

RESISTENCIA A FATIGA DE ARMADURAS PASIVAS CON MALLAS ELECTRO-SOLDADAS QUE CONTIENEN SOLDADURAS NO ESTRUCTURALES

M. Iordachescu^{1*}, A. Valiente¹, M. De Abreu¹

¹E.T.S.I. Caminos, Canales y Puertos, Universidad Politécnica de Madrid
C/ Profesor Aranguren 3, 28040, Madrid, España

* Persona de contacto: mihaela.iordachescu@upm.es

RESUMEN

Las mallas electro-soldadas que se emplean como armaduras en grandes estructuras de hormigón requieren a veces para su puesta en obra soldaduras por arco eléctrico no estructurales, que permanecen incorporadas a las mallas indefinidamente. Existe el riesgo de que estas soldaduras fragilicen localmente las mallas y reduzcan su resistencia y su vida a fatiga. En este trabajo se presentan los resultados obtenidos en ensayos de fatiga de barras de acero de armar conteniendo soldaduras cruciformes respectivamente realizadas por electro-soldeo y por arco eléctrico. Los ensayos interrumpidos por superar una duración equivalente a vida útil fueron continuados con ensayos de tracción de las mismas probetas para detectar los daños, tales como pérdidas de resistencia y ductilidad en las armaduras ensayadas. El análisis micro-fractográfico reveló los mecanismos físicos del daño iniciado en los dos procesos de soldeo y extendido por los ciclos fatiga. Los resultados muestran que las armaduras con soldaduras no estructurales, adecuadamente diseñadas y ejecutadas pueden soportar cargas de fatiga superiores a la capacidad resistente que las normativas vigentes atribuyen a las mallas electro-soldadas. El tipo de daño observado en estos casos no altera la vida útil a fatiga ni la capacidad resistente a tracción de las armaduras afectadas.

PALABRAS CLAVE: mallas electro-soldadas de alta resistencia, fatiga, vida útil, soldeo por resistencia, soldeo por arco eléctrico

ABSTRACT

The research provides experimental data and assesses the effect of tack welding on the fatigue life of high-strength electro-welded wire reinforcement (WWR) meshes used for bridges construction which, when inappropriately executed, can lead to substantial loss of strength and local embrittlement into the joint area, as well as to shorter fatigue lives. Hence, fatigue tests of specimens containing two types of cruciform joints, respectively obtained by electro-welding and by tack welding, were carried out and interrupted in case of surpassing the endurance limit. The experiments were followed by tensile tests of the survival specimens in order to detect the damage effects from the strength and ductility losses of the main mesh reinforcement. Micro fractographic analysis revealed the physical mechanisms of damage induced by tack welding and fatigue. It resulted that adequate designed and executed tack welds can bear fatigue loads higher than the fatigue resistance of WWR as specified by technical codes. The type of damage that might be generated does not affect the fatigue life nor the tensile loading capacity of the WWR.

KEYWORDS: high-strength welded wire reinforcement mesh, fatigue life, electric resistance welding, arc welding

1. INTRODUCCIÓN

Hoy día, las mallas electro-soldadas de alta resistencia (WWR) constituyen una alternativa eficiente a las armaduras pasivas tradicionales para estructuras avanzadas de hormigón armado. Su utilización en puentes para la construcción de grandes vigas con sección en I contribuye a reducir significativamente los costes de ejecución [1]. Las mallas WWR se fabrican bajo altos estándares de calidad empleando un soldeo

por resistencia eléctrica (electro-soldeo) que optimiza la soldadura de los nudos (en lo sucesivo EW) mediante la variación controlada de la fuerza con que se comprimen las barras a unir y de la intensidad de la corriente eléctrica aplicada.

Junto a las soldaduras estructurales de los nudos, las mallas electro-soldadas de las vigas en I pueden contener excepcionalmente soldaduras por arco eléctrico no resistentes de pequeño tamaño que unen la

malla al resto de la armadura de la viga. La función de estas soldaduras es configurar provisionalmente el conjunto de la armadura con la estabilidad y solidez que requieren la puesta en obra y el vertido del hormigón [1, 4]. Esta técnica de soldadura no estructural por arco eléctrico se denomina *tack-welding* (en adelante TW) y procede de otras tecnologías donde se emplea con carácter transitorio para el posicionamiento correcto, previo a la soldadura definitiva, de chapas y otras formas estructurales de grandes dimensiones [3]. Sin embargo, en estas aplicaciones el proceso de soldeo final elimina las soldaduras TW, a diferencia de lo que ocurre cuando se emplean en construcción con la finalidad indicada. La excepcionalidad de uso de las soldaduras TW se debe precisamente a los riesgos que entrañan para la integridad estructural de las armaduras si no se adoptan precauciones especiales de soldeo que tengan muy en cuenta el contenido de carbono del acero de armar respecto al diseño del proceso y la pericia de los soldadores respecto a la ejecución. En ausencia de estas medidas, las alteraciones metalúrgicas locales que producen las soldaduras TW pueden dar lugar a concentraciones de tensión y a enclaves de material frágil [5, 6] que debilitan la capacidad resistente de las armaduras frente a las cargas estáticas y cíclicas [7-10]. Salvo excepciones [4], los códigos técnicos de estructuras de hormigón no incluyen especificaciones para asegurar la integridad estructural de armaduras con mallas electro-soldadas que contengan soldaduras TW, especialmente frente al fallo por fatiga. Esta ausencia constituye un freno para la utilización de las mallas en grandes estructuras donde serían una solución económica y sostenible por el alto número y la repetitividad de vigas de gran tamaño que requieren.

El presente trabajo es una investigación experimental sobre el comportamiento a fatiga de muestras de mallas electro-soldadas con soldaduras EW por resistencia eléctrica y soldaduras TW por arco eléctrico. Los ensayos de fatiga con resultado de vida ilimitada se han complementado ensayando a tracción hasta rotura las probetas que han sobrevivido a la acción de la carga cíclica. Los micromecanismos del daño causado por el efecto conjunto de las soldaduras y la fatiga han sido analizados por microscopía SEM mediante observación fractográfica y microestructural.

Las probetas ensayadas procedían del desmantelamiento de una viga en I de gran tamaño destinada con otras iguales a sostener el tablero en uno de los vanos de un puente con estructura de hormigón armado. Para facilitar la fabricación de las vigas, se habían añadido soldaduras TW en cruz a la malla electro-soldada que constituía la armadura longitudinal y transversal de la viga. La viga se seleccionó aleatoriamente antes de ser colocada en el puente y se desmanteló para llevar a cabo la experimentación presentada en este trabajo. Las probetas de ensayo se extrajeron de la zona de la armadura más solicitada a fatiga y consistían en muestras rectas de distintos estribos integrados en la malla electro-soldada. Todas las muestras contenían una solda-

dura EW y una soldadura TW en cruz que unían el estribo a sendas barras de la armadura longitudinal de la viga e incluían un corto fragmento de las mismas.

2. VIDA A FATIGA Y EVALUACIÓN DE RESULTADOS COMPLEMENTARIOS

2.1. Ensayos de fatiga

Las probetas utilizadas para los ensayos de fatiga se extrajeron de los estribos del ala inferior de una viga en I desmantelada antes de ser puesta en obra. La armadura transversal y la armadura longitudinal de la viga estaban integradas en una malla electro-soldada de fábrica con soldaduras EW en cruz que unían los estribos y las barras longitudinales de mayor diámetro. Las de menor diámetro también se habían unido a algunos estribos mediante soldaduras TW en cruz, añadidas para facilitar la construcción de la viga en una planta de montaje próxima a la obra. Las probetas de ensayo cortadas de los estribos medían 40 cm de longitud y contenían sendas soldaduras de cada tipo, que conservaban una pequeña parte de la barra longitudinal soldada al estribo.

Los estribos de procedencia de las probetas eran barras corrugadas D20 de acero de armar (12,8 mm de diámetro) A615, grado 520. Las armaduras longitudinales soldadas a los estribos y mantenidas en las probetas de ensayo eran alambres corrugados, del mismo acero, pero del tipo D8 (8,1 mm de diámetro) las de soldadura EW y del tipo D4 (5,7 mm de diámetro) las de soldadura TW. La Figura 1a muestra la configuración general de las probetas, cuyas dimensiones se recogen en la Tabla 1. Las dos uniones soldadas estaban ejecutadas en generatrices opuestas de la barra D20, a una distancia t-w superior a los 24 mm necesarios para no interactuar. En la Figura 1b puede verse una de las probetas antes del ensayo de fatiga. El alambre D8 de la unión electro-soldada EW se desprendió durante el desmantelamiento de la viga en una de las probetas (Figura 1c) y el ensayo de fatiga se realizó con una entalla semicilíndrica en el lugar del alambre soldado.

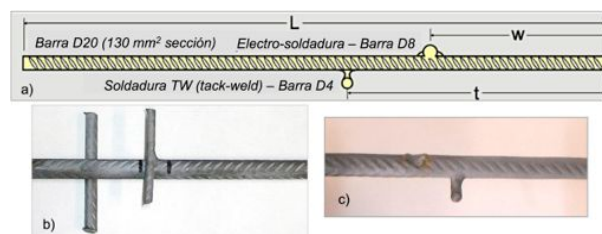


Figura 1. a) Configuración de las probetas para el ensayo de fatiga; b) Vista general de las probetas antes de ensayo; c) Probeta singular, con entalla semicilíndrica producida por el desprendimiento del alambre D8 de la soldadura EW, al extraer la probeta de la viga

Los ensayos de fatiga se llevaron a cabo en una máquina servo-hidráulica con una capacidad de carga axial de 100 kN. Se empleó una onda de carga armónica de 30

Hz de frecuencia. Los intervalos de carga aplicados fueron 5–10 kN, 5–15 kN y 5–20 kN. El límite inferior común de 5 kN y el límite superior de 10 kN del primer intervalo fueron proporcionados por el proyectista como carga permanente y como carga máxima accidental de los estribos en la ubicación ocupada por las probetas en el interior de la viga. El límite superior de 20 kN es el resultado de sumar al límite inferior una carrera de tensiones de 115 MPa, que supera ligeramente las especificadas por los códigos técnicos [4, 11, 12] como resistencia a fatiga de las mallas electro-soldadas con soldaduras TW (110 MPa) o sin ellas (100 MPa), siempre que el soldeo haya sido realizado de acuerdo con las especificaciones de la normativa. El límite superior de 15 kN se adoptó como valor intermedio. La Tabla 1 resume los datos de cada ensayo de fatiga, junto con los resultados obtenidos.

Tabla 1. Dimensiones de las probetas, datos de ensayo y resultados obtenidos en los ensayos de fatiga.

Probeta		I-1	I-2	I-3	I-4*
Dimensiones [mm]	L	395	368	356	400
	w	242	122	96	145
	t	213	158	124	170
Carga de fatiga Min ÷ Max [kN]		5÷10 (límite servicio)	5÷15 (intermedio)	5÷20 (garantizado WWR)	5÷20 (garantizado WWR)
Carrera de tensiones, [MPa]		38	77	115	115
Resultado/ Resultado/ 10 ⁶ ciclos		Sin fallo 4,65	Sin fallo 10,40	Fallo EW 2,60	Sin fallo 12,51

*Alambre D8 separada de la unión electro-soldada durante el desmantelamiento de la viga

Como indica la Tabla 1, sólo una de las probetas falló en el ensayo de fatiga. El fallo tuvo lugar en la soldadura EW, tras $2,60 \cdot 10^6$ ciclos de carga bajo 115 MPa de carrera de tensiones, y cumple por tanto las condiciones de resistencia a la fatiga especificadas por los códigos técnicos para las mallas electro-soldadas con soldaduras TW y sin ellas: superar $2 \cdot 10^6$ ciclos bajo carreras de tensiones respectivas de 110 MPa [4] y de 100 MPa [11,12]. Los demás ensayos de fatiga fueron interrumpidos después de haber superado un número considerablemente mayor de ciclos. Tal como pone de manifiesto la Figura 2, el límite de fatiga de las probetas ensayadas está muy por encima del rango máximo de tensiones de servicio y excede las carreras de tensiones mínimas especificadas por los códigos técnicos para que la vida a fatiga de las mallas electro-soldadas destinadas a armaduras pasivas supere $2 \cdot 10^6$ ciclos.

2.2. Ensayos de tracción post-fatiga

Con el fin de detectar los efectos de la acumulación de carga cíclica sobre la resistencia y la ductilidad de los alambres D20 a través de daños inducidos en la soldadura TW, las tres probetas que superaron el ensayo de fatiga fueron seguidamente sometidas a tracción simple hasta rotura. Como muestra la Figura 3a, las probetas se

instrumentaron con dos extensómetros resistivos de distinta base de medida. La base del primero abarcaba la soldadura TW a fin de captar los efectos locales del daño, mientras que la del segundo se situó lejos de la influencia de ambas soldaduras. Las Figuras 3b, 3c y 3d muestran las curvas tensión ingenieril-elongación porcentual obtenidas en los tres ensayos con cada extensómetro. La curva con menor elongación máxima de cada figura corresponde al extensómetro cuya base de medida incluía la soldadura TW.

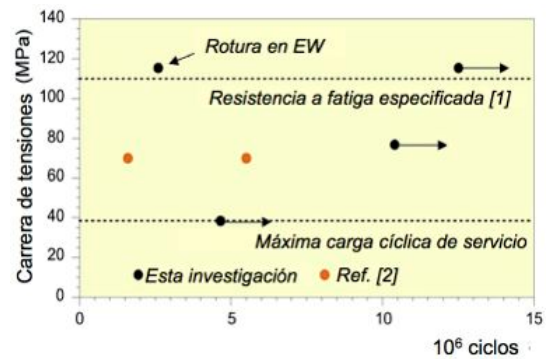


Figura 2. Resultados de los ensayos de fatiga y comparación con datos existentes en la literatura [4]

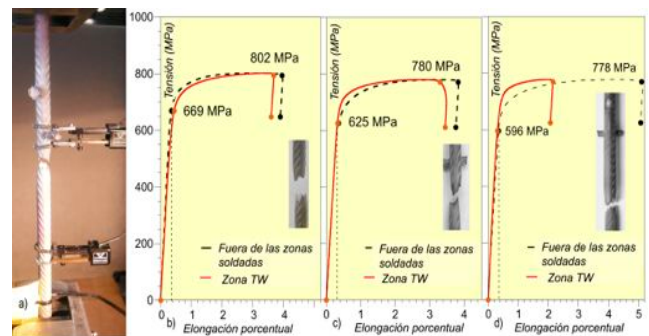


Figura 3. Curvas carga-alargamiento de los ensayos de tracción post-fatiga en zonas afectadas térmicamente por el soldeo TW y zonas libres de la influencia de los procesos de soldeo: a) I-1; b) I-2; c) I*-4; d) Instrumentación del ensayo de tracción y ubicación de la estricción

Tabla 2. Características mecánicas post-fatiga de las probetas

Probeta	I-1	I-2	I-4*
Módulo de elasticidad, [GPa]	205	207	170
0.35% Limite elástico, [MPa]	669	625	596
Resistencia a tracción, [MPa]	802	780	778
Alargamiento bajo carga máxima [%]	3,4	3,5	5,1

*Alambre D8 separada de la unión electro-soldada durante el desmantelamiento de la viga

En todas las probetas ensayadas, el colapso se produjo por inestabilidad plástica y estricción de la barra D20, fuera de la zona de influencia de las dos soldaduras. La Tabla 2 muestra las propiedades mecánicas correspon-

dientes a las curvas tensión-elongación obtenidas fuera de dicha zona. El límite elástico de las barras es la tensión correspondiente a una deformación del 0,35%, según la definición de ACI 318R-9 [13]. La forma de las tres curvas carga-elongación, el modo de fallo y las propiedades mecánicas derivadas de los ensayos de tracción son perfectamente consistentes con las especificaciones del acero de armar ASTM A615 grado 520 [14]. Al comparar la pareja de curvas de cada figura se observan diferencias en la pendiente inicial y en la rama transición al máximo de carga, que son atribuibles a las singularidades geométricas y metalúrgicas locales debidas a la soldadura TW. El bajo módulo de elasticidad medido en la probeta I-4* (Figura 3c y Tabla 2) podría deberse a la elongación no uniforme de toda su superficie a consecuencia de la flexión producida por la entalla semicilíndrica que ocasionó el desprendimiento del alambre D8.

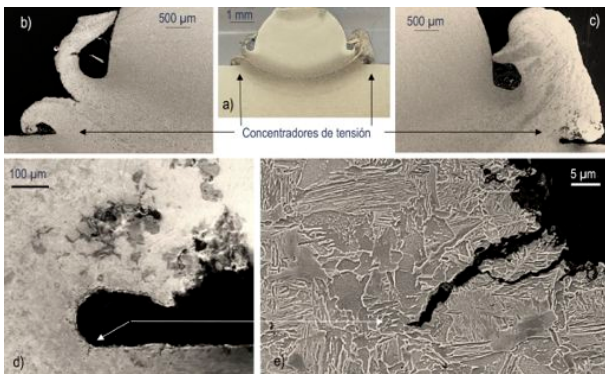


Figura 4. Detalles de la soldadura EW de la probeta I-2: a) Vista macroscópica; b, c) Concentradores de tensión en la barra D20 debidos a la formación de rebabas; d) Entalla en una de las rebabas con fisuras en fase iniciación; e) fisura con propagación interrumpida.

2.3. Daño físico de fatiga y análisis de fallo

El daño físico generado por las cargas de fatiga en las probetas ensayadas se analizó empleando muestras metalográficas procedentes de las soldaduras EW y TW contenidas en las probetas. Para ello, las superficies resultantes de pulir y atacar las muestras con Nital al 2%, se examinaron micro-fractográficamente mediante microscopía electrónica de barrido (SEM).

La Figura 4 muestra la soldadura EW de la probeta I-2, tras la aplicación de $10,4 \cdot 10^6$ ciclos de carga con 77 MPa de carrera de tensiones y tras la posterior rotura a tracción simple. A nivel macroscópico (Figura 4a,b,c) no se aprecian daños en la unión soldada que representen riesgos para la integridad estructural de la barra D20. Sin embargo, a nivel microscópico, se observa la presencia de concentradores geométricos de tensión en la barra D20, debidos a la formación de rebabas propias del soldeo por resistencia eléctrica. La asimetría se debe a la excentricidad de la carga de aplicada para comprimir entre sí las partes a unir. La solidificación de la mezcla de metal

fundido y plastificado de la rebaba creó la entalla con diferentes puntos de iniciación de fisuras que puede verse en la Figura 4d. Observados a más aumentos, se aprecia que las fisuras emanan de formaciones de Widmanstätten de grano grueso (Figura 4e) desarrolladas en la zona termomecánicamente afectada (TMAZ) de la soldadura perteneciente la barra D20. Sin embargo, a pesar del potencial de esta microestructura para la fisuración por fatiga, la carrera de tensiones aplicada fue insuficiente para pasar de la fase de iniciación a la de propagación, y el daño generado ni siquiera actuó como iniciador del proceso de estricción después de que la barra alcanzase en el ensayo la misma carga de inestabilidad plástica adquirida en el proceso de fabricación.

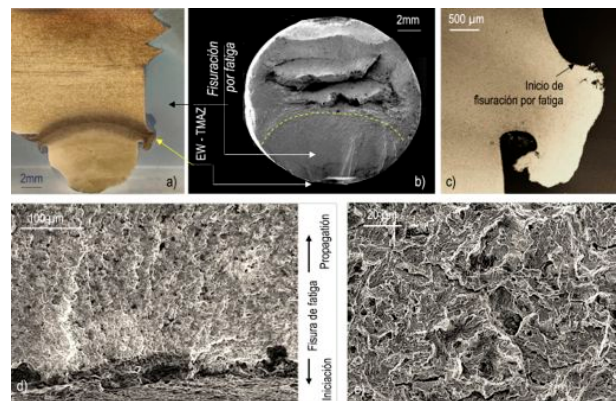


Figura 5. Detalles de la soldadura EW de la probeta I-3 y de la rotura por fatiga: a) Vista macroscópica; b) Superficie de fractura; c) Concentrador de tensiones generado por las rebabas en la barra D20 y dividido en dos por la fisura de fatiga; d) Superficie de fisuración por fatiga con iniciación múltiple; e) Micromecanismo de fisuración activado en la zona TMAZ de la barra D20.

La Figura 5 muestra la soldadura EW y la rotura por fatiga de la probeta I-3 tras la aplicación de $2,6 \cdot 10^6$ ciclos de carga con 110 MPa de carrera de tensiones. El proceso de fisuración por fatiga se ha desarrollado en una de las dos secciones transversales de la barra D20 donde la zona afectada termomecánicamente (TMAZ) de la barra aflora a la superficie (Figura 5a). La fisura ha crecido a través del acero ferrito-perlítico no afectado por el soldeo (Figura 5d), siguiendo un frente de avance elíptico (Figura 5b). El crecimiento ha cesado al alcanzar el tamaño capaz de producir el colapso por sobrecarga del ligamento resistente para la carga máxima de 20 kN aplicada en los ciclos de fatiga. La iniciación se ha producido en uno de los concentradores de tensión debidos a la formación de las rebabas durante el electro-soldo de la unión cruciforme entre la barra D20 y el alambre D8. La analogía entre las Figuras 4a y 5a y entre las Figuras 4c y 5c es total, salvo una gran diferencia que explica los resultados obtenidos en ambos ensayos y se debe a las carreras de tensiones aplicadas: las fisuras incipientes de las Figuras 4d y 4e no han superado la fase de iniciación en la probeta I-3, mientras que han superado esta fase y la de propagación en la probeta I-4. El factor determinante de un compor-

tamiento tan distinto es la activación del micromecanismo de rotura de las facetas de Widmanstätten por pseudo-clivaje en la zona TMAZ de la barra D20 (Figura 5e). La mayor carrera de tensiones, intensificada por el efecto de las rebabas como concentrador de tensiones, dio lugar a la activación.

La Figura 6 muestra la soldadura EW de la probeta I*-4, sin el alambre D8 por haberse desprendido de la unión soldada durante el desmantelamiento de la viga de procedencia. La probeta había soportado $12,5 \cdot 10^6$ ciclos de carga bajo una de carrera de tensiones 115 MPa antes de la rotura a tracción simple. En la Figura 6a se observan concentradores de tensiones con la misma geometría que los de las Figuras 4a y 5a, también consecuencia de la formación de rebabas durante el electro-soldeo de la unión cruciforme entre la barra D20 y el alambre D8. El análisis microfractográfico de una de las entallas formada por las rebabas (Figura 6b) revela la existencia de dos fisuras incipientes (Figura 6c), probablemente generadas durante el ensayo de fatiga, que no llegaron a propagarse. La única diferencia entre esta probeta y la I-3 es la ausencia del alambre D8 en el ensayo, por haberse desprendido durante el desmantelamiento de la viga para la extracción de probetas. El concentrador de tensiones generado por las rebabas sin el alambre D8 es menos severo y su acción combinada con la carrera de tensiones es insuficiente para activar el micromecanismo de fisuración de la Figura 5.e.

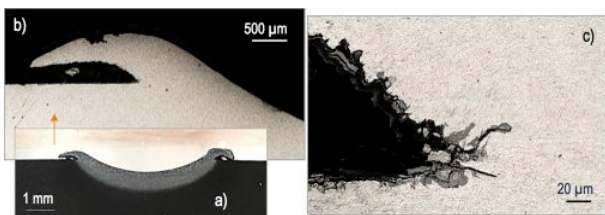


Figura 6. Detalles de la soldadura EW de la probeta I*-4: a) Vista macroscópica; b) Concentradores de tensión en la barra D20 debidos a la formación de rebabas; c) Entalla en una de las rebabas con fisuras detenidas en la fase de iniciación

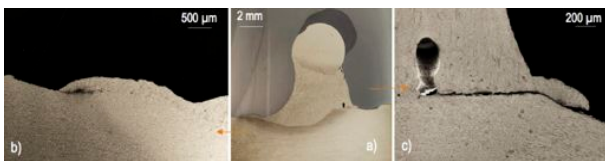


Figura 7. Soldadura TW de la probeta I-2: a) Vista macroscópica; b, c) Concentradores de tensión en la barra D20 en el pié de cordón, con fisuración en la línea de fusión.

Las soldaduras no estructurales TW pueden verse en las Figuras 7 y 8 para las probetas I-2 e I-3, es decir, tras $10,4 \cdot 10^6$ y $2,6 \cdot 10^6$ ciclos de carga bajos carreras de tensiones respectivas 77 y 115 MPa, seguidos de tracción simple hasta rotura. Las Figuras 7a y 8a indican que la profundidad de las zonas térmicamente afectada (HAZ)

de las soldaduras TW es casi la misma que la de las zonas termomecánicamente afectadas (TMAZ) de las soldaduras EW, aunque los concentradores de tensión generados en el pié de cordón son menos severos en estas últimas que en las primeras. Esto se debe al acertado diseño del proceso de soldeo por arco eléctrico empleado en las soldaduras TW, que confirma la ausencia de cambios metalúrgicos capaces de poner en riesgo la integridad estructural de la barra D20.

No obstante su menor severidad, los concentradores de tensión han actuado en ambas probetas como iniciadores de fisuras de fatiga que se han propagado por la línea de fusión de la soldadura hasta detenerse en la zona soldada (la zona ocupada por el baño de metal fundido durante el soldeo), tras ser desviado su avance por alguna singularidad geométrica o metalúrgica (Figuras 7 b, c y Figura 8b).

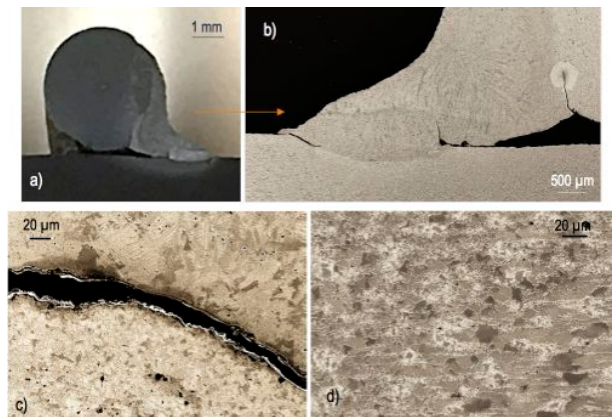


Figura 8. Soldadura TW de la probeta I-3: a) Vista macroscópica; b) Concentradores de tensión en el pié de cordón de la barra D20s, con fisuración múltiple en la línea de fusión; c) Detalle de la fisuración en la línea de fusión; d) Orientación aleatoria de la micro-estructura ferrito-perlítica por recristalización fina en la zona térmicamente afectada en la barra D20; e) Orientación longitudinal de la microestructura ferrito-perlítica en la barra D20.

En relación con el efecto de las soldaduras TW sobre la vida a la fatiga de las armaduras estudiadas, es muy significativo señalar que la probeta I-3 no falló por fatiga en la soldadura TW sino en la soldadura EW, poniendo de manifiesto que la zona HAZ de la primera es menos crítica para la resistencia a la fatiga que la zona TMAZ de la segunda. Ello se debe a las microestructuras características generadas por el soldeo en ambas zonas de la barra D20. A diferencia de las formaciones de Widmanstätten levemente orientadas que contiene la zona TMAZ, la microestructura de granos recristalizados de perlita y ferrita de la zona HAZ no muestra ninguna orientación en las inmediaciones de la línea de fusión (Figura 8d), desde donde cambia gradualmente hasta convertirse en la microestructura ferrito-perlítica longitudinalmente orientada de la barra D20 (Figura 8e). La orientación aleatoria de los granos evita

que el avance de la fisura de fatiga se desvíe de la línea de fusión y penetre hacia el interior de la barra. La fisuración de la soldadura TW a lo largo de la línea de fusión podría llegar a crear una entalla muy superficial en la barra D20 por desprendimiento del alambre D4, pero el efecto de esta entalla en la vida a fatiga de la barra D20 sería nula, ya que lo ha sido el de la entalla sensiblemente más severa de la probeta I*-4, debido al desprendimiento del alambre D8 en la soldadura EW (Figura 1c).

3. CONCLUSIONES

Los resultados experimentales de la investigación presentada en este trabajo indican que la vida a fatiga de las mallas electro-soldadas empleadas como armaduras pasivas en grandes estructuras de hormigón armado no se acorta por la utilización de soldaduras por arco eléctrico no estructurales TW (tack weld), para facilitar la puesta en obra.

Los ensayos de fatiga se han realizado con probetas extraídas de vigas de hormigón armado de gran tamaño desmanteladas con este fin cuando se encontraban en espera de ser puestas en obra. La malla electro-soldada que constituía la armadura longitudinal y transversal de las vigas incluía también soldaduras TW empleadas para facilitar su fabricación. Las probetas ensayadas eran barras de estribos que contenían una soldadura TW y una electro-soldadura (EW) a sendos alambres de la armadura longitudinal. Los resultados de los ensayos ponen de manifiesto que las soldaduras TW no sólo no limitan la vida a fatiga de las mallas bajo las cargas cíclicas de servicio extremas, sino que son menos limitativas que las soldaduras EW bajo las cargas cíclicas máximas especificadas por la normativa técnica para las mallas electro-soldadas. El comportamiento de las probetas a tracción simple tras superar los ensayos de fatiga, así lo confirma.

El análisis microestructural y microfractográfico de las probetas mediante microscopía SEM indica que el diseño del proceso de soldeo de las soldaduras TW es el factor determinante de que no debiliten la resistencia a fatiga de las mallas electro-soldadas. La iniciación de la fisuración por fatiga guarda un gran paralelismo en las soldaduras TW y EW, pero si la propagación llega a producirse, la microestructura de las zonas respectivas HAZ y TMAZ hace que siga caminos muy diferentes en cada tipo de soldadura, sin riesgo para la integridad estructural de la malla en el caso de las soldaduras TW y con graves consecuencias en el de las soldaduras EW.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen la ayuda recibida por parte de DRAGADOS S.A. y del Ministerio de Ciencia e Innovación de España a través del proyecto BIA 2014-53314-R.

REFERENCIAS

- [1] W. Amorn, J. Bowers, A. Girgis, M.K. Tadros. Fatigue of Deformed Wire Reinforcements, PCI Journal (2007) 2-16.
- [2] Welding handbook, 9th Edition, Vol. 3, Welding Processes, Part 2, (American Welding Society), 2007
- [3] Welding handbook, 9th Edition, Vol. 2, Welding Processes, Part 1, (American Welding Society), 2004
- [4] BA 40/9: Tack welding of reinforcing bars, Manual for Roads and Bridges, Highways Agency, UK, 2013.
- [5] E. Harati, L. Karlsson, L-E. Svenson, K. Dalaei. The relative effects of residual stresses and weld toe geometry on fatigue life of weldments, Int. J of Fatigue, (2015) 160-165.
- [6] J. Baumgartner. Review and considerations on the fatigue assessment of welded joints using reference radii, Int. J of Fatigue, (2017) 459-468.
- [7] S. Maropoulos, D. Fasnakis, Ch. Voulgaraki, S. Papanikolaou, A. Maropoulos. Fatigue testing of reinforced concrete steel bars, Materials Science and Engineering, 160 (2016), doi: 10.1088/1757-899X/160/1/012067
- [8] K.T. Burton, E. Hognestad. *Fatigue tests on reinforcing bars - tack welding of stirrups*. ACIJ 64, 1967, 244-52
- [9] H. Hobbacher. Recommendations for the fatigue design of welded joints and components, Springer (2016)
- [10] Eurocode 3: Design of Steel structures - Part 1-9: Fatigue, 2004, European Committee for Standardization (CEN)
- [11] AASHTO LRFD Bridge design specifications, 7th Edition, 2016, American Association of State Highway and Transportation Officials (ASHTO).
- [12] EN 1992-1-1 (Eurocode 2), Design of concrete structures - Part 1-1, Annex C 2004, European Committee for Standardization (CEN).
- [13] ACI 318R-9: Building Code Requirements for Reinforced Concrete, 2008, American Concrete Institute (ACI).
- [14] ASTM A1064, Standard specification for carbon-steel wire and welded wire reinforcement, plain and deformed, for concrete, 2017, ASTM.