiev[5], Fitzgerald[7], Spiegel[24], Timoshenko[25], abordan el tema de cortante puro, sin hacer mención a este tipo de unión, se limitan exclusivamente a tratar las uniones remachadas dentro de este tema de cortante puro.

Otros como Fogiel[8], Miroliuvov[12], Mott[13, 14], Pisarenko[17], Volmir[26], se limitan a mencionar este tipo de unión y si acaso, realizan algún ejercicio muy elemental calculando tensiones en los casos más simples de estas uniones.

Algunos autores de Mecánica de Materiales, sin embargo, profundizan más en el cálculo de este tipo de uniones, entre estos se encuentran: Gilda Fernández[6] y Olsen[16], no obstante, se puede afirmar que en la literatura técnica de Mecánica de Materiales y Resistencia de Materiales se aporta muy poco acerca de

los métodos y expresiones para el cálculo de las costuras soldadas.

Es preciso aclarar que el cálculo de las costuras soldadas a tope, por ejemplo, se realiza por expresiones que no difieren en lo absoluto de las estudiadas en la Mecánica de Materiales y los autores consideran innecesario referirse a ellas y por otro lado en el cálculo de las costuras soldadas de filete se introducen toda una serie de consideraciones, que están aceptadas incluso internacionalmente, pero que se alejan un poco de los conceptos manejados en la literatura de Mecánica de Materiales, de aquí que los autores no incluyen estos cálculos o abordan simplemente aquellos casos más simples que se ajustan a los conceptos explicados en estos cursos.

Algo parecido ocurre con la literatura técnica de Elementos de Máquinas, no todos los autores abordan este tema del cálculo de las costuras soldadas con la misma profundidad, por ejemplo: Birger[2] e Ivanov[11] tratan el tema de forma elemental y abordan solamente los casos más simples en el cálculo de estas costuras. Otros como: Dobrovolski[3], Iusilievich[10], Wilson[27] o de Estructuras Metálicas como: Mukanov [15], profundizan un poco más y tratan incluso el cálculo a fatiga de estas uniones, pero no abordan los casos más complejos de carga. Algunos como: Faires[4], Hall[9], Reshetov[18], Schimpke[19] y Shigley[20, 21, 22, 23] abordan este tema con la mayor profundidad, sin embargo existen en ellos una gran diversidad en los métodos y expresiones empleadas en los cálculos con algunos aspectos contradictorios.

Todos los autores mencionados están de acuerdo en que el cálculo de las costuras soldadas de filete se realiza a cortante en la sección de la garganta; por otra parte, sus expresiones obtenidas coinciden en lo fundamental para los cálculos de solicitación al cortante directo y a la flexión sin grandes diferencias en las expresiones.

Con relación al cálculo de las costuras de filete sometidas a torsión, por el contrario, si existen diversidad de criterios y grandes diferencias en las expresiones planteadas por los diferentes autores. Para mostrar las diferencias, se analizará el caso de una costura de filete de sección en U como la mostrada en la Fig. 1:

Para el cálculo de las tensiones en la literatura se utilizan en general dos posibles métodos:

Método de cálculo según el principio de la independencia del trabajo de los elementos de la unión.

Este método se basa en las suposiciones siguientes:

- Los cordones trabajan independientemente.
- Los cordones laterales son cortos y transmiten las fuerzas dirigidas a lo largo de su eje.

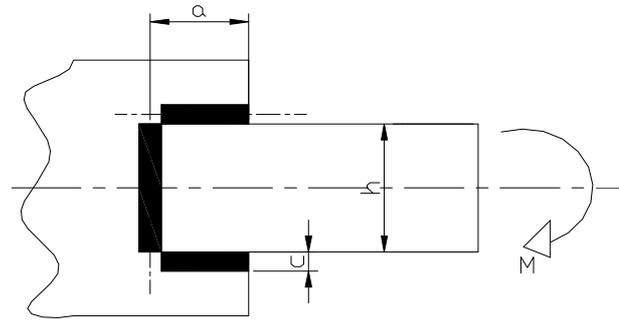


Fig. 1 Costura de filete en U sometida a torsión

El cateto c es pequeño en comparación con la dimensión h .

El mismo es conocido como cálculo según el principio de la independencia del trabajo de los elementos de la unión en cuestión.

Según las suposiciones mencionadas, el momento aplicado se equilibra por un par de fuerzas en los cordones laterales y por un momento en el cordón frontal.

$$M = F_l \cdot \tau \cdot h + W \cdot \tau$$

Donde:

$$F_l = 0,707 \cdot c \cdot a$$

$$W = \frac{0,707 c \cdot h^2}{6}$$

Despejando τ se obtiene:

$$\tau_{\max} = \frac{M}{0,707 \cdot c \cdot a \cdot h + \frac{0,707 \cdot c \cdot h^2}{6}} = \frac{M}{0,707 \cdot c \cdot h(a + 0,167 \cdot h)}$$

Esta expresión se utiliza en la literatura no solo en cálculos de verificación sino también en los cálculos de diseño, en este último caso a y h se definen de antemano y se despeja el cateto c necesario.

Método de cálculo de considerando el trabajo conjunto de los cordones simples.

En este caso se considera que el elemento a soldar tiende a girar alrededor del centro de gravedad de la unión. Las tensiones tangenciales son proporcionales a los radios vectores trazados desde el centro de gravedad de la unión y están dirigidos perpendiculares a dichos radios. La tensión tangencial máxima se produce entonces en el punto más alejado de centroide a un radio $\rho = \rho_{\max}$.

Según este método el cálculo se propone realizarlo por analogía con la torsión en barras redondas, por la expresión:

$$\tau_{\max} = \frac{M \cdot \rho_{\max}}{I_p}$$

Donde I_p es el momento polar de inercia de la sección igual a la suma de los momentos axiales de inercia. $I_p = I_x + I_y$

En la Fig. 2 se muestra la posición de τ_{max} y ρ_{max} así como la posición del centroide de los cordones.

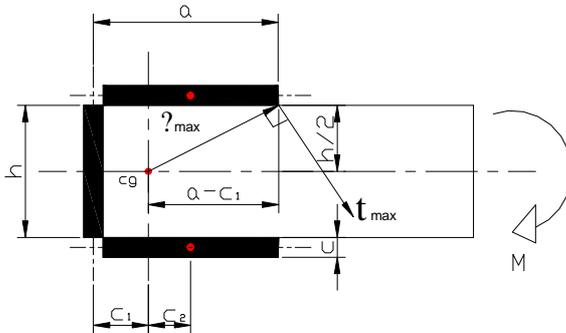


Fig. 2 Posición y dirección de τ_{max} , según el método del trabajo conjunto de los cordones.

Calculando para esta geometría se obtiene:

$$\rho_{max} = \sqrt{(a - c_1)^2 + \left(\frac{h}{2}\right)^2}$$

$$I_x = \frac{0,707 \cdot c \cdot a^3 \cdot (h + 0,707 \cdot c)^2}{2} + \frac{0,707 \cdot c \cdot h^3}{12}$$

$$I_y = \frac{0,707 \cdot c \cdot a^3}{6} + 2 \cdot 0,707 \cdot c \cdot a \cdot c_2^2 + 0,707 \cdot c \cdot h \cdot c_1^2$$

$$c_1 = \frac{a \cdot (a + 0,707 \cdot c)}{2 \cdot a + h}$$

$$c_2 = \frac{h \cdot (a + 0,707 \cdot c)}{2 \cdot (2 \cdot a + h)}$$

$$\tau = \frac{M \cdot \rho_{max}}{I_x + I_y}$$

Este método presenta todo una serie de contradicciones, en primer lugar basa el cálculo de las tensiones en la analogía con la torsión en barras de sección circular, sin prestarle atención al hecho de que en la Teoría de la Mecánica de Materiales, [5, 6, 12, 17, 26] está muy claro que esta expresión es válida solamente para las secciones circulares e introduce error cuando se emplea en secciones que no son circulares. Por otro lado, de la Teoría de la Torsión está claro que, basándose en la Ley de Paridad de las Tensiones Tangenciales, que las tensiones tangenciales tienen que ser necesariamente tangentes al contorno, o sea, no pueden tener la orientación propuesta por este método e ilustrada gráficamente en la Fig. 2. Finalmente sería mucho más correcto, de acuerdo con la Teoría de la Torsión de Perfiles no Circulares considerar el cordón

como un Perfil de Paredes Delgadas, en este caso desarrollable y calcular las tensiones por la simple expresión:

$$\tau_{max} = \frac{M}{W_t \cdot \cos 45^\circ} = \frac{3 \cdot M}{c^2 \cdot (h + 2 \cdot a) \cdot 0,707}$$

En este caso W_t se determina por las expresiones dadas del módulo a la torsión según la Teoría de la Torsión de Perfiles de Paredes Delgadas.

Si se comparan los valores de τ_{max} obtenidos para las expresiones de estos métodos para una unión con $a = h = 10 \text{ cm}$ y $c = 1 \text{ cm}$. Se obtiene:

Cálculo según el principio de la independencia.

$$\tau_{max} = 0,012 \cdot M$$

Cálculo según el método del trabajo conjunto de los cordones.

$$\tau_{max} = 0,0114 \cdot M$$

Cálculo según la Teoría de la Torsión de Perfiles de Paredes Delgadas.

$$\tau_{max} = 0,14 \cdot M$$

La tensión tangencial máxima según este último método es más de diez veces superior.

Le tensión equivalente en el cordón según el Criterio de las Tensiones Tangenciales Octaédricas de Huber – Mises – Henke (Teoría de Von Mises) se puede expresar en función de la tensión tangencial máxima en el cordón por la siguiente expresión:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{3} \cdot \tau_{max}$$

De donde, para un torque $M = 1000 \text{ kgf} \cdot \text{cm}$.

Según el principio de la independencia:

$$\sigma_{eq} = 20,78 \text{ kgf/cm}^2$$

Según el trabajo conjunto de los cordones:

$$\sigma_{eq} = 19,75 \text{ kgf/cm}^2$$

Según la Teoría de la Torsión de los Perfiles de Paredes Delgadas:

$$\sigma_{eq} = 242,5 \text{ kgf/cm}^2$$

En la Fig. 3a) se muestran los resultados del procesamiento por el Método de los Elementos Finitos de la unión soldada de perfil en U analizada, por medio del Software Cosmos Design Star donde se puede observar que la tensión equivalente de Von Mises para las dimensiones dadas en la costura y un torque $M = 1000 \text{ kgf} \cdot \text{cm}$, arroja un valor de: $\sigma_{eq} = 1301 \text{ kgf/cm}^2$. El Método de los Elementos Finitos considera implícitamente el coeficiente de concentración de tensiones y los fenómenos relacionados con la torsión restringida que se producen en la unión, de aquí que la tensión por el MEF es poco más de 5 veces la tensión calculada por las expresiones de la Teoría de la Torsión en Perfiles de Paredes Delgadas.

Si se aleja la unión del empotramiento a una zona donde ya no exista el efecto de la torsión restringida, tal

como se muestra en la Fig. 3 b) la tensión de Von Mises obtenida por el MEF se reduce a 239 kgf/cm², lo cual se corresponde adecuadamente con los resultados obtenidos y muy superior a los resultados obtenidos por las expresiones clásicas.

En la Tabla 1 se muestran las expresiones propuestas en el presente trabajo obtenidas aplicando la Teoría de

la Torsión de los Perfiles de Paredes Delgadas y las obtenidas según Shigley – Mitchell y según Hall, las cuales fueron obtenidas aplicando el método propuesto por ellos, considerando el trabajo conjunto de los cordones.

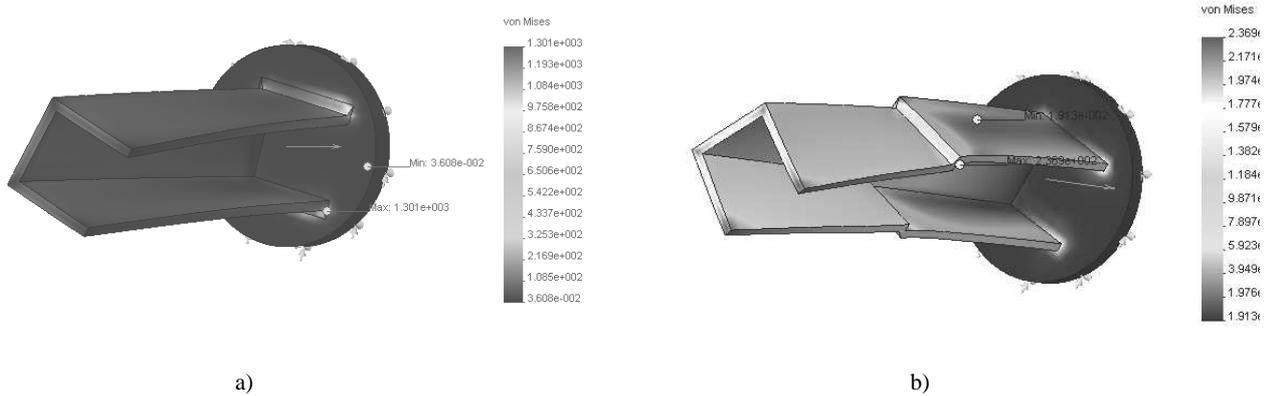
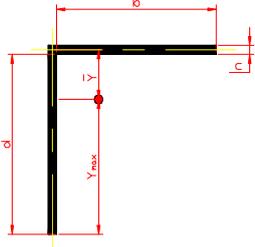
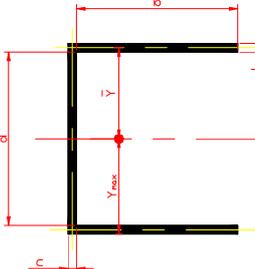
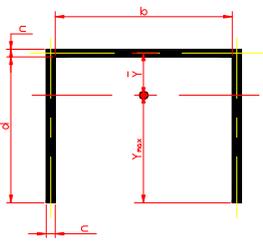
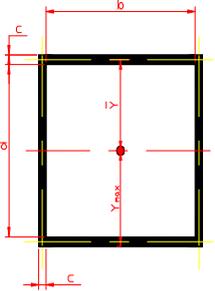
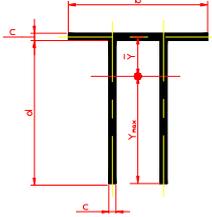
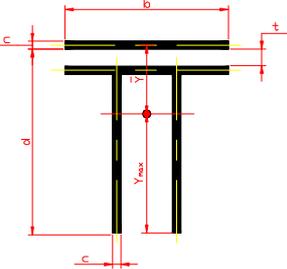
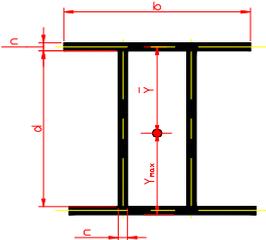
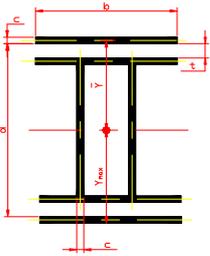
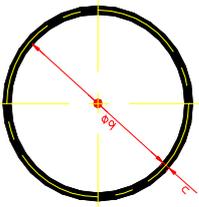


Fig. 3 Resultados del procesamiento por el Método de los Elementos Finitos.

Tabla 1 Comparación entre las expresiones propuestas para τ_{Mt} las propuestas por Shigley – Mitchell y Hall.			
No	Tipo de sección	Autor	Expresiones para el calculo de τ_{Ω} .
1		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{8,4853 \cdot Mt}{c \cdot d^2}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{8,4853 \cdot Mt}{c \cdot d^2}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt}{c^2 \cdot d}$
2		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{4,424 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + (d + c)^2}}{c \cdot d \cdot (3 \cdot b^2 + d^2)}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + d^2}}{c \cdot d \cdot (3 \cdot b^2 + d^2)}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{2,121 \cdot Mt}{c^2 \cdot d}$
3		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + d^2}}{c \cdot d \cdot (b^2 + 3 \cdot d^2)}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{2,121 \cdot Mt}{c^2 \cdot b}$

4		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{8,4852 \cdot Mt \cdot \sqrt{(2 \cdot b \cdot d + d^2)^2 + [b^2 + c \cdot (b + d)]^2}}{c \cdot [(b + d)^4 - 6 \cdot b^2 \cdot d^2]}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{16,9706 \cdot Mt \cdot (b + d) \cdot \sqrt{\left[\frac{d^2}{2 \cdot (b + d)}\right]^2 + \left[b - \frac{b^2}{2 \cdot (b + d)}\right]^2}}{c \cdot [(b + d)^4 - 6 \cdot b^2 \cdot d^2]}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt}{c^2 \cdot (b + d)}$
5		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{16,9706 \cdot Mt \cdot (2 \cdot b + d) \cdot \sqrt{\frac{(c + d)^2}{4} + \left(b - \frac{b^2}{2 \cdot b + d}\right)^2}}{c[(2 \cdot b + d)(8 \cdot b^3 + 6 \cdot b \cdot d^2 + d^3) - 12 \cdot b^4]}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{16,9706 \cdot Mt \cdot (2 \cdot b + d) \cdot \sqrt{\frac{d^2}{4} + \left(b - \frac{b^2}{2 \cdot b + d}\right)^2}}{c[(2 \cdot b + d)^4 - 12 \cdot b^2 \cdot (b + d)^2]}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt}{c^2 (2 \cdot b + d)}$
6		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{16,9706 \cdot Mt \cdot (b + 2 \cdot d) \cdot \sqrt{\frac{b^2}{4} + \left(d - \frac{d^2}{b + 2 \cdot d}\right)^2}}{c[(b + 2 \cdot d)^4 - 12 \cdot d^2 \cdot (b + d)^2]}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt}{c^2 \cdot (b + 2 \cdot d)}$
7		Shigley - Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{(b + c)^2 + (d + c)^2}}{c \cdot (b + d)^3}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + d^2}}{c \cdot (b + d)^3}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{0,707 \cdot Mt}{c \cdot (b + d) \cdot (d + c)}$

8		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{16,9706 \cdot Mt \cdot (b + 2 \cdot d) \cdot \sqrt{\frac{b^2}{4} + \left[\frac{d^2}{2 \cdot (b + d)} \right]^2}}{c \cdot [(b + 2 \cdot d)^4 - 12 \cdot d^2 \cdot (b + d)^2]}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt}{c^2 \cdot (b + 2 \cdot d)}$
9		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 \cdot (b + d)^2 + b^4}}{c \cdot (b + d)^3 \cdot [d^3(4 \cdot b + d) + b^3 \cdot (b + d)]}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{2,12 \cdot Mt}{c^2 \cdot (b + d)}$
10		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + d^2}}{c \cdot (b^3 + 3 \cdot b \cdot d^2 + d^3)}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{2,121 \cdot Mt}{c^2 \cdot (b + d)}$
11		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{4,242 \cdot Mt \cdot \sqrt{b^2 + d^2}}{c \cdot (2 \cdot b^3 + 6 \cdot b \cdot d^2 + d^3)}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{2,121 \cdot Mt}{c^2 \cdot (2 \cdot b + d)}$
12		Shigley – Mitchell	$\tau_{Mt} = \frac{2,8284 \cdot Mt}{\pi \cdot c \cdot d^2}$
		Hall	$\tau_{Mt} = \frac{2,8284 \cdot Mt}{\pi \cdot c \cdot d^2}$
		Propuesta.	$\tau_{Mt} = \frac{2,8284Mt}{\pi \cdot c \cdot (c + d)^2}$

3. Conclusiones.

1. El estudio bibliográfico sobre el cálculo de las tensiones tangenciales en el caso de las costuras de filete sometidas a torsión confirma que: ninguno de los autores consultados toma en cuenta en el cálculo de las tensiones la Teoría de la Torsión de los Perfiles de Paredes Delgadas, introduciendo errores en las expresiones de cálculo. Sólo en el Tratado General de Soldadura de los autores Schimpke, Horn y Ruge se toman en cuenta estas particularidades, sin profundizar en las expresiones para el cálculo en los casos de configuración geométrica compleja.
2. La aplicación de la Teoría de la Torsión de Perfiles de Paredes Delgadas al cálculo de las tensiones en el caso de las costuras soldadas de filete sometidas a la torsión arroja valores del orden de diez veces o más, con relación a las calculadas por los métodos tradicionales expuestos en la literatura, lo que se corresponde mejor con la Teoría de la Mecánica de Materiales y con los valores obtenidos por el MEF.
3. En el trabajo se presentan nuevas expresiones de cálculo de las tensiones tangenciales de un conjunto de secciones de configuración geométrica compleja que contemplan las particularidades de la Torsión en Perfiles de Paredes Delgadas, tanto abiertos como cerrados. Estas expresiones resultan novedosas y arrojan notables diferencias con relación a las planteadas por otros autores.

4. Bibliografía.

1. Beer F.P, Johnston e.r. Mecánica de Materiales.2ª. Colombia, ed.: Mc Graw-Hill, 1993.-738 p.
 2. Birger I.A., Shorr B.F., shneiderovich r.m. Cálculo de resistencia de piezas de máquinas. Moscú: Editorial Mashinostroenie, 1966.-- 616 p.
 3. Dobrovolski v. Elementos De Máquinas. Moscú: Editorial Mir, 1970.--692 p.
 4. Faires V.M./ Diseño De Elementos De Máquinas. México : Editorial Uteha, 1985.-- 802 p.
 5. Feodosiev V.I. Resistencia De Materiales. Moscú: Editorial Mir, 3ª ed.1985.-583 p.
 6. Fernández, Gilda. Resistencia De Materiales.La Habana: Ed. Pueblo Y Educación, 1983.-511p.
 7. Fitzgerald F. Mecánica De Materiales. México: Editorial Alfaomega S.A. De C.V., 1996.-560 P.
 8. Fogiel M. Problem Solver In Strength Of Materials And Mechanics Of Solids. New Jersey: Editorial Rea, 1988 .-1140 P.
 9. Hall A, Holowenko A, Laughlin H. Diseño De Máquinas. Madrid: Ed. Dossat, 1971. -344p.
 10. Iusilievich G.V. Elementos De Máquinas. Moscú: Editorial Mashinostroenie, 1988.-388p
 11. Ivanov, M. N. Elementos De Máquinas. Moscú: Editorial Vichaya Schkola, 1991.- 386p.
 12. Miroliubov I. Problemas De Resistencia De Materiales. Moscú: Editorial Mir 1985.-500p.
 13. Mott R.L. Applied Strength Of Materials. New Jersey: Ed. Prentice-Hall, 2ª. Ed. 1990.-559 P.
 14. Mott R.L. Resistencia De Materiales Aplicada. México: Editorial Prentice- Hall Hispanoamericana S.A. 3ª. Ed. 1996.-640 P.
 15. Mukanov K. Design Of Metal Structures. Moscú: Editorial Mir, 1968. - 517p
 16. Olsen G.A. Elements Of Mechanics Of Materials. La Habana: Editora De La Asociación De Estudiantes De Ingeniería, 1962.-536 P.
 17. Pisarenko G.S., Yakovlev A.P., Matveev V.K. Manual De Resistencia De Materiales. Moscú: Editorial Mir, 1989,- 693 P.
 18. Reshetov, D. Elementos De Máquinas. La Habana: Editorial Pueblo Y Educación, 1985.- 830p.
 19. Schimpke P., Horn H.A., Ruge J. Tratado General De Soldadura. Proyecto Y Cálculo De Construcciones Soldadas. Ciudad De La Habana: Editoral Pueblo Y Educacion, 1980.- 394 P.
 20. Shigley J.E. El Proyecto En Ingeniería Mecánica. La Habana: Ed. Revolucionaria, 1969.- 658 P.
 21. Shigley, J. E./ Diseño En Ingeniería./ México: Editorial Mc Graw Hill, 1977. - 785 P.
 22. Shigley, J. E.; Mitchell, L. D./ Diseño En Ingeniería Mecánica./ México: Editorial Mc Graw Hill, 1985. - 915 P.
 23. Shigley, J.E ; Mischkie, C., Diseño En Ingeniería Mecánica. México: Editorial Mc Graw Hill Interamericana. 2001.-943 P.
 24. Spiegel L., Limbrunner G.F. Applied Statics And Strength Of Materials. Third Edition. New Jersey: Prentice Hall, 1999.-644 P.
 25. Timoshenko S. Resistencia De Materiales. Moscú : Editorial Nauka, 1965.-480p.
 26. Volmir A. Problemas De Resistencia De Materiales. Moscú; Editorial Mir, 1986. -477 P.
 27. Wilson Ch. Computer Integred Machine Design. New Jersey: Prentice Hall, 1997.-646 P.
-

New expressions for torsion shear stress calculation in welding fillets.

Abstract.

In this paper, the Thin Walled profiles Torsion Theory is applied to calculation of torsional shear stresses of complex geometry profiles welded joints fillets. New calculation expressions are obtained that allowed to obtain a better approach than the classic expressions in relation to the values obtained by the Finite Elements Method.

Key words: Torsion, welded joints, welding fillets.



Electrodos para la soldadura manual por arco eléctrico

Instituto Superior Politécnico *José Antonio Echeverría*.
 Planta de electrodos. Facultad de Ingeniería Mecánica.
 Calle 127 s/n, CUJAE, Marianao 15, Ciudad de La Habana, Cuba.
 Teléfono: (537) 267 0316 Fax: (537) 267 1208
 E-mail: electrodos@quimica.ispjae.edu.cu

SOMOS GARANTÍA DE SERVICIO

Electrodos especiales para el relleno superficial

D250	D400R	D600A
D250R	D500Mn	D700
D400	D500MnCr	D700A
D400A	D600	D700B
		D800

Electrodos para la soldadura de aceros al carbono y de baja aleación

R13 (E6013)	R14 (E6014)
B16 (E7016)	B18 (E7018).

Otros electrodos especiales

Vanadin 25	Bisecor	Cubazucar 83
------------	---------	--------------

La planta de electrodos cuenta entre su personal con un grupo de profesores universitarios y técnicos con experiencia en los procesos de recuperación y reparación de partes y piezas. Se cuenta, además, con el equipamiento adecuado para el desarrollo de los trabajos más complejos que se puedan presentar.