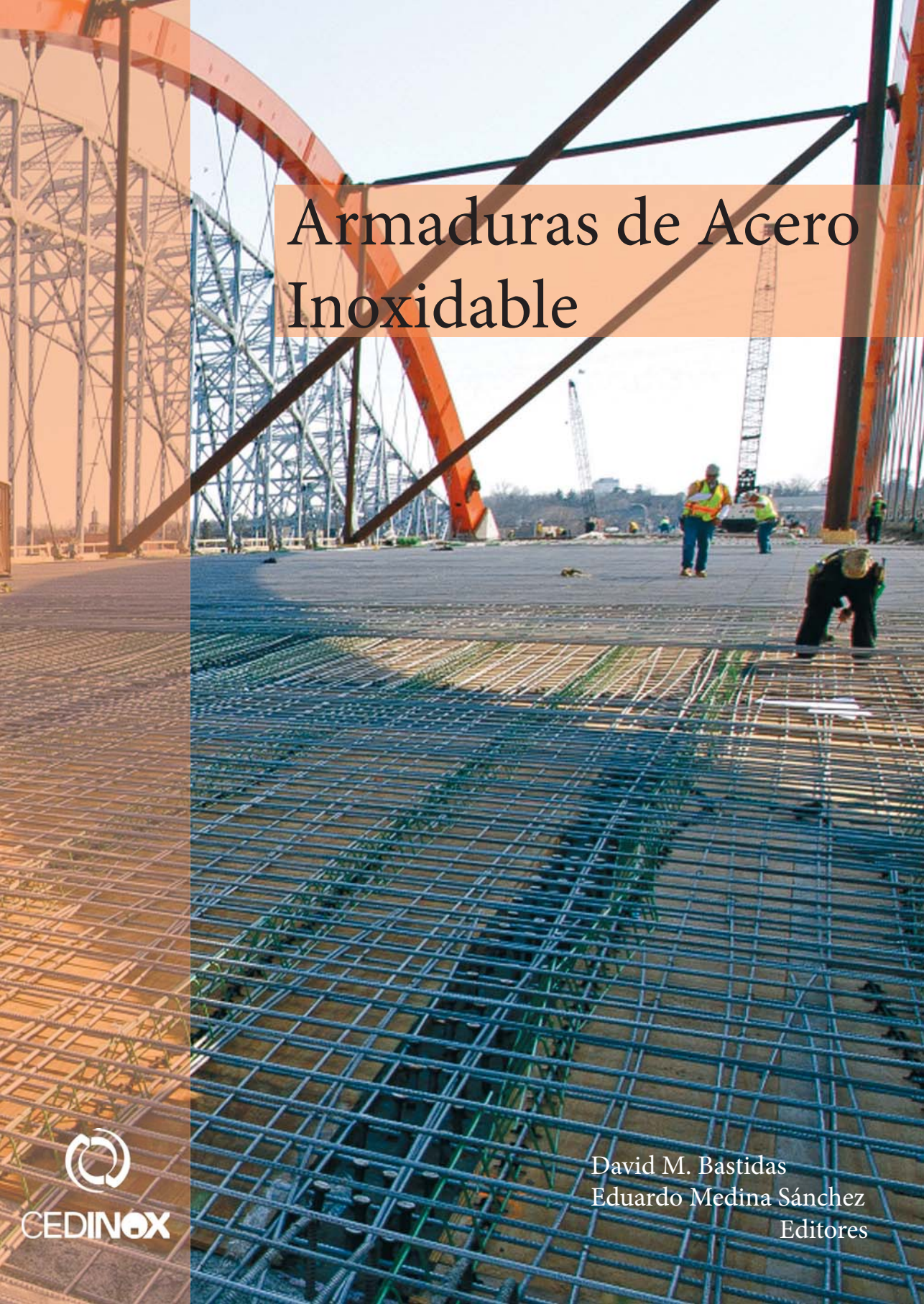




Armaduras de Acero Inoxidable



CEDINOX

David M. Bastidas
Eduardo Medina Sánchez
Editores

ARMADURAS DE ACERO INOXIDABLE

Editores:

David M. Bastidas • Eduardo Medina Sánchez

Autores:

Acosta, P.	Fuentes, J.R.	Paredes, E.C.
Alonso, M.C.	Fullea, J.	Peiró, L.M.
Álvarez, S.M.	Gernay, T.	Picón, J.M.
Bastidas, D.M.	Iglesias, J.	Rodríguez, C.
Bautista, A.	Llorente, I.	Salmerón, A.
Belzunce, F.J.	Matres, V.	Salvador, M.
Bonaste, V.	Medina, E.	Sánchez, J.
Fajardo, S.	Muñoz, S.	Sánchez, M.
Fernández, J.J.	Nóvoa, X.R.	Velasco, F.
Franssen, J.M.	Pachón, A.	

1ª Edición Julio 2013

© David M. Bastidas

© Eduardo Medina Sánchez

© CEDINOX Centro para la Investigación y el Desarrollo del Acero Inoxidable.

Santiago de Compostela 100, 28035 Madrid, España.

Tel.: 91 398 52 31 – 32

Fax: 91 398 51 90

E-mail: cedinox@acerinox.com

www.cedinox.es

Diseño de portada: CEDINOX

I.S.B.N.: 978-84-695-8183-4

Reservados todos los derechos. Prohibida la reproducción total o parcial sin la autorización de los titulares de los derechos.

Impreso en España
Printed in Spain

ÍNDICE

Prólogo	V
Índice de autores	XI
Capítulo 1. Introducción	1
E. Medina y D.M. Bastidas	
Capítulo 2. Historia, evolución y fabricación actual del acero inoxidable corrugado	23
J.J. Fernández, J. Iglesias, L.M. Peiró y S. Muñoz	
Capítulo 3. Comportamiento mecánico de armaduras de acero inoxidable	45
C. Rodríguez y F.J. Belzunce	
Capítulo 4. Pasividad de los aceros inoxidables en hormigón	67
X. Ramón Nóvoa	
Capítulo 5. Comportamiento frente a la corrosión de corrugados dúplex de baja aleación en disoluciones simuladas de poros de hormigón	81
F. Velasco, S.M. Alvarez y A. Bautista	
Capítulo 6. Comportamiento frente a la corrosión por cloruros de una nueva armadura de acero inoxidable dúplex de bajo contenido en níquel	91
E. Medina, I. Llorente, S. Fajardo y D.M. Bastidas	
Capítulo 7. Influencia del corrugado en la durabilidad de las barras austeníticas en medios sin carbonatar y con cloruros	105
A. Bautista, E.C. Paredes y F. Velasco	
Capítulo 8. Armaduras de acero inoxidable expuestas en medio marino. Caracterización in-situ de la corrosión	115
P. Acosta, V. Matres, A. Pachón, J. Sánchez, J. Fulla y J.M. Picón	
Capítulo 9. Aceros inoxidables de alta resistencia mecánica para estructuras pretensadas	129
M.C. Alonso y M. Sánchez	
Capítulo 10. Resistencia al fuego de armaduras de acero inoxidable	149
J.M. Franssen y T. Gernay	
Capítulo 11. Rehabilitación con armaduras de acero inoxidable	167
M. Salvador, J.R. Fuentes, V. Bonaste y A. Salmerón	
Capítulo 12. Análisis económico de estructuras de hormigón con armaduras de acero inoxidable	191
E. Medina, V. Matres y D.M. Bastidas	

Prólogo

En este libro se presentan trabajos de investigación científico-técnica, así como casos prácticos de aplicación de armaduras de acero inoxidable, realizados por grupos de investigación de reconocido prestigio.

Los capítulos incluidos en esta obra, son el fruto de los resultados de investigación obtenidos en proyectos competitivos de investigación, tanto fundamental como aplicada.

La utilización del acero inoxidable, de los tipos dúplex y austenítico, como refuerzos corrugados en estructuras de hormigón armado, está adquiriendo una gran atención en la actualidad. Esto se justifica debido a la mayor durabilidad de la estructura en servicio, en gran medida debido al mejor comportamiento frente a la corrosión de las armaduras de acero inoxidable.

La aplicación del acero inoxidable en estructuras de hormigón armado, presagia un mayor tiempo de vida útil en servicio y por tanto un incremento de las garantías que desde la dirección de construcción de la estructura se pueden ofrecer.

Los diferentes estudios realizados de las armaduras de acero inoxidable demuestran un mejor comportamiento frente a la corrosión que las armaduras tradicionalmente utilizadas de acero al carbono (habitualmente B500SD). Además satisfacen los requisitos mecánicos y de resistencia al fuego de forma óptima.

La primera utilización de armaduras de acero inoxidable como refuerzo en estructuras de hormigón armado se conoce desde hace más de 60 años, siendo empleadas en la construcción de un puente en el puerto de Progreso (Yucatán, México) que comunica la playa con el embarcadero. En la actualidad, los informes de inspección de dicho puente concluyen que la estructura se encuentra en perfecto estado de conservación, no existiendo riesgo de deterioro por procesos de corrosión.

En nuestro país, es todavía escasa la presencia y aplicación de barras corrugadas de acero inoxidable en estructuras de hormigón armado, y por tanto mucho menor el número de obras y construcciones que se realizan utilizando este tipo de armaduras de acero inoxidable.

Con esta obra, se quiere contribuir a un mayor conocimiento de la utilización de las armaduras de acero inoxidable, ofreciendo desde un punto de vista científico-técnico las bases de su utilización y las mejores prestaciones que ofrecen, siempre a través de resultados rigurosos de investigación.

A continuación, se resumen los diferentes capítulos que componen el libro.

Capítulo 1. En este capítulo se abordan los principios básicos de los procesos de corrosión electroquímica en armaduras de hormigón (corrosión por cloruros y procesos de carbonatación de la estructuras de hormigón armado) y se hace referencia a los distintos métodos de protección contra la corrosión (armaduras con recubrimiento epoxi, galvanizadas, etc.) frente al objeto de estudio que son las armaduras de acero inoxidable. Se describen los aceros inoxidables, los tipos y las aplicaciones de las armaduras elaboradas con estos aceros. Por último, se hace una revisión de la normativa actual existente en relación a la ejecución de obras y utilización de corrugados de acero inoxidable.

Capítulo 2. Este capítulo pretende abordar dos aspectos diferentes que ayuden al lector a conocer el acero inoxidable corrugado: su historia y evolución, y su proceso de fabricación actual. Nos encontramos ante un material muy joven, el acero inoxidable apenas tiene un siglo de vida y el producto corrugado ha sido de los más recientes en desarrollarse. El proceso de fabricación del acero inoxidable corrugado es el conjunto de transformaciones que sufre el material desde que se funden las materias primas hasta que se obtienen las propiedades geométricas y mecánicas deseadas del producto final.

Capítulo 3. En este capítulo se ha estudiado el comportamiento mecánico de barras de aceros inoxidables austeníticos y dúplex, corrugadas tanto por laminación en caliente como por deformación en frío, habiéndose tomado como referencia, a título comparativo, una barra de acero al carbono de elevado límite elástico y alta ductilidad. Se describen, en primer lugar, los aceros utilizados y los procesos de fabricación llevados a cabo en cada caso para la obtención de las barras corrugadas. A continuación, se ha procedido a comparar las propiedades mecánicas convencionales de las citadas barras (dureza y tracción) y, en el caso del comportamiento a tracción, se han ensayado directamente las barras y también probetas normalizadas extraídas de las mismas, con objeto de estimar la influencia que ejerce la región más superficial de las barras, que ha quedado endurecida como consecuencia de los procesos de fabricación llevados a cabo. También se ha determinado la tenacidad en presencia de grietas de todas estas barras, utilizando conceptos de mecánica de la fractura elastoplástica. Se han obtenido las curvas resistentes J-R (o curvas J- Δa) y el parámetro J_{Ic} , que expresa el valor de la integral J para el inicio del crecimiento estable de la grieta. Los valores obtenidos se han justificado teniendo en cuenta el endurecimiento introducido en los procesos de fabricación de las barras y la presencia de elementos residuales, como el azufre y el titanio. Por último, se ha llevado a cabo una extensa caracterización a fatiga con objeto de determinar la influencia de la microestructura, del endurecimiento superficial y de la existencia de defectos generados durante la fabricación en su respuesta ante cargas cíclicas.

Capítulo 4. En este capítulo se exponen los conceptos de capa pasiva y sus propiedades en la protección frente a la corrosión. De forma paralela, se evalúa el papel de los elementos aleantes en la microestructura de los aceros inoxidables, correlacionando este hecho con la resistencia frente a la corrosión y por tanto la durabilidad de las estructuras de hormigón armado con refuerzos corrugados de acero inoxidable. Se hace referencia por otro lado a la influencia de la temperatura en el límite crítico admisible de cloruros. Finalmente se expone el buen comportamiento del acero inoxidable en casos en los cuales puedan originarse pares galvánicos, siendo una particularidad la limitada actividad catódica de los aceros inoxidables, la cual los hace materiales de refuerzo particularmente útiles

para su aplicación en proyectos de reparación y para un uso “inteligente” en estructuras nuevas mixtas, donde el inoxidable se utilizaría solo en las áreas potencialmente más sensibles. Cuando una parte del refuerzo corroído, por ejemplo, cerca de la superficie del hormigón, se va a reemplazar, podría ser ventajoso utilizar acero inoxidable en lugar de acero al carbono. Al ser un pobre cátodo, el acero inoxidable minimizaría los posibles problemas que pueden ocurrir en el refuerzo de acero al carbono colindante, en estado pasivo después de la reparación.

Capítulo 5. Este capítulo compara el comportamiento de varios aceros corrugados en disoluciones que simulan las contenidas en los poros del hormigón (disoluciones carbonatadas y sin carbonatar, con distintas cantidades de cloruros). Se han evaluado dos aceros inoxidables dúplex de baja aleación: el AISI 2001 y el AISI 2304, de gran interés para su utilización como barra corrugada en hormigón dado su menor coste. Como comparación, se han elegido dos aceros inoxidables más convencionales, el austenítico AISI 304L y el dúplex AISI 2205. Todos los ensayos se han realizado sobre barra corrugada en caliente. El estudio a corrosión se ha llevado a cabo mediante curvas de polarización, seguidas de análisis microestructurales (tanto por microscopía óptica como electrónica de barrido). Esto ha permitido detectar que la morfología de la corrosión es diferente en los dos aceros dúplex de baja aleación, apareciendo fenómenos de corrosión selectiva y corroyéndose preferentemente distintas fases en ambos aceros (ferrita en el acero 2304, austenita en el 2001). Los parámetros electroquímicos obtenidos sugieren que el acero 2001 puede reemplazar al austenítico 304 manteniendo una resistencia a corrosión similar, y que el 2304 es mejor que los anteriores, pero inferior al acero 2205.

Capítulo 6. Se ha analizado el comportamiento frente a la corrosión por cloruros de una nueva armadura de acero inoxidable dúplex de bajo contenido en níquel, la AISI 2001, para lo cual se han tomado a efectos comparativos las armaduras de acero austenítico AISI 304 y dúplex AISI 2304 y se han embebido en probetas de mortero de cemento Portland contaminado con diferentes concentraciones de cloruro cálcico. Las probetas se han mantenido con el 95% de humedad relativa durante un periodo de dos años, durante el cual se han realizado mediciones electroquímicas para estudiar su evolución. Se ha monitorizado el potencial de corrosión y la resistencia de polarización mediante técnicas de corriente continua, y se ha aplicado la espectroscopía de impedancia electroquímica (EIS). Además se ha caracterizado la composición de la capa pasiva de los aceros mediante espectroscopía fotoelectrónica de rayos X (XPS). El comportamiento de la nueva armadura AISI 2001 en el periodo estudiado ha sido muy similar al de la austenítica AISI 304 y la dúplex AISI 2304. Este buen comportamiento frente a la corrosión junto con el menor coste económico de las armaduras de acero inoxidable AISI 2001, las hace muy interesante para su utilización en estructuras de hormigón armado sometidas a clases de exposición agresivas con presencia de iones cloruro.

Capítulo 7. En este capítulo se demuestra que el conformado de los aceros inoxidables en forma de barras corrugadas determina la probabilidad de corrosión de las barras y el mecanismo mediante el cual el ataque progresa. En las corrugas, la resistencia a la corrosión es menor que en otras zonas menos deformadas del material. La probabilidad de inicio de la corrosión es algo mayor en la superficie de las barras corrugadas conformadas en caliente (HW) que en barras conformadas en frío (CW). La morfología del ataque que se desarrolla en las corrugas es, además, diferente de la que se desarrolla en otras zonas menos deformadas de esos mismos

aceros. Estudios llevados a cabo en la superficie real de las barras demuestran que el HW favorece el desarrollo de un ataque menos localizado (potencialmente menos peligroso) que el CW.

Capítulo 8. Las estructuras de hormigón armado se plantearon inicialmente con una durabilidad prácticamente ilimitada. Sin embargo, dicha durabilidad está condicionada por la agresividad del ambiente donde se encuentra. Para asegurar la durabilidad de una estructura hay que tener en cuenta, junto con la importancia de la calidad en la ejecución de la obra, una estrategia de durabilidad que considere los posibles mecanismos de degradación y adopte medidas específicas en función de la agresividad a la que se encuentre sometida la estructura, que como se indica en la EHE-08, pasa por garantizar el espesor de recubrimiento adecuado así como la dosificación del hormigón: máxima relación agua/cemento y mínimo contenido de cemento. Los modelos probabilísticos que predicen los costes de mantenimiento y reparación, y que se aplican para calcular los costes del ciclo de vida, se obtienen a partir de ensayos acelerados en laboratorio. En algunos casos, estos ensayos no reflejan las condiciones reales de ejecución a causa de la aparición de otros factores externos como consecuencia de la complejidad del propio hormigón. El actual empleo del acero inoxidable en las armaduras, junto con la incertidumbre que generan los ensayos de laboratorio, unido al amplio mercado existente en el mundo de la construcción, hace necesaria la realización de ensayos de campo para estudiar la durabilidad de las estructuras de inoxidable. En este trabajo se desarrolla la metodología a seguir para poder evaluar el comportamiento de armaduras de aceros inoxidables en medios reales, en concreto su comportamiento en medio marino.

Capítulo 9. En la Acción Europea Cost 534 se puso de manifiesto la necesidad de identificar medidas correctoras para las estructuras pretensadas, entre las que se contempla como método prometedor el uso de aceros inoxidables de alta resistencia (AIAR). Esta tipología de aceros inoxidables busca lograr largas vidas en servicio en ambientes de especial agresividad con riesgo de corrosión. El capítulo contempla los distintos requisitos mecánicos y de durabilidad de los AIAR para lograr cumplir las prestaciones exigidas a los aceros para estructuras pretensadas, tanto desde los aspectos microestructurales derivados del proceso de trefilado al que se ven sometidos para aumentar sus prestaciones mecánicas, como su comportamiento mecánico, relajación o tolerancia al daño. También se recoge el estado del conocimiento para identificar la capacidad protectora frente a la corrosión de distintos tipos de AIAR, tanto austeníticos como dúplex. Se analizan las limitaciones prácticas para determinar parámetros tecnológicos como la concentración crítica de cloruros para iniciar una corrosión localizada o la respuesta en cuanto a riesgo de fragilización al tener que trabajar bajo condiciones de elevada carga mecánica en servicio.

Capítulo 10. En este capítulo se presenta un estudio de simulación de la resistencia al fuego de armaduras de acero inoxidable. Un incendio constituye un riesgo por dos razones, la toxicidad del aire y las altas temperaturas. Dependiendo de si se produce al aire libre o en un recinto cerrado la magnitud del peligro varía notablemente. En el exterior, es poco probable superar los 700°C, sin embargo, en el interior la temperatura puede llegar a ser mucho más elevada. El diseño y la resistencia de los materiales son aspectos claves para garantizar un tiempo hasta el colapso suficiente. Los efectos en las estructuras de hormigón armado empiezan en el propio comportamiento de los materiales. El hormigón pierde menos capacidad a

altas temperaturas que el acero, por lo tanto, utilizar aceros con mejores propiedades a altas temperaturas como los inoxidables aumentan las prestaciones del conjunto de la estructura.

Capítulo 11. En este capítulo se presenta un caso práctico de utilización de armaduras de acero inoxidable en prefabricados para fachadas de edificios. Se analizan las posibles causas de deterioro de un edificio situado frente a la costa afectado por problemas de corrosión, y se plantean un conjunto de soluciones centrado en la eliminación de las causas que han provocado la gran mayoría de las lesiones y en la reparación de los efectos propiamente dichos que ha tenido el desarrollo del proceso patológico sobre los diferentes elementos constructivos de la fachada del edificio. La propuesta de reparación para las piezas prefabricadas de hormigón pasa por tres actuaciones: sustitución, reparación y protección. En el proceso de actuación se utilizan barras corrugadas de aceros inoxidables de los tipos AISI 316L y AISI 2205.

Capítulo 12. La mayor inversión económica que supone la utilización de armaduras de acero inoxidable, en lugar de las de acero al carbono, tiene una repercusión parcial sobre el coste total de la estructura de hormigón que depende de varios aspectos, como son el grado de acero elegido, el ahorro de armaduras si son de acero inoxidable por la posible relajación de las medidas de durabilidad del hormigón, o la utilización de dichas armaduras sólo en los elementos estructurales más expuestos a los agentes agresivos. Para realizar una comparativa económica sobre la utilización de diferentes grados de aceros inoxidables, se han diseñado dos estructuras de hormigón, una correspondiente a un edificio de viviendas y otra a un aparcamiento subterráneo, ambas situadas próximas a la costa, y se han cuantificado y presupuestado varias opciones de armado de la estructura. La nueva armadura de acero inoxidable dúplex de bajo contenido en níquel AISI 2001 es una opción a considerar muy interesante para alargar la vida útil de la estructura con un sobre coste inicial contenido que se amortiza rápidamente con el ahorro en los costes de mantenimiento a medio y largo plazo.

Índice de autores

Acosta, Patricia

Departamento Técnico, Laboratorio de Corrosión
Acerinox Europa S.A.U, España

Alonso, M^a Cruz

Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja
C/ Serrano Galvache 4, 28033 Madrid (mcalonso@ietcc.csic.es)

Álvarez, Sandra M.

Departamento de Ciencia e Ingeniería de Materiales e Ingeniería Química
Escuela Politécnica Superior, Universidad Carlos III
Avda. Universidad nº 30, 28911 Leganés, Madrid

Bastidas, D.M.

Dpto. Ingeniería de Superficies, Corrosión y Durabilidad
Centro Nacional de Investigaciones Metalúrgicas, CENIM-CSIC
Avda. Gregorio del Amo 8, 28040 Madrid (david.bastidas@cenim.es)

Bautista, Asunción

Dpto. de Ciencia e Ingeniería de Materiales e Ingeniería Química
Escuela Politécnica Superior, Universidad Carlos III
Avda. Universidad nº 30, 28911 Leganés, Madrid

Belzunce, Francisco Javier

Instituto Universitario de Tecnología Industrial de Asturias (IUTA)
Universidad de Oviedo
Campus Universitario, 33203 Gijón, Asturias

Bonaste, Victoria

K10 Arquitectura
C/ Ángel Lozano 18, 03001 Alicante

Fajardo, Santiago

Dpto. Ingeniería de Superficies, Corrosión y Durabilidad
Centro Nacional de Investigaciones Metalúrgicas, CENIM-CSIC
Avda. Gregorio del Amo 8, 28040 Madrid

Fernández, Juan José

Roldán S.A.
C/ Santo Tomás de las Ollas, 24400 Ponferrada, León

Franssen, Jean-Marc

Instituto de Mecánica e Ingeniería Civil
Universidad de Lieja – Argenco
C/Chemin des chevreuils, 1 – 4000 Lieja, Bélgica

Fuentes, José Ramón

K10 Arquitectura
C/ Ángel Lozano 18, 03001 Alicante

Fullea, José

Dpto. Físico-Químico de los Materiales de Construcción
Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja (IETcc-CSIC)
C/ Serrano Galvache 4, 28033 Madrid

Gernay, Thomas

Instituto de Mecánica e Ingeniería Civil
Universidad de Lieja – Argenco
C/Chemin des chevreuils, 1 – 4000 Lieja, Bélgica

Iglesias, José

Inoxfil S.A.
C/ Países Bajos 11-15, 08700 Igualada, Barcelona

Llorente, Irene

Dpto. Ingeniería de Superficies, Corrosión y Durabilidad
Centro Nacional de Investigaciones Metalúrgicas, CENIM-CSIC
Avda. Gregorio del Amo 8, 28040 Madrid

Matres, Victoria

Departamento Técnico, Laboratorio de Corrosión
Acerinox Europa S.A.U, España

Medina Sánchez, Eduardo

Dpto. de Construcciones Arquitectónicas y su Control
Escuela Universitaria de Arquitectura Técnica
Universidad Politécnica de Madrid
Avda. Juan de Herrera 6, 28040 Madrid (eduardo.medina@upm.es)

Muñoz, Santiago

Cedinox, Asociación para el Desarrollo del Acero Inoxidable en España
C/ Santiago de Compostela 100, 28035 Madrid

Nóvoa, X. Ramón

Grupo ENCOMAT, E.E.I.
Universidade de Vigo
Campus Universitario, 36310 Vigo (rnova@uvigo.es)

Pachón, Alicia

Dpto. Físico-Químico de los Materiales de Construcción
Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja (IETcc-CSIC)
C/ Serrano Galvache 4, 28033 Madrid

Paredes, E. C.

Dpto. de Ciencia e Ingeniería de Materiales e Ingeniería Química
Escuela Politécnica Superior, Universidad Carlos III
Avda. Universidad nº 30, 28911 Leganés, Madrid

Peiró, Luis María

Roldan S.A.
C/ Santiago de Compostela 100, 28035 Madrid

Picón, Juan Manuel

Departamento I+D+i
Grupo Cementos Portland Valderrivas, España

Rodríguez, Cristina

Instituto Universitario de Tecnología Industrial de Asturias (IUTA)
Universidad de Oviedo
Campus Universitario, 33203 Gijón, Asturias

Salmerón, Antonio

K10 Arquitectura
C/ Ángel Lozano 18, 03001 Alicante

Salvador, Miguel

Escuela Universitaria de Arquitectura Técnica
Universidad Politécnica de Alicante
Ctra. San Vicente del Raspeig s/n, 03690 San Vicente del Raspeig, Alicante

Sánchez, Javier

Dpto. Físico-Químico de los Materiales de Construcción
Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja (IETcc-CSIC)
C/ Serrano Galvache 4, 28033 Madrid

Sánchez, Mercedes

Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja
C/ Serrano Galvache 4, 28033 Madrid (mercesanc@ietcc.csic.es)

Velasco, Francisco

Dpto. de Ciencia e Ingeniería de Materiales e Ingeniería Química
Escuela Politécnica Superior, Universidad Carlos III
Avda. Universidad nº 30, 28911 Leganés, Madrid

CAPÍTULO 1

Introducción

E. Medina^a y D. M. Bastidas^b

^aEscuela Universitaria de Arquitectura Técnica, Universidad Politécnica de Madrid (UPM)

Ayda. Juan de Herrera 6, 28040 Madrid (eduardo.medina@upm.es)

^bCentro Nacional de Investigaciones Metalúrgicas, CENIM-CSIC

Dpto. Ingeniería de Superficies, Corrosión y Durabilidad

Avda. Gregorio del Amo 8, 28040 Madrid (david.bastidas@cenim.es)

1 Durabilidad de las estructuras de hormigón armado

Hasta iniciado el siglo XXI, era frecuente hablar de una vida útil de 25 años en estructuras de hormigón en edificios, entendiendo por vida útil el periodo de tiempo en el cual la estructura mantiene las características de seguridad, funcionalidad y aspecto de forma aceptable. En la actualidad, ese plazo es de 50 años y, para obras de especial importancia, de 100 años. La sociedad reclama una mayor durabilidad de las construcciones, no sólo por la importante inversión económica que requieren, sino también por motivos medioambientales y de sostenibilidad, y los conocimientos técnicos actuales la pueden garantizar.

La durabilidad de las estructuras de hormigón armado depende de muchos factores, como son el propio diseño y la calidad de ejecución, pero aquí nos interesan dos tipos de agentes externos, los que deterioran el hormigón y los que despasivan y/o corroen sus armaduras.

Entre los primeros se encuentran los sulfatos, los efectos de las heladas y la erosión. Son relativamente fáciles de evitar al confeccionar el hormigón, utilizando cementos resistentes a los sulfatos, aditivos que creen poros de pequeño diámetro y poco espaciados, o eligiendo áridos adecuados, respectivamente [1].

La corrosión de las armaduras es el principal problema de durabilidad de las estructuras de hormigón, y el más difícil de evitar, aunque el recubrimiento de hormigón que las rodea las protege doblemente, actuando como barrera física y por la capa de óxido pasivante que se forma en la interfase acero-hormigón.

El recubrimiento de hormigón es una barrera física que separa al acero del contacto directo con el medio exterior más o menos agresivo, limitando el ingreso de agua, oxígeno, cloruros y otros agentes agresivos. Por lo tanto, su espesor y permeabilidad son los dos factores que controlan su eficacia. Sin embargo, la red continua de poros en la masa del hormigón creada durante el fraguado por la evaporación del agua de amasado, y las inevitables fisuras que se forman en la superficie por la retracción del hormigón, su contracción térmica y la deformación

propia de la estructura, favorecen a largo plazo el acceso de los mencionados agentes agresivos.

Por tanto, la protección efectiva contra la corrosión de las armaduras la proporciona la capa pasiva de óxidos que se forma en la interfase acero-hormigón, que es autorregenerable, de muy pequeño espesor, en torno a 10 nm, y está basada en la elevada alcalinidad del hormigón que las rodea. El cemento Portland, en el proceso de fraguado, eleva el pH del hormigón a valores comprendidos entre 12,5 y 13,5 cuando la relación agua/cemento es la correcta.

De este modo, el acero permanece pasivo, salvo que se produzca una disminución del valor del pH. Según el *Comité Euro-International du Béton* CEB, valores inferiores a 11 supone la rotura de la capa pasiva del acero [2]. Algunos autores señalan valores inferiores a 11,4 [3,4]. Otros sitúan el valor crítico en 9,5 [5].



Figura 1 Corrosión de armaduras en un edificio próximo a la costa.

La disminución del valor del pH se puede producir fundamentalmente por la carbonatación del hormigón o por la presencia de iones despasivantes, principalmente cloruros.

La carbonatación del hormigón se produce al reaccionar el dióxido de carbono de la atmósfera con las sustancias alcalinas de la solución de los poros y con los componentes hidratados del hormigón, lo que hace descender el pH del hormigón en grandes áreas. La carbonatación avanza progresivamente desde la superficie por un proceso de difusión, hasta rebasar el recubrimiento de hormigón y alcanzar las armaduras. Su velocidad depende del ambiente en el que se encuentra la estructura y de la calidad y compacidad del hormigón, atenuándose en el tiempo. Este proceso es frecuente en ambientes contaminados, zonas industriales y aparcamientos, aunque la carbonatación se produce para concentraciones de CO_2 muy bajas. La carbonatación no destruye el hormigón, sólo reduce su pH. A partir de ese momento, si hay presencia simultánea de agua y oxígeno, la corrosión del acero se desarrollará a velocidades apreciables de forma generalizada.

Los cloruros en el hormigón pueden provenir de sus componentes de constitución (áridos, agua, aditivos acelerantes del fraguado, etc.), limitados a un máximo del 0,4% respecto al peso de cemento por la actual instrucción EHE-08 [6], una cantidad conservadora como la de la mayoría de las normativas europeas y norteamericanas [7]. Pero, en la mayoría de los casos, la contaminación por cloruros proviene por estar la estructura sumergida parcial o totalmente en agua de mar, que tiene un contenido medio de sales diversas del 3,5%, o por aportes sobre la superficie del hormigón durante su vida útil, a través de la niebla salina por la cercanía de la costa, o en forma de sales para el deshielo en el caso de los puentes de carretera en zonas de heladas.

Los iones cloruros son capaces de penetrar por absorción capilar y posterior difusión en el hormigón y, cuando superan un umbral crítico de concentración en las proximidades de las armaduras, rompen de forma local la capa pasiva aunque el pH sea elevado, desencadenando la corrosión en forma de picaduras. En los primeros momentos, los cloruros necesitan del concurso del oxígeno y de los resquicios o heterogeneidades geométricas de la superficie del metal en la interfase acero-hormigón, para poder iniciar la corrosión. El proceso comienza por una etapa de aireación diferencial en los resquicios, que la presencia de cloruros transforma en una acidificación local progresiva hasta que se destruye la capa pasiva. Una vez iniciada la corrosión, el pH en la interfase acero-productos de corrosión es ácido, aún en el seno de un medio muy alcalino como el hormigón, por lo que no son necesarios los cloruros para propagar la corrosión [8].

La importancia de la barrera física que representa el recubrimiento de hormigón de las armaduras está relacionada con su capacidad para preservar las condiciones de elevado pH necesarias para mantener a las armaduras en el estado pasivo, al limitar la velocidad de penetración de las sustancias ácidas desde el exterior [9].

La carbonatación del hormigón, la acción de los cloruros o la combinación de ambos, son factores necesarios, desencadenantes y acelerantes de la corrosión de las armaduras, pero los dos factores condicionantes que regulan la cinética del fenómeno son la disponibilidad de oxígeno y el grado de humectación del hormigón [10], siendo la resistividad del hormigón el parámetro que mejor se relaciona con los que miden la velocidad de corrosión [11].

Los productos de corrosión presentan un volumen hasta 6,5 veces superior al del propio acero [12], lo cual genera una tensión sobre el recubrimiento de hormigón, superando su resistencia a tracción y provocando su rotura. Esto agrava el problema al dejar las armaduras más expuestas (Figura 1).

Las estructuras de hormigón expuestas a la acción de los iones cloruro, requieren inspecciones con periodicidad más reducida, reparaciones más frecuentes y tienen un mantenimiento más caro. La sustitución de las armaduras de acero dañadas por la corrosión durante la vida en servicio de la estructura puede suponer un incremento en el coste sobre el precio inicial de la estructura cercano al 20% [13]. Por todo ello, es conveniente aplicar sistemas que eviten la corrosión y alarguen la vida en servicio de las estructuras de hormigón, al menos de las expuestas a los ambientes más agresivos.

Los métodos que se proponen para evitar la corrosión de las armaduras se dividen en dos grandes grupos, los que actúan sobre el hormigón y los que lo hacen sobre las armaduras [14]. Entre los primeros se encuentran la mejora de la calidad del hormigón y del recubrimiento, la aplicación de productos protectores a la superficie del hormigón o la adición de inhibidores de corrosión. Todos ellos incrementan la durabilidad del hormigón, pero de forma limitada.

Entre los métodos que actúan sobre las armaduras se encuentran los métodos electroquímicos, como la protección catódica, la extracción electroquímica de cloruros o la realcalinización electroquímica, y los que utilizan armaduras especiales, como son las de acero al carbono recubiertas con epoxi, las galvanizadas, las barras de polímeros reforzados con fibras de carbono o las armaduras de acero inoxidable. La protección catódica es efectiva, pero requiere un mantenimiento constante por personal cualificado. La extracción electroquímica de cloruros y la realcalinización electroquímica, si bien son capaces de minimizar las causas de la corrosión, no son suficientes para detener el proceso de corrosión si las armaduras ya se encuentran en estado activo, por lo que se deben utilizar como métodos preventivos y no como métodos de rehabilitación [15,16].



Figura 2 Embarcadero de Progreso, Yucatán (México) [18].

Las armaduras recubiertas con epoxi y las galvanizadas presentan el inconveniente del deterioro que puede sufrir la capa protectora durante el transporte y la manipulación, dejando puntos susceptibles de ataque por los que la corrosión puede avanzar incluso por debajo de dicha capa [17]. Las barras de polímeros están en fase de desarrollo y presentan un coste muy elevado. El empleo de armaduras de acero inoxidable es el único método que ha demostrado su eficacia para lograr una gran durabilidad de las estructuras de hormigón, especialmente en ambientes agresivos y en presencia de cloruros.

El primer uso del armado de acero inoxidable fue en 1941 en el embarcadero de Progreso, en el Golfo de México (Figura 2). En la estructura se utilizó un acero equivalente al actual grado EN 1.4301 (AISI 304) para armar los arcos del embarcadero, que se extiende 2 km mar adentro. En la actualidad, la estructura está

en perfecto estado de uso, sin necesidad de reparaciones significativas, mientras que un segundo embarcadero construido a su lado en 1969, con armado de acero al carbono, ha desaparecido casi por completo [18]. En una inspección realizada en el año 1999, las armaduras de acero inoxidable no presentaron señales significativas de corrosión a pesar de que se registraron porcentajes de ión cloruro por encima del 1,9% respecto al peso de hormigón a sólo 20 mm de profundidad en el recubrimiento, lo que significa un nivel de cloruros al menos diez veces más alto que el considerado como crítico para que se inicie la corrosión de un acero al carbono ordinario [19]. En una nueva inspección realizada en 2004 se encontraron signos de corrosión en los ganchos de algunas barras [20].

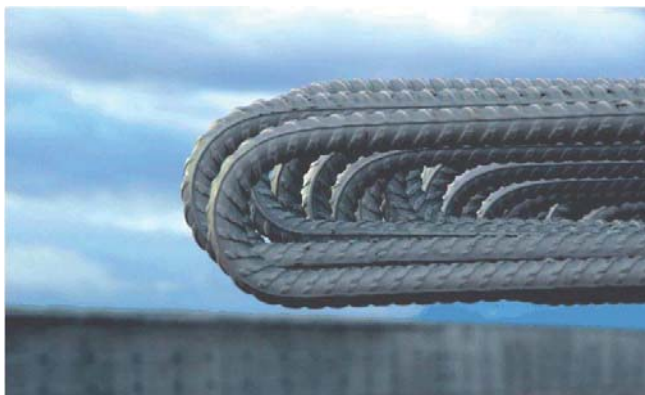


Figura 3 Armaduras de acero inoxidable (Foto cortesía de CEDINOX).

2 Los aceros inoxidables

2.1 Definición y tipos

Los aceros inoxidables son aceros que contienen un mínimo de 10,5% de cromo y un máximo de 1,2% de carbono (en algunos casos supera el 2% pero este valor es el contenido límite habitual que separa el acero de la fundición) [21]. El contenido mínimo de cromo permite la formación de una capa autoprotectora muy fina de óxido de cromo, que lo hace resistente a la corrosión en la atmósfera a la temperatura ambiente o en una solución que dé lugar a condiciones de ataque electroquímico (es el caso de las armaduras embebidas en el hormigón) [22]. La capa pasiva de óxido se regenera espontáneamente si resulta dañada.

Un acero inoxidable con sólo cromo como aleación puede ser susceptible de corrosión localizada, especialmente en ambientes con cloruros, por lo que algunos tipos de aceros inoxidables contienen además otros elementos aleantes. El principal es el níquel, y otros son el molibdeno, el manganeso, el titanio, el niobio, el nitrógeno y el cobre.

El níquel es un aleante que representa un costo económico importante y que viene presentando grandes fluctuaciones en el precio de mercado desde mediados de 2006. Los aceros inoxidables se subdividen en dos grandes grupos según el

contenido de dicho aleante, los de bajo contenido en níquel, si tienen menos del 2,5%, y el resto de los aceros inoxidables.

El molibdeno es el otro elemento aleante, junto con el níquel, cuyo precio también es elevado y sufre fuertes fluctuaciones, aunque su porcentaje en la composición final del acero inoxidable no suele superar el 3%, por lo que no es tan determinante en el precio final. Sin embargo, en los últimos años, se están desarrollando aceros inoxidables con bajo contenido en ambos aleantes, conocidos como aceros de baja aleación.

Según su microestructura, los aceros inoxidables se clasifican en cinco tipos: ferríticos, martensíticos, endurecidos por precipitación, austeníticos y austeno-ferríticos o dúplex [23]. En el diagrama de Shaeffler (Figura 4) se distinguen las tres zonas principales que se corresponden con las tres fases monofásicas (austenítica, ferrítica y martensítica) y las zonas limítrofes, combinación de dos o más fases.

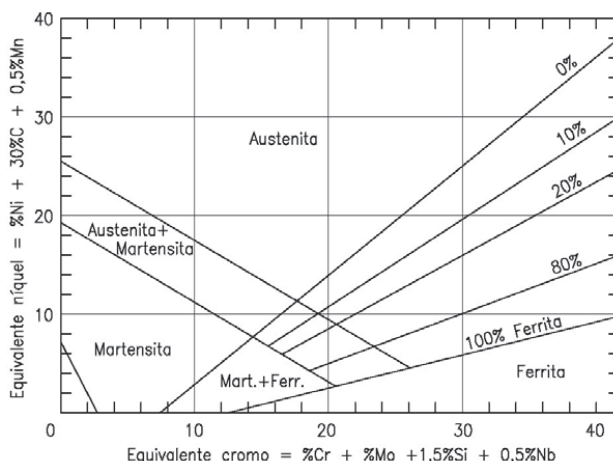


Figura 4 Diagrama de Shaeffler.

El “equivalente cromo” es la suma de los aleantes ferritizantes o elementos alfégenos, y el “equivalente níquel” la suma de los austenizantes o gammágenos:

$$\text{Equivalente cromo} = \%Cr + \%Mo + 1,5\%Si + 0,5\%Nb \quad (1)$$

$$\text{Equivalente níquel} = \%Ni + 30\%C + 0,5\%Mn \quad (2)$$

Elemento alfégeno es también el titanio, y gammágenos el nitrógeno y el cobre, que no aparecen en el diagrama de Shaeffler porque lo ideó para indicar las estructuras que se pueden formar en los cordones de soldadura al arco obtenidos con electrodos revestidos, que en la práctica no contienen esos elementos.

La austenita es la solución sólida del carbono en el $Fe\gamma$ y, por analogía, se denominan austenitas todas las soluciones sólidas de otros elementos en el $Fe\gamma$ que, en el caso de los aceros inoxidables, son las de cromo y las de níquel. Ferrita

es la solución sólida de pequeñísimos porcentajes de carbono en el Fe_α y, por analogía, cualquier solución de otros elementos en el Fe_α , como es el caso del cromo. El Fe_α y el Fe_γ son dos formas alotrópicas diferentes del hierro puro, es decir, con los átomos dispuestos según diferentes estructuras cristalinas, en retícula cúbica centrada en el cuerpo y en las caras respectivamente.

Los austeníticos y los dúplex son los tipos de acero inoxidable que tienen aplicaciones estructurales, como perfiles laminados o como armaduras y, en los últimos años, también los ferríticos. Los aceros austeníticos son el grupo más generalizado, ya que representan el 53% de la producción mundial [24]. Contienen normalmente entre el 16 y el 26% de cromo, más de un 6% de níquel (hasta el 35%), una concentración de carbono por debajo del 0,15% y el aporte ocasional de otros aleantes.

El cromo y el níquel, además de resistencia a la corrosión, mejoran las propiedades mecánicas. El níquel incrementa la resistencia a la corrosión del acero y modifica las propiedades de la capa pasiva, haciéndola más fina y protectora [25]. Además, permite un mayor contenido de cromo en el acero, al contrarrestar el efecto alfégeno del cromo, y hace posible la estructura austenítica incluso a temperatura ambiente [26,27].

El molibdeno y el nitrógeno mejoran la resistencia a la corrosión localizada por picaduras. El primero sólo es efectivo en presencia de cromo, aumentando el espesor de la capa pasiva [28] y estabilizándola [29], el segundo lo es al retener al cromo en dicha capa [30] además de facilitar la repasivación [31]. El nitrógeno se añade como sustituto del níquel, y también mejora la resistencia mecánica.

Por su parte, el manganeso también es un sustituto del níquel, además de aumentar la solubilidad del nitrógeno [22].

Los aceros austeníticos tienen buena resistencia mecánica, incluso a bajas temperaturas, y buena resistencia al calor, son dúctiles y fácilmente soldables, aunque en ocasiones contienen trazas de ferrita delta para mejorar la soldabilidad.

Como los carburos de cromo pueden precipitar en los bordes de grano durante un enfriamiento lento, después de un tratamiento térmico o de un soldeo, y ocasionar corrosión intergranular, se distinguen los aceros con un contenido máximo del 0,03% de carbono, designados por las letras LC (o simplemente L), en los que todo el carbono queda en solución sólida y no se combina con el cromo [22].

Por deformación en frío, los aceros austeníticos pueden endurecerse hasta alcanzar altas resistencias mecánicas, pero reduciendo su acritud y su módulo de elasticidad, pudiendo transformarse parte de la austenita en martensita [23].

Los aceros austenoferríticos o dúplex tienen una estructura bifásica bien equilibrada de ferrita (entre el 30 y el 50%) y austenita. Contienen normalmente entre el 15,5 y el 28% de cromo, menos del 8% de níquel, entre el 0,1 y el 4% de molibdeno, un 0,03% de carbono y el aporte ocasional de otros aleantes. Tienen un precio controlado respecto a los austeníticos por su inferior contenido en níquel.

Los aceros dúplex tienen propiedades de resistencia mecánica más elevadas que las de los aceros austeníticos y precisan, por tanto, una mayor energía para la

deformación en frío. También tienen una buena resistencia al desgaste y a la corrosión bajo tensión y, según varios estudios, una mayor resistencia a la corrosión por picaduras de cloruros que los aceros austeníticos [32,33].

Quizás, el avance más significativo en los últimos años en el sector de la construcción, ha sido la utilización de los aceros inoxidable dúplex para aplicaciones estructurales, que ofrecen mayores resistencias mecánicas que los austeníticos y similares o superiores cualidades frente a corrosión [34]. En el caso concreto de las armaduras, las elaboradas con aceros dúplex se están imponiendo a las tradicionales de aceros austeníticos.

2.2 Comportamiento frente a la corrosión

La capa pasiva que se forma en el acero inoxidable es estable en ambientes alcalinos, neutros y ligeramente ácidos. Por lo tanto, como armadura embebida en el hormigón, el acero inoxidable es resistente a la corrosión aún cuando el hormigón esté carbonatado.

Pero la característica que singulariza al acero inoxidable frente al acero al carbono es su excelente resistencia a la corrosión por cloruros. Se ha demostrado que la estabilidad de la capa pasiva en ambos aceros es superior en ambientes con pH altos y, también, que es mayor, del orden de un 2%, la concentración necesaria de cloruros para iniciar la corrosión por picadura en el acero inoxidable que en acero al carbono [35]. Algunos autores indican que ese nivel crítico de cloruros para iniciar la corrosión es de cinco a diez veces superior en los austeníticos y en los dúplex que para el acero al carbono [36], otros, directamente establecen el nivel en diez veces [37].

Concentraciones de ión cloruro de entre el 4 y el 6% respecto al peso de cemento añadido al mortero o al hormigón en probetas de laboratorio no son suficientes para desencadenar la corrosión por picadura en algunas armaduras de acero inoxidable [38].

Un índice que se utiliza para comparar (no se debe utilizar para elegir el grado adecuado) la resistencia a la corrosión por picadura de los aceros inoxidables es el *PREN Pitting Resistance Equivalent Number*, que se calcula teniendo en cuenta el contenido de los aleantes que la favorecen por la expresión:

$$PREN_x = \% Cr + 3,3\% Mo + X\% N \quad (3)$$

Donde $X=16$ para los aceros inoxidables austeníticos y $X=30$ para los dúplex. Algunos autores han considerado otros valores de X (entre 12 y 32 la mayoría), y también el contenido de otros aleantes (cobre, niobio, manganeso, etc), sin embargo el molibdeno y el nitrógeno, por separado y también por su acción conjunta, son los aleantes que más contribuyen a esa resistencia [39].

2.3 Designación de los aceros inoxidables

Los aceros inoxidables se designan por un código de cinco números en función de sus aleantes que, según la norma UNE-EN 10088-1:2006 [22] se corresponden a los grupos siguientes:

- 1.40xx acero inoxidable con menos del 2,5% de Ni, sin Mo y sin adiciones especiales.
- 1.41xx <2,5% Ni, con Mo y sin adiciones especiales.
- 1.43xx $\geq$ 2,5% Ni, sin Mo y sin adiciones especiales.
- 1.44xx $\geq$ 2,5% Ni, con Mo y sin adiciones especiales.
- 1.45xx y 1.46xx con adiciones especiales, tales como Ti, Nb o Cu.

El 1 designa el material, acero, los dos números siguientes el grupo, y las dos últimas cifras (xx) son secuenciales para cada aleación concreta. Por ejemplo, el acero inoxidable austenítico EN 1.4301.

Además de la designación numérica, también se utiliza la designación simbólica, que comienza por la letra X (indica que es un acero aleado) seguida del contenido de carbono en % multiplicado por 100, los símbolos químicos de los aleantes que caracterizan al acero, y los números separados por guiones y redondeados al entero más cercano que indican los porcentajes medios de dichos aleantes. Por ejemplo, el X5CrNi18-10 es un acero inoxidable con el 0,05% de carbono, el 18% de cromo y el 10% de níquel, que se corresponde con el EN 1.4301.

Otras designaciones muy conocidas son las americanas AISI (*American Iron and Steel Institute*), SAE (*Society of Automotive Engineers*), ASTM (*American Society for Testing and Materials*) y la reciente UNS (*Unified Numbering System*) diseñada por la SAE y la ASTM, que designa a cada acero inoxidable con la letra S seguida de un número de cinco cifras.

En la Tabla 1 se recogen los designaciones de los aceros inoxidables que se mencionan en este libro de acuerdo a las normas más utilizadas EN, AISI y UNS.

Tabla 1 Diferentes designaciones de los aceros inoxidables utilizados habitualmente para elaborar armaduras.

Tipo de acero inoxidable	UNE-EN 10088		AISI	UNSS
	Simbólica	Numérica		
Austenítico	X5CrNi18-10	1.4301	304	S 30400
	X2CrNi18-9	1.4307	304L	S 30403
	X5CrNiMo17-12-2	1.4401	316	S 31600
	X3CrNiMo17-13-3	1.4436	316	S 31600
	X2CrNiMo17-12-2	1.4404	316L	S 31603
Dúplex	X2CrNiMoN22-5-3	1.4462	2205	S 32205
	X2CrNiN23-4	1.4362	2304	S 32304
	X2CrMnNi20-5-2	1.4482	2001	S 32001

2.4 Reciclado del acero inoxidable

Los aceros inoxidables se pueden reciclar al 100%, de igual forma que los aceros en general, pero con el añadido de que no se producen pérdidas por corrosión durante su utilización, por lo que su aprovechamiento es máximo. Por lo tanto, el acero inoxidable no se consume, sino que permanece como parte del ciclo cerrado del sistema.

En la actualidad, los aceros inoxidables fabricados contienen de media un 25% de chatarra vieja, es decir, procedente del reciclado de piezas al final de su utilización, un 35% de chatarra nueva, procedente de los recortes de material, y el 40% restante son materias primas añadidas al proceso [40].

El reciclado sólo suma el 60% porque es la chatarra disponible hoy, coincidente con la producción de acero inoxidable de hace aproximadamente 30 años, que es el periodo medio de utilización, producción bastante inferior a la actual.



Figura 5 Puente de carretera en Montana sobre el río Flathead con armaduras de acero inoxidable (Foto cortesía de CEDINOX).

3 Las armaduras de acero inoxidable

3.1 Aplicaciones de las armaduras de acero inoxidable

Aunque el coste de las armaduras de acero inoxidable es superior al de las de acero al carbono, su utilización en determinadas estructuras es rentable si se considera al completo el ciclo económico de vida de la misma, en el que se incluye, además del coste de la construcción, el posterior de mantenimiento y de las posibles reparaciones, y el beneficio económico y de sostenibilidad del total reciclado final.

Aún así, para minimizar la repercusión del coste de las armaduras de acero inoxidable en el precio final de la obra, se pueden utilizar en combinación con las armaduras de acero al carbono en la misma estructura, de forma que aquellas se

destinen sólo a los elementos estructurales más expuestos a los agentes agresivos. Por ejemplo, en estructuras de hormigón de edificios frente a la costa, se pueden armar con acero inoxidable los elementos exentos como los aleros, las losas de las terrazas, etc., y mantener las armaduras de acero al carbono para el resto de la estructura que está protegida por los cerramientos. Y en el caso de un puente de carretera en zona de heladas, donde es habitual el vertido de sales fundentes para evitar la formación de capas de hielo, se pueden utilizar las armaduras de acero inoxidable en las partes de alto riesgo de corrosión como son los petos laterales, las juntas de dilatación y las zonas de apoyo.

De esta forma, si emplear acero inoxidable en toda la estructura puede suponer un incremento de hasta el 50% sobre el coste total de la misma, seleccionar las zonas de mayor riesgo de corrosión para colocar dichas armaduras, dejando el resto armado con acero al carbono, puede reducir el incremento de coste a sólo el 1 al 3%, como se verá en el último capítulo de este libro.

En general, las estructuras en las que se debe tener en cuenta la elección de las armaduras de acero inoxidable son:

- Las expuestas en ambientes agresivos que puedan provocar la corrosión de las armaduras de acero al carbono a corto o medio plazo, como son las próximas a la costa o los pabellones para piscinas cubiertas.
- Las que, por su importancia o por encargo de la propiedad, se diseñen para un periodo de vida útil superior a lo contemplado por la normativa en vigor, y no se pueda garantizar por otros medios más económicos.
- Las estructuras o partes de la misma que se encuentren en lugares de difícil acceso para la inspección, el mantenimiento o su previsible reparación, lo que supondría incrementar notablemente el coste de estos trabajos, bien por los medios auxiliares necesarios para realizarlos o bien por requerir demoliciones previas.
- Las que, por motivos de diseño o de imposición técnica, precisen reducir el espesor del recubrimiento de hormigón de las armaduras a valores inferiores a los prescritos por la normativa aplicable. Igualmente si, por circunstancias particulares de la zona donde se construye o por utilizar áridos reciclados, se reduce la calidad del hormigón del recubrimiento.
- Los elementos prefabricados que requieran conectores o elementos metálicos de anclaje situados total o parcialmente fuera de la protección del hormigón.
- Las estructuras in situ o prefabricadas con hormigones ligeros o porosos y muy poco densos, elegidos por motivos de aislamiento, peso u otros, que proporcionen a las armaduras poca protección frente a la corrosión.
- Cuando el hormigón confeccionado tenga mayor contenido de iones cloruro que el limitado por la normativa para las armaduras de acero al carbono, por motivo de sus componentes o de los aditivos empleados (como es el caso de algunos acelerantes).

Las armaduras de acero inoxidable también tienen una aplicación destacable en la rehabilitación de viejas estructuras afectadas por la corrosión. Después de proceder al picado del hormigón agrietado y levantado por la expansión del óxido, y de eliminar el óxido de las armaduras, se refuerza el elemento estructural con un

nuevo armado de acero inoxidable que envuelve al viejo o se dispone en paralelo. Si la pérdida de sección de las armaduras de acero al carbono por la corrosión es importante, se reemplazarán al completo por las nuevas de acero inoxidable. Finalmente, se repone el recubrimiento de hormigón.

Un aspecto que teóricamente hace disminuir la resistencia a la corrosión del acero inoxidable es la contaminación con depósitos de hierro motivada por el contacto con aceros al carbono o, en general, con aleaciones más pobres [36], por efecto de par galvánico que se forma entre ambos aceros, que hace corroerse al que tiene el potencial más negativo. No obstante, varias investigaciones han revelado que, en la práctica, la corrosión galvánica no se produce y que, por este motivo, no es necesario aislar eléctricamente los dos aceros cuando se encuentran embebidos en hormigón nuevo [41-43].

El *Institute for Research in Construction* del *National Research Council* de Canadá publicó en el 2005 el resultado de una investigación sobre el comportamiento de la corrosión galvánica entre los diferentes tipos de aceros inoxidables y aceros al carbono [44]. Los resultados demuestran que el uso de barras de acero inoxidable y acero al carbono en la armadura de una misma estructura de hormigón no aumenta el riesgo de corrosión de dicha armadura en comparación con una armadura únicamente de acero al carbono, incluso cuando dichas barras están en contacto (eléctrico) directo. De hecho, el aumento de corrosión debida a la corrosión galvánica del acero inoxidable con acero al carbono oxidado fue inferior que el causado por la combinación de acero al carbono con acero al carbono oxidado. Por todo ello, el estudio concluye que un uso juicioso del acero inoxidable en las zonas de alto riesgo de corrosión de una estructura de hormigón en combinación con acero al carbono puede resultar una opción rentable para reducir la corrosión y aumentar considerablemente la vida útil de las estructuras de hormigón.



Figura 6 Puente TH 61 Hastings, Minesota, con armaduras de acero inoxidable dúplex tipo 1.4362 (Fotografía cortesía de CEDINOX).

En el caso de los puentes de carretera expuestos a la posible acción de los cloruros, la norma británica BA 84/02 "*Use of stainless steel reinforcement in highway structures*", que es una parte de la publicación "*Design Manual for Roads and Bridges*" de febrero de 2002 por la *Highways Agency*, el Departamento de Transporte del Gobierno de Reino Unido [41], recomienda las armaduras de acero inoxidable en los siguientes elementos de puente: vigas de borde de parapeto, subestructuras en zonas de salpicadura y adyacentes a la calzada, subestructuras en ambientes marinos y en áreas debajo de juntas de movimiento y en zona de apoyo (cargadero).

3.2 Ventajas de las armaduras de acero inoxidable

Las armaduras de acero inoxidable se pueden utilizar solas o en combinación con las de acero al carbono, para armar los elementos estructurales o las zonas de la estructura que pudieran estar más expuestos a los agentes agresivos que provocan o favorecen la corrosión del acero, aumentando la vida útil de la estructura sin depender de la calidad de los recubrimientos o de la alcalinidad del hormigón.

Además, permite relajar las medidas de durabilidad del hormigón, pensadas en su origen para proteger el acero al carbono, especialmente en las dos condiciones de diseño siguientes:

- El recubrimiento de hormigón. Se considera que una reducción de entre 10 y 15 mm, respecto al recubrimiento nominal indicado para el acero al carbono, podría ser adecuado en la mayoría de los casos [35] o, en términos absolutos, un recubrimiento de 30 mm o menos [41]. Esto permite, para un mismo canto de viga, forjado o losa, disponer de mayor brazo mecánico para absorber los esfuerzos flectores, con el consiguiente ahorro de armadura.
- La máxima abertura de fisura permitida en el hormigón. Puede alcanzar los 0,30 mm [41], 0,35 mm [35] y hasta 0,40 mm [45] en las estructuras armadas con acero inoxidable. La EHE-08 limita a 0,20 mm la apertura de fisura para estructuras armadas con acero al carbono sometidas a ambientes marinos o con cloruros (IIIa, IIIb, IV, F y Qa) [6]. Esto también permite ahorrar armadura longitudinal en vigas, forjados y losas.

Por ejemplo, en una viga continua de 6 m de luz, que soporta un forjado de edificación con las cargas habituales de 30 m² de área tributaria, supuesta en una clase de exposición IIIa, el ahorro total de armadura que se consigue si se utilizan barras de acero inoxidable en vez de al carbono, es de un 13% si la viga es plana (50 cm de ancho y 30 cm de canto) y un 16% si es de canto (30 cm de ancho y 50 cm de canto). En el primer caso, el ahorro se obtiene al mejorar el comportamiento a flecha por ser menor el recubrimiento de hormigón de 35 a 20 mm, y en la viga de canto, al aumentar la fisura máxima de 0,20 a 0,30 mm.

Por otra parte, las condiciones no magnéticas de las armaduras de acero inoxidable austeníticas las hacen interesantes para algunas aplicaciones médicas (resonancia magnética), científicas y militares, que utilizan equipamientos electrónicos muy sensibles que precisan de un entorno magnético neutral. Las armaduras de acero dúplex no cumplen con esa característica, son magnéticas como las de acero al carbono.

Además, estudios recientes han demostrado un mejor comportamiento al fuego de los aceros inoxidables respecto al acero al carbono, porque mantienen mayor resistencia y por más tiempo a temperaturas elevadas [46,47]. Esto puede ser muy interesante en el caso de los forjados reticulares, por ejemplo, al poder reducir los recubrimientos de los nervios resistentes sin el condicionante del fuego, con el consiguiente ahorro de armadura.

En la actualidad, a las armaduras de acero inoxidable sólo se les puede atribuir dos inconvenientes: la mayor inversión económica inicial que precisan y la necesidad de elegir el tipo adecuado de acero inoxidable a cada caso particular para reducir dicho coste.

3.3 Grados más utilizados como armaduras

Las barras corrugadas de acero inoxidable utilizadas hasta la actualidad son de dos tipos, austenítico o dúplex. Dentro de cada uno hay numerosos grados o calidades, dependiendo de la proporción de sus elementos aleantes. En la Tabla 2 se recoge la composición química de los más empleados.

Los grados austeníticos estándares más utilizados son el EN 1.4301 (AISI 304), y el más aleado EN 1.4401 (AISI 316) recomendado para ambientes mas agresivos. Las versiones con bajo contenido en carbono son el EN 1.4307 (AISI 304L) y el EN 1.4404 (AISI 316L) que deben utilizarse cuando sea determinante su comportamiento frente a la corrosión en estructuras soldadas (empalmes soldados entre armaduras).

Los grados dúplex más utilizados son el EN 1.4362 (AISI 2304) y el EN 1.4462 (AISI 2205). La diferencia entre ambos es que el EN 1.4462 incorpora un 3,5% de Mo, lo que le confiere mayor resistencia a la corrosión por picadura.

Tabla 2 Composición química aproximada de los grados más utilizados como armadura [% en peso, resto Fe].

Grado EN/AISI	C*	Cr	Ni	Mo	N	Mn	Cu	P*	S	Si*
1.4301/304	0,07	18-19	8-9	-	0,05	2*	-	0,04	0,02-0,03	0,75
1.4401/316	0,07	16,5-18	10-11	2-2,5	-	2*	-	0,04	0,03*	0,75
1.4307/304L	0,03	18-20	8,5-11	-	-	2*	-	0,04	0,03*	0,75
1.4404/316L	0,03	16,5-18	10-13	2-3	-	2*	-	0,04	0,02-0,03	0,75
1.4462/2205	0,03	21-23	4,5-6,5	3-3,5	0,10-0,20	2*	-	0,035	0,015*	1
1.4362/2304	0,03	22-24	3,4-5,5	0,1-0,6	0,05-0,20	2*	0,1-0,6	0,035	0,015*	1
1.4482/2001	0,03	19,5-21,5	1,5-3,5	0,1-0,6	0,05-0,20	4-6	1*	0,035	0,030*	1

(*) Porcentaje máximo.

En los últimos años se vienen elaborando aleaciones de bajo contenido en níquel (también de molibdeno), de los aceros austeníticos y de los dúplex, incrementando el porcentaje de otros aleantes para mantener las excelentes propiedades de resistencia a la corrosión por cloruros, con el fin de ofrecer nuevas aleaciones con un precio más competitivo.

Roldán S.A., empresa española pionera en la fabricación de productos largos de acero inoxidable y líder en el mercado internacional, ofrece una nueva armadura de acero inoxidable dúplex de bajo contenido en níquel, la EN 1.4482 (AISI 2001), que contiene un 20% de Cr, sólo un 2% de Ni y un 4,2% de Mn, cuyo precio es un 20% menor que la tradicional dúplex EN 1.4362 (AISI 2304), y que sin embargo presenta una muy buena resistencia a la corrosión por cloruros, como se demuestra en los trabajos que se incluyen en esta publicación a continuación, por lo que es una armadura adecuada para estructuras en ambientes agresivos moderados.

Hay que tener en cuenta que el hormigón sigue proporcionando una protección a las armaduras, aunque sea menor por reducir su espesor y/o su calidad, formándose una capa pasiva en la interfase hormigón-acero inoxidable, que es más compacta y protectora que la que se forma en los aceros inoxidables expuestos a la atmósfera, y que por tanto contribuye a evitar o retrasar la corrosión del acero aunque sea menos aleado, en comparación con otro acero inoxidable más aleado pero que se encuentra sin esa protección adicional.

En función de las condiciones de exposición de la estructura de hormigón, los grados recomendados por las diferentes normativas y fabricantes de armaduras de acero inoxidable son los siguientes:

- Ambiente seco en el interior de edificios o húmedo al exterior sin heladas, con o sin carbonatación: se puede armar normalmente con acero al carbono, salvo que se desee aumentar la vida útil de la estructura más allá de lo contemplado por la normativa en vigor, relajar las medidas de durabilidad o que el mantenimiento sea inaccesible, en cuyo caso se recomienda la nueva dúplex de bajo contenido en níquel EN 4482 (AISI 2001).
- Ambiente seco o húmedo con heladas: ante un deterioro prematuro del hormigón por heladas, se recomienda el dúplex EN 4482 (AISI 2001) en las zonas expuestas al exterior.
- Ambiente húmedo, con heladas y sales fundentes, para estructuras de puentes de carretera: se recomienda el dúplex EN 1.4362 (AISI 2304). También el austenítico EN 1.4401 (AISI 316), aunque es más caro.
- Ambiente marino sin heladas, en edificios o en obra civil: el EN 1.4362 (AISI 2304) o, si la salinidad es baja, el EN 1.4301 (AISI 304).
- Ambiente marino con heladas, en edificios o en obra civil: EN 1.4462 (AISI 2205) o EN 1.4401 (AISI 316).
- Estructuras de obra civil en zona de mareas: EN 1.4462 (AISI 2205).
- Ambientes químicamente agresivos, tipo Qa débil [6]: EN 1.4362 (AISI 2304), EN 4482 (AISI 2001) o EN 1.4301 (AISI 304).
- Ambientes químicamente agresivos, tipo Qb medio [6]: EN 1.4362 (AISI 2304) o EN 1.4401 (AISI 316).
- Ambientes químicamente agresivos, tipo Qc fuerte [6]: EN 1.4462 (AISI 2205).

Como los aceros dúplex están demostrando una resistencia a la corrosión por cloruros igual o superior que la de los austeníticos, y con un precio más competitivo, se están imponiendo claramente en el mercado en los últimos años.

Actualmente, las investigaciones se centran en nuevos aceros dúplex de bajo contenido en níquel y en molibdeno, que sean más económicos pero con similares prestaciones de resistencia a la corrosión que los actuales.

3.4 Sistemas de fabricación y características mecánicas

Las armaduras de acero inoxidable se fabrican, como las tradicionales de acero al carbono, mediante laminación en caliente o en frío. Normalmente se utiliza el primer procedimiento para los diámetros de barra mayores (de 8 a 50 mm) y el segundo para los menores (de 3 a 14 mm) por la mayor precisión que proporciona en las dimensiones. En ambos casos, el producto corrugado se suministra en forma de barra recta o en rollo para las máquinas de estribado automático.



Figura 7 Barra Ø8 laminada en frío (izq), y barras Ø16 y Ø20 laminadas en caliente.

Las barras laminadas en frío de la empresa Roldán S.A. presentan tres filas de corrugas características de los aceros trefilados, cuatro las que elabora Inoxfil S.A., otra empresa del grupo Acerinox. Las laminadas en caliente tienen dos filas de corrugas dispuestas en paralelo. El código de identificación del fabricante y el país de origen mediante el regreusado de las corrugas es idéntico al que se hace en las tradicionales barras de acero al carbono (una corruga normal entre dos regreusadas indica el inicio del código, siete corrugas normales a continuación indican España y el número de corrugas normales siguientes indican el fabricante).

En el ensayo de rotura a tracción, las barras corrugadas de acero inoxidable no presentan escalón de cedencia en el límite elástico, independientemente de que sean laminadas en caliente o en frío (Figura 8). Por ello, el límite elástico que se adopta es el límite elástico convencional al 0,2% $R_{p0,2}$, como para el acero al carbono laminado en frío, definido como la carga unitaria a la que corresponde un alargamiento no proporcional igual a un 0,2% de la longitud base del extensómetro.

Las propiedades mecánicas de las armaduras de acero inoxidable que los fabricantes garantizan, generalmente de acuerdo a la norma británica BS 6744 [48], son las recogidas en la Tabla 3, donde R_m es la resistencia a tracción (en rotura), A_5 es el alargamiento de rotura (medido sobre una base de 5 diámetros) y A_{gt} es el alargamiento total porcentual bajo la carga máxima. Los símbolos indicados son los utilizados en metalurgia, que se corresponden con los siguientes en el cálculo estructural del hormigón armado: $R_{p0,2} = f_y$, $R_m = f_s$ y $A_{gt} = \varepsilon_{máx}$.

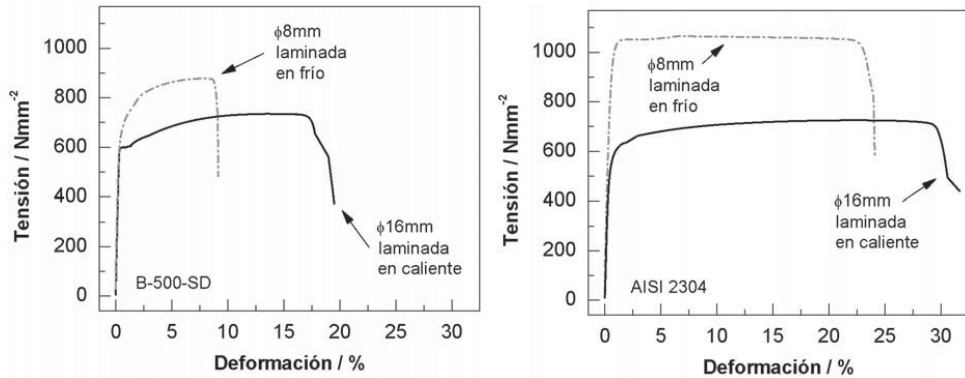


Figura 8 Diagramas tensión deformación reales de barras corrugadas laminadas en caliente y en frío, de acero al carbono B-500-SD (izda.) y de acero inoxidable dúplex AISI 2304 (dcha.).

Tabla 3 Características mecánicas de las armaduras de acero inoxidable según la norma BS 6744:2001+A2:2009 (valores mínimos).

Grado	$R_{p0,2}$ [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	$R_m/R_{p0,2}$	A_5 [%]	A_{gt} [%]
500	500	550	1,10	14	5
650	650	715	1,10	14	5

El acero inoxidable puede alcanzar fácilmente mayores resistencias que el acero al carbono, sin embargo, en la mayoría de los casos de las estructuras de hormigón eso no es una ventaja, puesto que mayores resistencias implican mayores deformaciones que están limitadas por las máximas que puede absorber el hormigón. Por ello, el fabricante español Roldán S.A. sólo fabrica barras corrugadas de 500 N/mm² de límite elástico. Otros fabricantes elaboran barras de 650 N/mm² y mayores (hasta 800 N/mm²).

Las armaduras de acero inoxidable laminadas en caliente tienen una ductilidad muy superior a las de acero al carbono de alta ductilidad B-500-SD, porque alcanzan mayores ratios de endurecimiento f_s/f_y (1,20–1,40 del acero

inoxidable frente a 1,20–1,23 del acero al carbono) y elevadas deformaciones máximas (18–30% del acero inoxidable frente al 11–14% del acero al carbono)¹.

En cambio, la deformación en frío de las barras de acero inoxidable incrementa mucho más que en las de acero al carbono las resistencias en el límite elástico y máxima (pueden superar los 1.000 N/mm²), pero reduce notablemente la ductilidad, porque se acortan los ratios de endurecimiento (1,03–1,08) y las deformaciones máximas (entre el 5 y el 10%)¹.

El módulo de elasticidad de los aceros inoxidables varía ligeramente con las diferentes aleaciones y grados, por lo que se debe consultar al fabricante en cada caso. Por lo general, suele ser igual o ligeramente inferior al del acero al carbono.

El coeficiente de dilatación térmica de las armaduras de acero inoxidable varía con los grados pero, en general, es ligeramente superior al de las armaduras de acero al carbono. El coeficiente medio de los aceros dúplex AISI 2304 y 2205 es de $13 \cdot 10^{-6}$ °C, y el de los austeníticos AISI 304 y 316 de $16 \cdot 10^{-6}$ °C, siempre entre 20 y 100°C [22], frente a $12 \cdot 10^{-6}$ °C del acero al carbono. Sin embargo no hay constancia de que suponga un inconveniente por fisuraciones en el hormigón que, en todo caso, tiene un coeficiente de dilatación idéntico al de los aceros dúplex.

3.5 Ejecución de la ferralla

Para el montaje de la ferralla, las armaduras de acero inoxidable se cortan y doblan igual que las de acero al carbono, sin perder por ello capacidad resistente mecánica o a la corrosión. Se recomienda utilizar maquinaria específica para el acero inoxidable, sin contaminación con restos de óxidos de acero al carbono, y que el atado entre las barras se realice con alambre también de acero inoxidable, del mismo grado que el de la propia barra o de una aleación superior.

Se puede utilizar la soldadura como medio de unión no resistente para el montaje de la ferralla, y también como medio de unión resistente en el empalme entre barras. En este caso, se recomienda utilizar electrodos del mismo grado que el de las barras a unir, o de un grado más aleado. La zona afectada por las altas temperaturas alcanzadas durante la soldadura y la fina capa de óxido que se forma en la superficie caracterizada por un color pardo (conocida como tinte de calor), pueden reducir la resistencia a la corrosión por cloruros si no se realiza la soldadura por personal cualificado y si no se elimina dicha capa de óxido cuidadosamente mediante un decapado [49].

Al igual que en las barras de acero al carbono, en los empalmes es preferible utilizar conectores roscados, también de acero inoxidable. En este caso, el conector puede unir barras de diferentes tipos de acero, incluso al carbono con inoxidable.

Como separadores para garantizar los recubrimientos de hormigón, se pueden utilizar los mismos que para las armaduras tradicionales de acero al carbono, de plástico o de mortero. Los separadores de alambre tipo “silla”, serán en todo caso de acero inoxidable.

¹ Valores obtenidos en ensayos de rotura a tracción realizados en el Laboratorio de Materiales de la EUATM-UPM, con barras de diferentes diámetros de los aceros inoxidables AISI 304, AISI 2304 y AISI 2001 suministrados por Roldán S.A. y de acero al carbono B-500-SD.

3.6 Normativas actuales en vigor

No existe una normativa europea en vigor que recoja los tipos y utilización de las armaduras de acero inoxidable, salvo la EN 10088, que armoniza la designación de los aceros inoxidables en general, no específicamente las armaduras. Y la única norma española al respecto es la desfasada UNE 36-067-94 “Alambres corrugados de acero inoxidable austenítico para armaduras de hormigón armado” [50], que sólo se refiere a barras trefiladas laminadas en frío y con dos designaciones de tipos de acero, el B-500-T-INOX y el B-600-T-INOX, que no se utilizan.

La primera norma que contempló el armado con acero inoxidable fue la británica. En 1986, la *British Standards Institution* publica la BS 6744:1986 “*Specification for austenitic stainless steel bars for the reinforcement of concrete*”, que recomendaba la utilización del grado EN 1.4301 (AISI 304) para uso general y el EN 1.4401 (AISI 316) para los casos de corrosión por picadura [51]. Dicha norma ha tenido numerosas actualizaciones, la última en 2009, con el título “*Stainless steel bars for the reinforcement and use in concrete*” [48], donde ya se incluyen dos nuevos dúplex, el EN 1.4362 (AISI 2304) y el bajo en níquel EN 1.4162, de composición muy similar al EN 1.4482 (AISI 2001).

Actualmente, la BS 6744 es la norma más aceptada en el mercado en cuanto a criterios de exigencia al producto. El organismo independiente *United Kingdom Certification Authority for Reinforcement Steel* CARES puede actuar como garantía entre el fabricante y el cliente para certificar que el material cumple con todos los requisitos de la citada norma. Es una institución certificadora sin ánimo de lucro que ofrece esquemas de certificación para las empresas que producen materiales, componentes o que ofrecen servicios para la industria del hormigón armado. Su autoridad está acreditada por el *United Kingdom Accreditation Service* UKAS, que aprueba y supervisa los institutos certificadores en nombre del gobierno del Reino Unido. En la actualidad, diferentes fabricantes mundiales de armaduras de acero inoxidable cuentan con el certificado CARES y el sello UKAS.

En Estados Unidos, la normativa en vigor es la ASTM A955/A995M *Standard Specification for Deformed and Plain Stainless-Steel Bars for Concrete Reinforcement*, que incluye los grados AISI 304, 304L, 316, 316 L, 316 LN y el dúplex 2205 UNS S31803 [52].

Otras normativas europeas son la francesa XP A 35-014 *Aciers pour béton armé – Barres et couronnes lisses, à verrous ou à empreintes en acier inoxydable*, la germana DIN 488, la finlandesa SFS-1259 y las danesas DS 13080 y DS 13082.

Referencias

- [1] Fernández Cánovas, M., *Hormigón*, Madrid: Colegio de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, 2007.
- [2] CEB, *Strategies for Testing and Assessment of Concrete Structures*. Bulletin nº 243. Stuttgart: Comité Euro-International du Béton, 1998.
- [3] Gjorv, O.E., “Steel corrosion in reinforced and prestressed concrete structures”. *Nordisk Betong* nº 2-4 (1982) 147-151.

- [4] Saeki, N., Takada, N. y Fujita, Y., "Influence of carbonation and sea water on corrosion of steel in concrete", *Transport Japanese Concrete Institute* 6 (1984) 155-162.
- [5] Bonnet, D. y Rubaud, M., "Contribution á l'elude du comportement des métaux dans les bétons carbonatés". *Cahiers du Centre Scient et Tech. Du Bat.* N° 168. Cahier n° 1371 (1976).
- [6] Comisión Permanente Del Hormigón, *EHE-08 Instrucción de hormigón estructural*, Madrid: Ministerio de Fomento, 2008.
- [7] Angst, U., Elsener, B., Larsen, C.K. y Vennesland, Ø., "Critical chloride content in reinforced concrete. A review". *Cement and Concrete Research* 39 (2009) 1122-1138.
- [8] Cobo, A., *Corrosión de armaduras en estructuras de hormigón armado: causas y procedimientos de rehabilitación*. Madrid: Fundación Escuela de la Edificación, 2001.
- [9] Page, C.L., Treadaway, K.W.J., "Aspects of the electrochemistry of steel in concrete", *Nature* 297 (1982) 109-115.
- [10] González Fernández, J.A., *Control de la corrosión. Estudio y medida por técnicas electroquímicas*, Madrid: CSIC, 1989.
- [11] Andrade, C., Alonso, C. y Sarria, J., "Corrosion rate evolution in concrete structures exposed to the atmosphere", *Cement & Concrete Composites* 24 (2002) 55-64.
- [12] Otieno, M.B., Alexander, M. y Beushausen, H.D. (Comp.), *Transport mechanisms in concrete. Corrosion of steel in concrete. Assessment of corrosion*. Ciudad del Cabo: Concrete Materials and Structural Integrity Research Group, 2010.
- [13] Smith, F.N. y Tullmin, M., "Using stainless steel as long-lasting rebar material". *Materials Performance*, vol. 38, n° 5 (1999) 72-76.
- [14] Andrade, C. y Feliu, S., *Manual inspección de obras dañadas por corrosión de armaduras*. Madrid: CSIC, 1989.
- [15] Miranda, J.M., Cobo, A., Otero, E. y González, J.A., "Limitations and advantages of electrochemical chloride removal in corroded reinforced concrete structures", *Cement and Concrete Research* 37 (2007) 596-603.
- [16] Bastidas, D.M., Cobo, A., Otero, E., y González, J.A., "Electrochemical rehabilitation methods for reinforced concrete structures: advantages and pitfalls". *Corrosion Engineering, Science and Technology* 3, vol. 43 (2008) 248-255.
- [17] Wiss, J., *Corrosion resistance of alternative reinforcing bars: an accelerated test*, Elstner Associates, Inc., Final Report WJW N° 2006.0773. Illinois, EEUU, 2006.
- [18] Gedge, G., "Rationale for using stainless steel reinforcement in the UK construction industry", *International Stainless Steel Forum-7*, Berlín, diciembre 2003.
- [19] Arminox, "Pier in Progreso, Mexico. Inspection report, Evaluation of the stainless steel reinforcement" (1999) www.arminox.com.
- [20] Torres Acosta, A.A., Pérez Quiroz, J.T., Ramírez, A.J. y Martínez, M., "Estudio de la corrosión de barras de acero inoxidable en concreto contaminado por cloruros cuando se le aplican esfuerzos residuales". IMT N° 287, Sanfandila, Qro, México, 2006.

-
- [21] AENOR, *UNE-EN 10020 Definición y clasificación de los tipos de aceros*. Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2001.
- [22] AENOR, *UNE-EN 10088-1 Aceros inoxidables. Parte I: Relación de aceros inoxidables*. Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2006.
- [23] Di Caprio, G., *Los aceros inoxidables: martensíticos, ferríticos, austeníticos, dúplex, endurecidos por precipitación*. Grupinox, Barcelona: Inoxcenter S.A., 2ª edición, 1999.
- [24] ISSF International Stainless Steel Forum: *Stainless steel in figures 2013*. www.worldstainless.org.
- [25] Abreu, C.M., Cristóbal, M.J., Losada, R., Nóvoa, X.R., Pena, G. y Pérez, M.C., "The effect of Ni in the electrochemical properties of oxide layers grown on stainless steel", *Electrochimica Acta* 51 (2006) 2991-3000.
- [26] Blanco, G., Bautista, A. y Takenouti, H., "EIS study of passivation of austenitic and duplex stainless steels reinforcements in simulated pore solutions", *Cement and Concrete Composites* 28 (2006) 212-219.
- [27] Freire, L., Carmezim, M. J., Ferreira, M. G. S. y Montemor, M. F., "The electrochemical behaviour of stainless steel AISI 304 in alkaline solutions with different pH in the presence of chlorides", *Electrochimica Acta* 56 (2011) 5280-5289.
- [28] Sugimoto, K. y Sawada, Y., "The role of molybdenum additions to austenitic stainless steels in the inhibition of pitting in acid chloride solutions", *Corrosion Science* 17 (1977) 425-445.
- [29] Ameer, M.A., Fekry, A.M. y Heakal, F.E., "Electrochemical behaviour of passive films on molybdenum-containing austenitic steels in aqueous solutions", *Electrochimica Acta* 50 (2004) 43-49.
- [30] Pawel, S.J., Stansbury, E.E. y Lundin, C.D., "Role of Nitrogen in the Pitting Resistance of Cast Duplex CF-Type Stainless Steels". *Corrosion*, Vol 45, nº 2 (1989) 125-136.
- [31] Baba, H., Kodama, T. y Katada, Y., "Role of nitrogen on the corrosion behaviour of austenitic stainless steels". *Corrosion Science* 44 (2002) 2393-2407.
- [32] Bautista, A., Blanco, G., Velasco, F., Gutierrez, A., Palacín, S., Soriano, L., y Takenouti, H., "Pasivación de aceros inoxidables dúplex en disoluciones que simulan el hormigón contaminado con cloruros", *Materiales de construcción* vol. 57, 288 (2007) 17-32.
- [33] Álvarez, S.M., Bautista, A. y Velasco, F., "Corrosion behaviour of corrugated lean duplex stainless steels in simulated concrete pore solutions", *Corrosion Science* 53 (2011) 1748-1755.
- [34] Baddoo, N.R., "Stainless steel in construction: a review of research, applications, challenges and opportunities", *Journal of Constructional Steel Research* 64 (2008) 1199-1206.
- [35] Gedge, G., *Structural properties of stainless steel rebar*. Symposium "Structural applications of stainless steel in building and architecture", EUROINOX. Septiembre 2000, Bruselas, www.euro-inox.org.
- [36] Knudsen, A. y Skoysgaard, A., "Stainless steel reinforcement", *Concrete Engineering International* 3, vol. 5 (2001) 59-62.

- [37] García-Alonso, M.C., González, J.A., Miranda, J., Escudero, M.L., Correia, M.J., Salta, M. y Bennani, A., "Corrosion behaviour of innovative stainless steels in mortar", *Cement and Concrete Research* 37 (2007) 1562-1569.
- [38] Bertolini, L., Elsener, B., Pedferri, P. y Polder, R, Corrosion of steel in concrete. Prevention, diagnosis, repair, Wiley-VCH, Weinheim 2004.
- [39] Lo, K.H., Shek, C.H. y Lai, J.K.L., "Recent developments in stainless steels", *Materials Science and Engineering R* 65 (2009) 39-104.
- [40] www.euroinox.org (Junio 2013).
- [41] Highways Agency, *Design Manual for Roads and Bridge. Volume 1. Section 3. Part 15: BA 84/02 Use of Stainless Steel Reinforcement in Highway Structures*, Londres: Highways Agency, 2002.
- [42] Abreu, C.M. Cristóbal, M.J., Montemor, M.F., Nóvoa, X.R., Pena, G. y Pérez, M.C., "Galvanic coupling between carbon steel and austenitic stainless steel in alkaline media", *Electrochimica Acta* 47 (2002) 2271-2279.
- [43] Perez-Quiroz, J.T., Terán, J., Herrera, M.J., Martínez, M., y Genescá, J., "Assessment of stainless steel reinforcement for concrete structures rehabilitation", *Journal of Constructional Steel Research* 64 (2008) 1317-1324.
- [44] Qian, S., Qu, D., y Coates, G., "Galvanic coupling between carbon steel and stainless steel reinforcements", *Canadian Metallurgical Quarterly* 4, vol. 45 (2006) 475-484.
- [45] Markeset G., Rostam S. y Klinghoffer O., *Guide for the use of stainless steel reinforcement in concrete structures*, Nordic Innovation Centre project – 04118: Corrosion resistant steel reinforcement in concrete structures (NonCor), Project report 405, Norwegian Building Research Institute, Oslo 2006.
- [46] Gardner, L. y Baddoo, N.R., "Fire testing and design of stainless steel structures", *Journal of Constructional Steel Research* 62 (2006) 532-543.
- [47] Gardner, L., Insausti, A., Ng, K.T. y Ashraf, M., "Elevated temperature material properties of stainless steel alloys", *Journal of Constructional Steel Research* 66 (2010) 634-647.
- [48] British Standards Institute, *BS 6744:2001+A2:2009: Stainless steel bars for the reinforcement and use in concrete*, Londres: British Standards Institution, 2009.
- [49] Nürnberger, U., Beul, W. y Onuseit, G., *Corrosion Behaviour of Welded Stainless Reinforced Steel in Concrete*, Otto-Graf-Journal, 1993.
- [50] AENOR, *UNE 36-067-94 Alambres corrugados de acero inoxidable austenítico para armaduras de hormigón armado*, Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 1994.
- [51] British Standards Institute, *BS 6744:1986: Specification for austenitic stainless steel bars for the reinforcement of concrete*, Londres: British Standards Institution, 1986.
- [52] ASTM A955/A955M-12e1, *Standard specification for deformed and plain stainless steel bars for concrete reinforcement*, Filadelfia, P.A. EEUU: American Society for Testing and Materials, 2012.

CAPÍTULO 2

Historia, evolución y fabricación del acero inoxidable corrugado

J.J. Fernández^a, J. Iglesias^b, L.M.Peiró^c y S. Muñoz^d

^a Roldan, c/ Santo Tomás de las Ollas, Ponferrada 24400 León

^b Inoxfil, c/ Países Bajos 11-15, Igualada 08700 Barcelona

^c Roldan, c/ Santiago de Compostela 100, 28035 Madrid

^d Cedinox, Asociación para el Desarrollo del Acero Inoxidable en España
c/ Santiago de Compostela 100, 28035 Madrid (santiago.munoz@acerinox.com)

Resumen

Este capítulo pretende abordar dos aspectos diferentes que ayuden al lector a conocer el acero inoxidable corrugado: su historia, evolución y su proceso de fabricación.

Nos encontramos ante un material muy joven, el acero inoxidable apenas tiene un siglo de vida y el producto corrugado ha sido de los más recientes en desarrollarse.

El proceso de fabricación del acero inoxidable corrugado es el conjunto de transformaciones que sufre el material desde que se funden las materias primas hasta que se obtienen las propiedades geométricas y mecánicas deseadas del producto final.

1 Historia y evolución del acero inoxidable corrugado

1.1 Descubrimiento del acero inoxidable

El acero inoxidable se define como una aleación hierro-carbono con un contenido en cromo de al menos el 10,5% y en carbono menor del 1,2%. Además en los tipos más comunes, el níquel y, a veces, el molibdeno, son elementos importantes.

Aunque la primera patente de acero inoxidable no la encontramos hasta 1912, podemos considerar preliminar el descubrimiento de los distintos elementos que contiene durante los siglos XVIII y XIX [1].

En 1751, Axel Frederik Cronstedt, intentando extraer cobre de la niquelina, obtuvo un metal blanco que llamó níquel. Los mineros de Hartz atribuían al “viejo

Nick" (el diablo) el que algunos minerales de cobre no se pudieran trabajar, el metal responsable de ello resultó ser el descubierto por Cronstedt en la niquelina.

En 1778, Carl Wilhelm Scheele hizo reaccionar el mineral molibdenita (MoS_2) con ácido nítrico obteniendo un compuesto con propiedades ácidas al que llamó "acidum molibdenae". La palabra molibdeno proviene del griego "*molybdos*" que quiere decir "como el plomo", puesto que era confundido con este elemento.

En 1798, Louis Nicolas Vauquelin, descubrió que se podía aislar cromo metálico calentando el óxido en un horno de carbón. También pudo detectar trazas de cromo en gemas preciosas, como por ejemplo, en rubíes y esmeraldas. Lo llamó cromo, del griego *chroma*, "color", debido a los distintos colores que presentan sus compuestos [1].

Finalmente, en 1912 Eduard Maurer y Beeno Strauss, trabajadores de Krupp, desarrollan las primeras patentes de acero inoxidable al cromo níquel. Paralelamente, Elwood Haynes pide la primera patente de un acero inoxidable martensítico en EEUU, que se le concede siete años después, en 1919 [1].

En 1913, el inglés Harry Brearley fabrica por primera vez un acero con un contenido en cromo del 12,8%, el primer acero inoxidable. En realidad, Harry estaba tratando de desarrollar tipos de acero con mejor comportamiento frente a la abrasión y las altas temperaturas, problema común en la industria armamentística tan presente en los años previos a la 1ª Guerra Mundial, en Inglaterra.

El descubrimiento fue publicado dos años después, en enero de 1915, en el periódico New York Times. Harry Brearley pidió la patente en EEUU y descubrió que Elwood Haynes se le había anticipado. Ambos terminaron siendo socios, dedicados a la fabricación de acero inoxidable [1].

Las primeras producciones a gran escala se desarrollan en aplicaciones de cuchillería y valvulería durante la 1ª Guerra Mundial. A lo largo del siglo, se convierte en un material clave para aplicaciones como la alimentaria, petroquímica, generación de energía o el transporte.

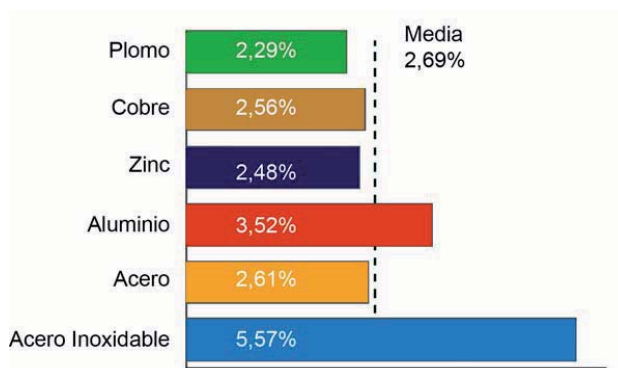


Figura 1 Crecimiento medio anual 1980-2012 [2].

El crecimiento medio anual de producción, desde 1980 a 2012, ha sido del 6%, casi el doble que la media de otros metales (Figura 1). En 2012 la producción mundial ascendió a 35 millones de toneladas. De la producción total de acero inoxidable, sólo el 16% se corresponde con producto largo, incluyendo alambre. El porcentaje de corrugado es de momento poco representativo, aunque es uno de los que mayor crecimiento está experimentando. Mientras que alrededor del 53% de la producción mundial de acero inoxidable se corresponde con los austeníticos, en el producto corrugado, se está imponiendo la utilización de la familia de los dúplex por su perfecta combinación de propiedades mecánicas y de resistencia a la corrosión [2].

El gran auge que han experimentado estos tipos de acero dúplex hace que de manera continuada se estén desarrollando nuevas composiciones, trabajando contrarreloj para lograr su inclusión en las diferentes normativas europeas. Estos tipos de acero dúplex, por su composición química, son menos sensibles a las posibles fluctuaciones del mercado de las materias primas, convirtiéndose en una apuesta segura para proyectos de gran envergadura y larga duración.

En España, la fábrica Roldan, perteneciente al grupo Acerinox, es pionera en la fabricación de acero inoxidable corrugado desde 1990, empezando en 1996 con la familia de los dúplex. La mayor parte de la producción se destina a la exportación.

1.2 Acero inoxidable corrugado

La invención del hormigón armado, técnica objeto del corrugado, se le atribuye al constructor William Wilkinson, quien solicitó en 1854 la patente de un sistema que incluía armaduras de hierro para “la mejora de la construcción de viviendas, almacenes y otros edificios resistentes al fuego” [3].

Uno de los primeros ejemplos de barras, aunque no corrugadas, de acero inoxidable embebido en hormigón, que ya se ha citado en el capítulo anterior, fue el Puente del Progreso en Nuevo Méjico, construido en 1930.

En España, una de las primeras obras singulares en la que se utiliza acero inoxidable corrugado el Museo de Arte Moderno de Vitoria, construido en 2002.



Figura 2 Museo de Arte Moderno de Vitoria.

2 Fabricación del acero inoxidable corrugado

El proceso de fabricación es el conjunto de transformaciones por el que las materias primas se convierten en producto terminado.

La etapa de acería es común, independientemente de cuál sea el producto final que se quiera obtener. Partiendo de chatarra, ferroaleaciones y otros elementos, se obtiene la composición química deseada por la que se definirá la calidad del acero inoxidable.

En la laminación en caliente se reduce el diámetro aprovechando la mayor ductilidad del material a altas temperaturas.

Materiales con diámetros finos o con propiedades mecánicas especialmente elevadas se someten a un proceso adicional de laminación en frío, en el que el diámetro se reduce a temperatura ambiente.

2.1 Acería

Tras el proceso de reconversión industrial de la siderurgia en España, se abandonó la vía del alto horno y se apostó de forma decidida por la obtención de acero a través de horno de arco eléctrico. En este proceso, de mucha mayor productividad, costes inferiores y menores impactos ambientales, se utilizan como materias primas principalmente chatarras y ferroaleaciones.



Figura 3 Esquema de fabricación de la acería.

El proceso de acería consta de las etapas de: selección de materias primas, horno eléctrico, convertidor AOD y colada continua.

2.1.1 Selección de materias primas

Como materia prima principal, para la fabricación del acero inoxidable, se parte de chatarras férricas a las que se le añade cierta cantidad de ferroaleaciones y otros elementos. Los controles e inspecciones se llevan a cabo por parte del suministrador y del fabricante, garantizándose la total seguridad de los materiales utilizados.

Aunque los procesos en horno de arco eléctrico pueden usar casi un 100% de chatarra [4], se calcula que se utiliza una media del 85%.

Atendiendo a su procedencia, la chatarra se puede clasificar en tres grandes grupos:

- Chatarra reciclada: se trata de una chatarra de excelente calidad originada en la propia fábrica durante el proceso productivo.
- Chatarra de transformación: producida durante la fabricación de piezas y componentes de acero (virutas de máquinas herramientas, recortes de prensas y guillotinas, etc.).
- Chatarra de recuperación: suele ser la mayor parte de la chatarra que se emplea en la acería y procede del final de la vida útil de las diferentes aplicaciones.

La calidad de la chatarra depende de tres factores:

- Su facilidad para ser cargada en el horno.
- Su comportamiento de fusión, determinado fundamentalmente por cuatro factores: densidad de la chatarra, tamaño, espesor y forma.
- Su composición, siendo crítica la presencia de elementos residuales.

Además de la chatarra, las ferroaleaciones permiten ajustar los contenidos en elementos específicos como cromo, níquel, molibdeno, titanio o niobio necesarios en muchos de los tipos de acero inoxidable.

2.1.2 Fabricación en horno eléctrico

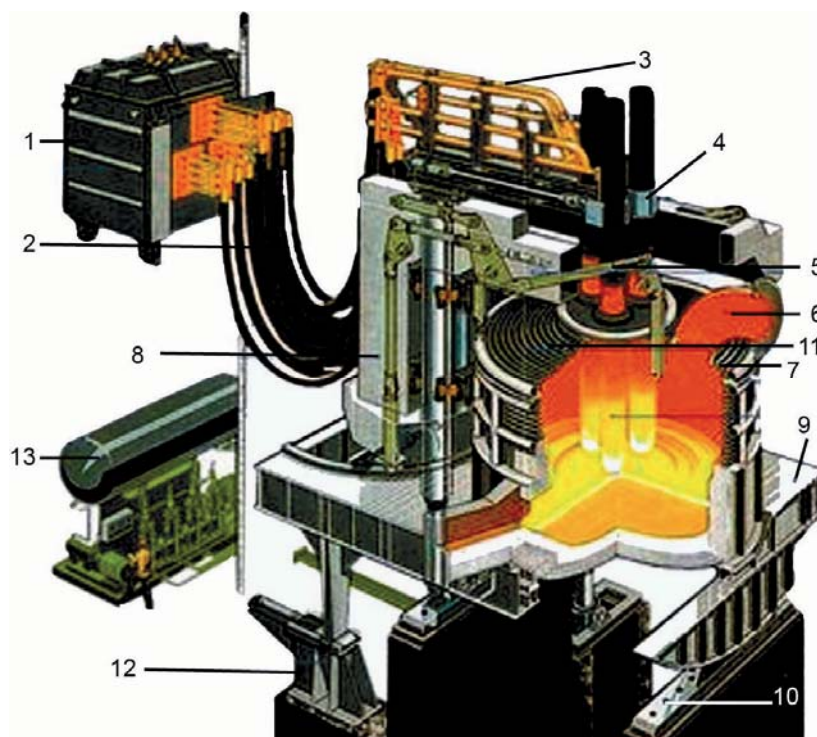
La fabricación del acero en horno de arco eléctrico se basa en la fusión de las chatarras por medio de una corriente eléctrica.

El horno eléctrico es un gran recipiente cilíndrico de chapa gruesa (15 a 30 mm de espesor) forrado de material refractario que forma la solera y alberga el baño de acero líquido y escoria (Figura 4). El resto del horno está formado por paneles refrigerados por agua. La bóveda es desplazable para permitir la carga de la chatarra.

La bóveda está dotada de una serie de orificios por los que se introducen los electrodos, generalmente tres, que son gruesas barras de grafito de hasta 700 mm de diámetro. Los electrodos se desplazan de forma que se puede regular su distancia a la carga a medida que se van consumiendo.

Los electrodos están conectados a un transformador que proporciona unas condiciones de tensión e intensidad controladas para hacer saltar el arco, con corriente variable, en función de la fase de operación del horno. Otro orificio practicado en la bóveda permite la captación de los gases de combustión, que son filtrados convenientemente para evitar contaminar la atmósfera. El horno se soporta sobre una estructura oscilante que le permite bascular para proceder al sangrado de la escoria y el vaciado del baño.

Para realizar la fusión, una vez introducida la chatarra en el horno y los agentes reactivos y escorificantes (principalmente cal), se desplaza la bóveda para cerrar el horno y se bajan los electrodos a la distancia apropiada, haciendo saltar el arco hasta fundir completamente los materiales cargados. El proceso se repite hasta completar la capacidad del horno, constituyendo este acero, una colada.



- | | | | |
|----|------------------------------|-----|-----------------------|
| 1. | Transformador | 7. | Estructura |
| 2. | Conexiones de cable flexible | 8. | Estructura oscilantes |
| 3. | Brazos de los electrodos | 9. | Cremallera |
| 4. | Sujeción de los electrodos | 10. | Bóveda refrigerada |
| 5. | Pórtico con brazos | 11. | Dispositivo de volteo |
| 6. | Paneles refrigerados | 12. | Grupo hidráulico |

Figura 4 Esquema del horno de arco eléctrico.

2.1.3 Convertidor AOD

Mediante una cuchara de trasvase, se pasa el acero líquido a la fase de descarburización y afino de la composición en el convertidor A.O.D, *Argon Oxygen Decarburization*.

Además de ajustarse los contenidos de cada elemento aleante, se producen las reacciones que se resumen en la Tabla 1.

Al final del proceso, se realiza el soplado de argón para homogeneizar la temperatura y favorecer la flotación de inclusiones. Estas inclusiones son heterogeneidades dentro del material que pueden presentar problemas, por lo que es importante su eliminación.

Tabla 1 Reacciones químicas que se producen en el AOD.

Elemento	Forma de eliminación	Reacción Química
Carbono	Al combinarse con el oxígeno se quema dando lugar a CO y CO ₂ gaseoso que se elimina a través d los humos	$2\text{C} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{CO}$ $2\text{CO} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{CO}_2$
Manganeso	Se oxida y pasa a la escoria. Combinado con sílice da lugar a silicatos.	$2\text{Mn} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{MnO}$ $\text{MnO} + \text{SiO}_2 \rightarrow \text{silicatos}$
Silicio	Se oxida y pasa a la escoria. Forma silicatos.	$\text{Si} + \text{O}_2 \rightarrow \text{SiO}_2$ $\text{SiO}_2 + \text{óxidos} \rightarrow \text{silicatos}$
Fósforo	En una primera fase se oxida y pasa a la escoria. En presencia de carbono y altas temperaturas puede revertir al baño, para fijarlo a la escoria se añade cal formándose fosfato de calcio.	$4\text{P} + 5\text{O}_2 \rightarrow 2\text{P}_2\text{O}_5$ $\text{P}_2\text{O}_5 + 5\text{C} \rightarrow 2\text{P} + 5\text{CO}$ $2\text{P} + 5\text{FeO} + 3\text{CaO} \rightarrow \text{P}_2\text{O}_5 + 3\text{CaO} + 5\text{Fe}$
Azufre	Su eliminación debe realizarse mediante el aporte de cal, pasando a la escoria en forma de sulfuro de calcio. La presencia de manganeso favorece la desulfuración.	$\text{S} + \text{Fe} + \text{CaO} \rightarrow \text{FeO} + \text{SCa}$ $\text{S} + \text{Fe} + \text{MnO} \rightarrow \text{SMn} + \text{FeO}$ $\text{S} + \text{Fe} + \text{Mn} \rightarrow \text{SMn} + \text{Fe}$

2.1.4 La colada continua

Finalizado el afino, la cuchara de colada se desplaza hasta la artesa receptora donde se va a colar el material. El proceso consiste en verter el acero líquido de manera controlada en un molde de fondo desplazable, cuya sección transversal tiene la forma geométrica del semiproducto que se desea fabricar, en este caso la palanquilla.

La artesa tiene un orificio de fondo, o buza, por el que se distribuye el acero líquido en varias líneas de colada, cada una de las cuales dispone de su lingotera o molde, generalmente de cobre y paredes huecas para permitir su refrigeración con agua. Durante el proceso de colado, la lingotera se mueve alternativamente hacia arriba y hacia abajo con el fin de despegar la costra sólida que se va formando durante el enfriamiento.

Posteriormente, se aplica un sistema de enfriamiento controlado por medio de duchas de agua fría primero y aire después, cortándose el semiproducto en las longitudes deseadas mediante sopletes que se desplazan durante el corte.

En todo momento, el semiproducto se encuentra en movimiento continuo gracias a los rodillos de arrastre dispuestos a lo largo de todo el sistema, de manera que la palanquilla va cayendo por gravedad.

Finalmente, se identifican todas las palanquillas con el número de referencia de la colada a la que pertenecen, como parte del sistema implantado para determinar la trazabilidad del producto, vigilándose la cuadratura de su sección, la sanidad interna, la ausencia de defectos externos y la longitud obtenida.

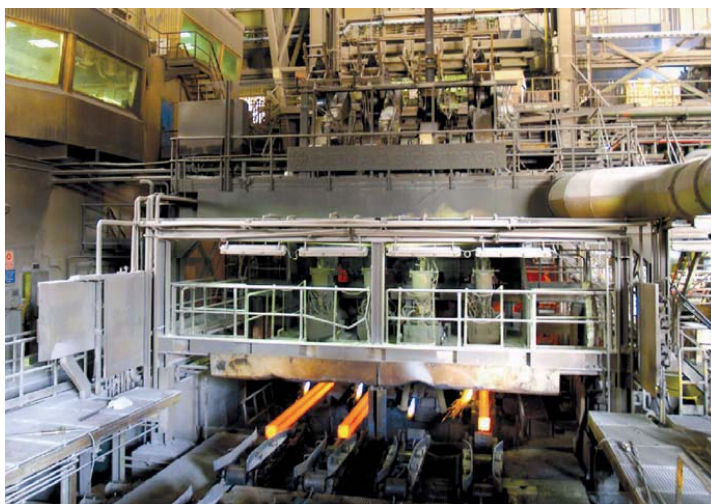


Figura 5 Palanquillas saliendo de la colada continua. Fuente: Acerinox.

2.2 Laminación en caliente

Las palanquillas no son utilizables directamente, se deben transformar en productos comerciales por medio de la laminación o forja en caliente. En este proceso se aprovecha la ductilidad del acero a altas temperaturas.

De forma simple, podríamos describir la laminación, como un proceso en el que se hace pasar al semiproducto (palanquilla) entre dos rodillos o cilindros, que giran a la misma velocidad y en sentidos contrarios, reduciendo su sección transversal gracias a la presión ejercida por estos (Figura 6). La laminación sólo permite obtener productos de sección constante, como es el caso de las barras corrugadas.



Figura 6 Esquema del proceso de laminación en caliente.

El proceso comienza elevando la temperatura de las palanquillas mediante hornos de recalentamiento hasta un valor óptimo para ser introducidas en el tren de laminación. Generalmente, estos hornos son de gas y en ellos se distinguen tres zonas: de precalentamiento, de calentamiento y de homogeneización. En la última zona es donde se consigue que la palanquilla esté internamente a la temperatura de salida de horno deseada.

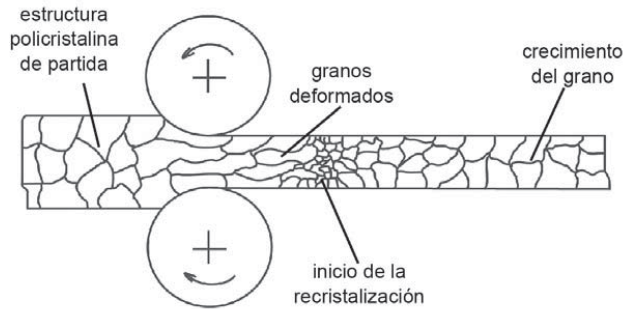


Figura 7 Proceso de laminación y transformaciones microcristalinas.

La atmósfera en el interior del horno es oxidante, con el fin de reducir al máximo la formación de cascarilla, que debe ser eliminada posteriormente en el proceso de desbaste y que supone una pérdida de material.

Alcanzada la temperatura deseada en toda la masa de la palanquilla, ésta es conducida a través de un camino de rodillos hasta el tren de laminación. Este tren está formado por parejas de cilindros que van reduciendo la sección de la palanquilla. Primero, de la forma cuadrada a forma de óvalo, y después de la forma de óvalo a forma redonda. A medida que disminuye la sección, aumenta la longitud del producto transformado y, por tanto, la velocidad de laminación. El tren se controla de forma automática, la velocidad de las distintas cajas que lo componen va aumentando en la misma proporción en la que se reduce la sección en la anterior.

Hay una serie de parámetros fundamentales que se deben controlar:

- Ajuste y alineación de las cajas de laminación: este parámetro es crítico para evitar los defectos tipo dimensionales, como son la falta de tolerancia, la rebaba y, en mayor medida, las madejas, por un incorrecto aboque. Los defectos tipo pliegue o incluso algunos roces se evitan con un correcto ajuste.
- Control de la temperatura de laminación: es fundamental para evitar enfriamientos superficiales que afecten a la laminabilidad del material y, consecuentemente, redunde en defectos superficiales tipo astillado.
- Velocidad de laminación: se vuelve más crítica cuanto menor es el diámetro final a laminar. Tiene, junto con la temperatura de laminación, una especial incidencia en las propiedades mecánicas finales del material.
- Refrigeración: de los cilindros de laminación es importante para evitar el agrietamiento de los mismos y la aparición de defectos superficiales asociados.

El tren de laminación se divide en tres partes:

- Tren de desbaste: la palanquilla sufre una primera pasada muy ligera para romper y eliminar la posible capa de cascarilla formada durante su permanencia en el horno (Figura 8). De no retirarse convenientemente, puede incrustarse en el material durante la laminación, generando problemas durante el proceso y afectando a la calidad final.



Figura 8 Tren debastador de palanquilla. Fuente: Roldan.

- Tren intermedio: está formado por distintas cajas en las que se va conformando la sección por medio de sucesivas pasadas (Figuras 9 y 10). Para la laminación de productos redondos largos, se suele emplear una serie de deformaciones ovalo-redondo en cajas sucesivas. Esta sucesión, se denomina trazado, que es diferente para cada diámetro.
- Tren acabador: el producto experimenta su última transformación y obtiene su geometría final. El producto final puede tener forma de barra o de rollo alambón. En el caso del corrugado, las corrugas se consiguen en este proceso. Cada fabricante dispone de un marcado de corruga distinto y único que lo diferencia del resto de productores. Esta medida es necesaria para la correcta identificación del material.

Las barras ya laminadas, se depositan en una gran placa o lecho de enfriamiento. De ahí son trasladadas a las líneas de corte a medida, decapado y empaquetado, y posteriormente pasan a la zona de almacenamiento y expedición.

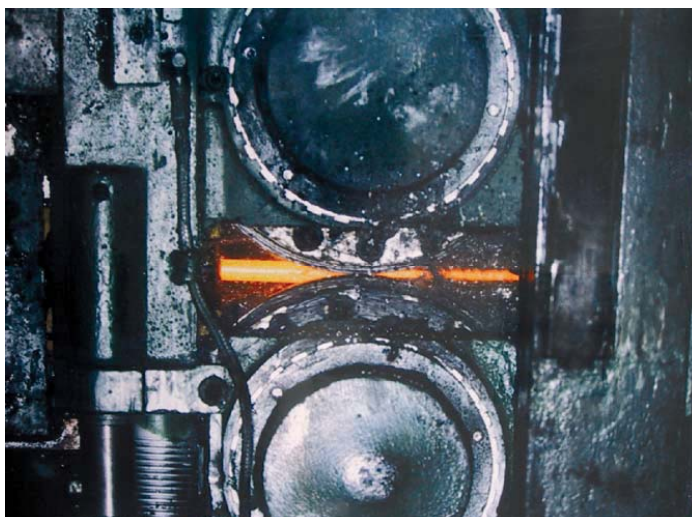


Figura 9 Tren de laminación intermedio. Fuente: Roldan.

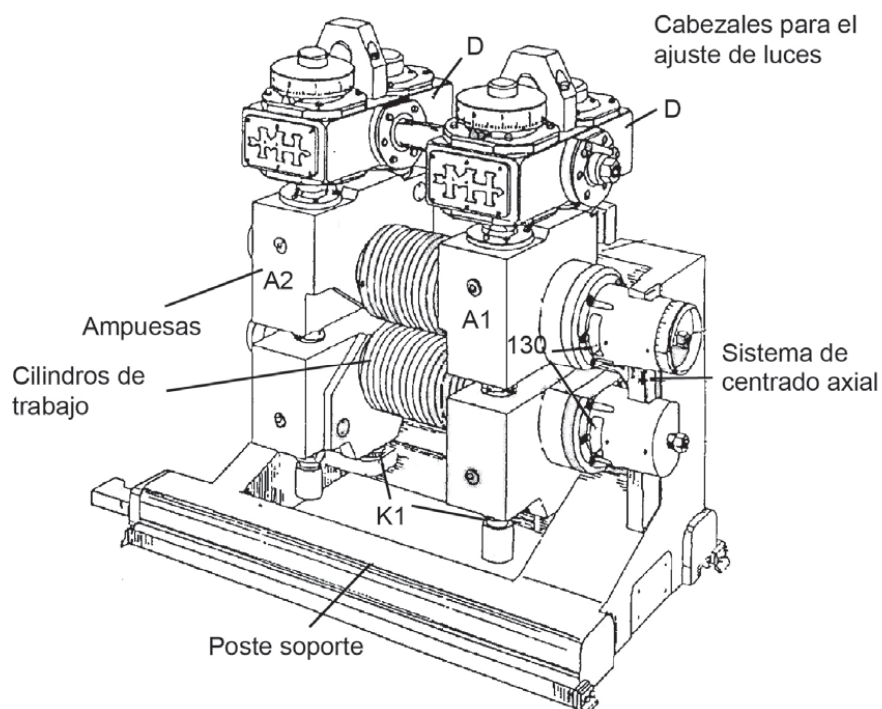


Figura 10 Tren de laminación intermedio. Fuente: Roldan.



Figura 11 Alambón corrugado saliendo del tren de laminación. Fuente: Roldan.

En el caso de la laminación de rollos, estos salen del tren acabador en forma de espira. Se transportan por una cinta enfriadora, se depositan en un huso donde se compactan y se flejan para enviarse al proceso de decapado, que consiste en retirar la cascarilla generada en la superficie del material durante el proceso de laminación en caliente. Esta fina capa de óxidos se elimina mediante un ataque químico, empleando baños de ácidos como el nítrico y el fluorhídrico.

Previamente el material puede someterse a un predecapado mecánico o granallado, una proyección de pequeñas bolas de acero con ángulos de incidencia previamente establecidos. De esta manera, se consigue “romper” la capa de cascarilla de la superficie del material y eliminar la que se encontraba parcialmente desprendida. Esto facilita las operaciones de decapado.

Después del decapado el producto está listo para su uso. Habiendo superado todos los controles de calidad durante el proceso productivo, se emite el certificado correspondiente, que garantiza la composición química y características geométricas, de adherencia y mecánicas.

2.3 Trefilado o laminación en frío

En el esquema de la Figura 12, se detalla el proceso de fabricación del corrugado en frío. La materia prima es el alambón laminado en caliente. Este alambón, dependiendo del tipo de acero, se somete a un tratamiento térmico que en el caso de los aceros inoxidable austeníticos y dúplex consiste en un recocido de disolución acompañado de una solubilización de carburos. Este tratamiento térmico recibe el nombre de hipertemple.



Figura 12 Esquema del proceso de trefilado o laminación en frío.

El tratamiento térmico se efectúa a temperaturas comprendidas entre 1000 – 1150°C, seguido de un enfriamiento rápido en agua para evitar la aparición de la denominada corrosión intergranular. Los tiempos de permanencia son función del espesor y de la historia metalúrgica del material. En el caso de los aceros inoxidables ferríticos, el tratamiento térmico consiste en una recristalización y regeneración de la estructura. Las temperaturas de tratamiento están comprendidas entre 800 – 850°C y el enfriamiento se puede efectuar al aire o en agua.

A continuación del tratamiento térmico, el alambón se decapa para eliminar la cascarilla generada durante el mismo. El decapado, consiste en un ataque del acero mediante ácidos, a una temperatura y concentraciones determinadas en función del tipo de acero inoxidable que se está tratando. En el caso de los aceros austeníticos y dúplex, que son de los de mayor aplicación para corrugado, este ácido es una mezcla de nítrico y fluorhídrico. Tras el decapado, el alambón presenta una superficie limpia y pasivada, listo para el proceso de trefilado ó laminación en frío.

El alambón se procesa pasándolo a través de anillos de corrugar, originándose por presión de los mismos la corruga sobre la superficie del alambón. El número de anillos es de 3 ó 4, dando lugar a una forma con tres o cuatro series de corrugas. En el caso de Inoxfil, el corrugado fabricado presenta cuatro series de corrugas y se fabrica en rollos trancanés con un peso de hasta 1500 kg (Figura 13). El cabezal (Figura 14) se monta delante del bloque de la trefiladora. El cabezal laminador no está motorizado por lo que la tracción se consigue a través del bloque de la trefiladora. El alambre se arrolla en un bobinador (Figura 14), dando lugar al rollo trancané.



Figura 13 Alambón corrugado de Inoxfil en rollos trancanés.

En el caso de la varilla, el proceso de fabricación es idéntico a la fabricación del alambre corrugado, con la excepción de que el cabezal se coloca delante de una máquina combinada. En esta máquina se corruga, endereza y corta la varilla a la longitud solicitada (Figura 15).

Además de alambre corrugado, se puede partir de alambre endurecido con el fin de fabricar alambre pretensado, cambiando los anillos corrugadores por anillos de graficar para obtener la geometría requerida para este producto. Partiendo del

alambre endurecido se consigue que el producto final cumpla las características mecánicas exigidas en la norma UNE 36094, “Alambres y cordones de acero para armaduras de hormigón pretensado” [5].



Figura 14 Cabezal corrugador (izda.) y bobinador (dcha.).

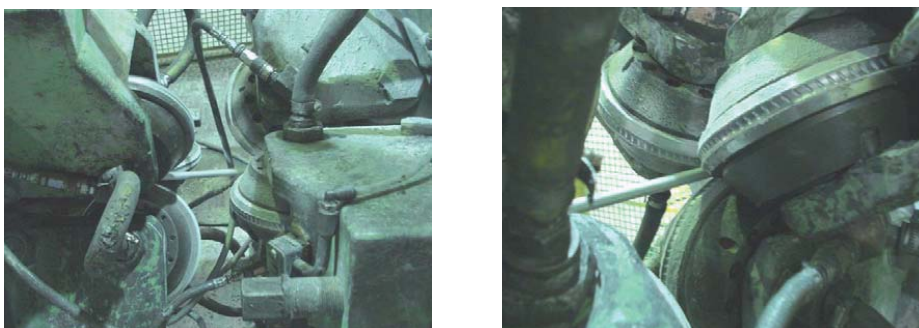


Figura 15 Detalle del corrugado o trefilado de una varilla.

2.3.1 Propiedades mecánicas del corrugado laminado en frío

Las características mecánicas del acero corrugado a temperatura ambiente dependen básicamente de la composición química y estructura metalúrgica del acero así como de su proceso de fabricación.

Las características mecánicas de los aceros inoxidables dúplex son superiores a las de los aceros inoxidables austeníticos, tanto en el material corrugado en caliente como en el frío, y ambos superan al tradicional acero al carbono.

La deformación en frío implica un endurecimiento del metal que da lugar a un aumento de la resistencia a tracción y del límite elástico, y a una reducción del alargamiento respecto al laminado en caliente. En el caso de los aceros inoxidables, este endurecimiento es más acusado que en el acero al carbono.

En líneas generales, las características mecánicas exigidas al acero corrugado inoxidable son las mismas que las del acero común, con la excepción de la norma inglesa BS 6744 que es específica para acero inoxidable. En la Tabla 2, se recogen los diferentes valores exigidos en las normas de uso más común (resistencia máxima R_m , límite elástico al 0,2% $R_{p0,2}$ y alargamiento total bajo carga máxima A_{gt}).

En la Tabla 3, se han reflejado las características mecánicas de dos aceros trefilados en frío, de diámetro 8 mm, correspondientes a un acero común y al acero inoxidable austenítico 1.4301. Como se ha comentado anteriormente, estas características mecánicas se consiguen en base a la composición química del acero, su estructura y al proceso de fabricación.

Tabla 2 Características mecánicas de las armaduras de acero inoxidable según las diferentes normativas de uso más común.

Características mecánicas	BS 6744 GB	DIN 488 Alemania	Italia 09/01/96	ASTM-A955M Grado 60 USA
R_m [MPa]	> 550	> 525	> 540	> 620
$R_{p0,2}$ [MPa]	> 500	> 500	> 430	> 420
$R_m/R_{p0,2}$	> 1,10	> 1,05	-	-
A_{gt} [%]	> 5	> 2,5	-	-
A [%]	> 14	-	> 12	> 9

Tabla 3 Comparativo de las características mecánicas del corrugado de 8 mm de diámetro, de acero al carbono y de acero inoxidable austenítico.

Características mecánicas	Acero Común	Acero Inoxidable 1.4301
R_m [MPa]	600	890
$R_{p0,2}$ [MPa]	560	680
$R_m/R_{p0,2}$	1,07	1,31
A_{gt} [%]	7,5	21
A [%]	12	30

2.3.2 Aceros inoxidables empleados en la fabricación en frío de corrugado.

Los tipos de aceros inoxidables empleados habitualmente en la fabricación de corrugado laminado en frío son:

- Ferríticos.
- Austeníticos.
- Austenoferríticos o dúplex.

Aceros ferríticos

El tipo más empleado es el 1.4003 (3Cr12). La composición química se recoge en la Tabla 4.

Los aceros ferríticos tienen en todo el campo de temperaturas una estructura alfa, cúbica centrada en el cuerpo (BCC). Como consecuencia de esta estructura, los aceros inoxidables ferríticos recocidos son moderadamente endurecibles. Tienen un coeficiente de endurecimiento n del orden de 0,20 a 0,25, similar al de los aceros de carbono medio pero inferior al de otros aceros inoxidables. Son magnéticos, tienen una buena resistencia a la corrosión bajo tensión y presentan una mala soldabilidad.

En el gráfico de la Figura 16, se representa el aumento de la resistencia a la tracción (R_m) en función del tanto por ciento de la deformación. Las deformaciones en frío de los aceros inoxidables están comprendidas entre el 10 y el 20 %. Como se observa en el gráfico, a medida que aumenta la resistencia a tracción se reducen los valores de alargamiento (A_5) y estricción (Z).

Tabla 4 Composición química del acero inoxidable ferrítico 1.4003 [%].

Estructura	Designación	C	Mn	N	Cr	Ni
Ferrítica	EN 1,4003	$\leq 0,030$	$\leq 1,50$	$\leq 0,030$	10,5 - 12,5	0,3 - 1,0

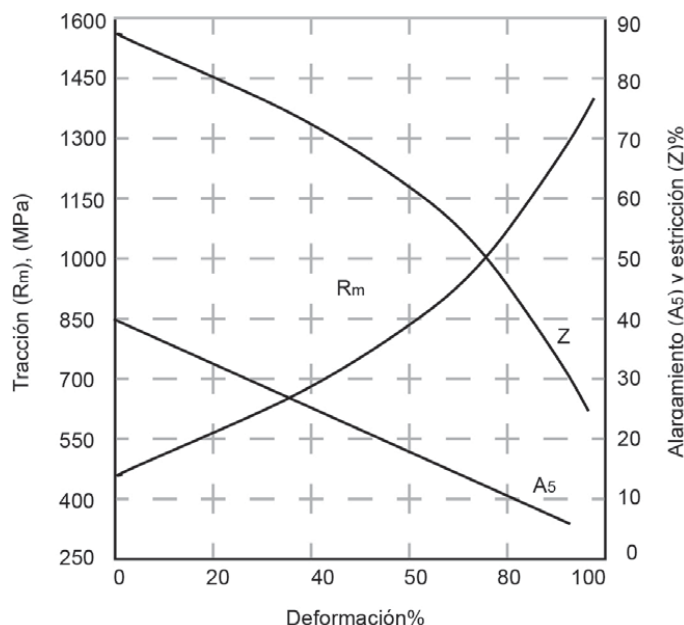


Figura 16 Incremento de la resistencia a tracción (R_m) y disminución del alargamiento (A_5) y la estricción (Z), en función de la deformación en frío del acero ferrítico 1.4003.

Aceros austeníticos

Los aceros austeníticos poseen una gran capacidad de endurecimiento por deformación en frío, mostrando, a este respecto, una clara diferenciación con los aceros ferríticos, lo que se traduce en un aumento de la resistencia a la tracción y del límite elástico y en una disminución de la ductilidad.

El endurecimiento por deformación en frío de los aceros inoxidables austeníticos es muy sensible a los cambios de la composición química. En los gráficos de la Figura 17 se observa este efecto para los aceros de las calidades 1.4301 y 1.4307. La composición de ambos se refleja en la Tabla 5.

Los aceros inoxidables austeníticos tienen un coeficiente de endurecimiento n que oscila entre 0,45 y 0,85, mucho más elevado que los ferríticos o que el tradicional acero al carbono.

Tabla 5 Composición química de los aceros austeníticos 1.4301 y 1.4307 ensayados a tracción según los gráficos de la Figura 17 [%].

Designación	C	Mn	Cr	Ni	Si	Cu	N
EN 1.4301	0,060	1,60	18,30	8,10	0,45	0,31	0,045
EN 1.4307	0,020	1,60	18,30	8,70	0,35	0,40	0,050

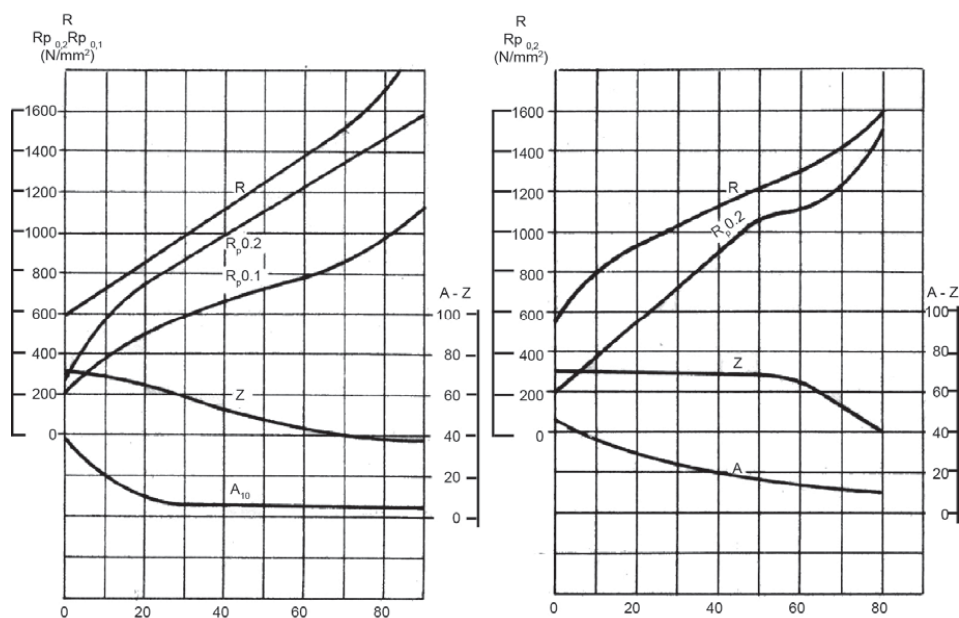


Figura 17 Incremento de la resistencia de rotura R y límite elástico R_p , y disminución del alargamiento A y la estricción Z , de los aceros austeníticos 1.4301 (izda.) y 1.4307 (dcha.), en función del % de deformación en frío.

En la deformación en frío de estos aceros se presentan los siguientes mecanismos de endurecimiento:

- Endurecimiento de la austenita por deformación. Por tratarse de estructuras gamma, sistema cúbico centrado en las caras (FCC), tiene un coeficiente de endurecimiento más alto que el de las estructuras alfa, propias de los aceros ferríticos.
- Transformación parcial y progresiva de la austenita gamma amagnética en martensita alfa magnética y endurecimiento por deformación de la martensita formada. Esto produce un endurecimiento adicional. Si la austenita es estable, solo entra en juego el primer mecanismo. Si es inestable, se desarrollan los dos y se advierte el conocido fenómeno de sensibilización al imán de acero inoxidable austenítico. Esto explica la variabilidad del coeficiente de endurecimiento de estos aceros.

Sin embargo, en el caso del acero corrugado, al endurecerse presentan buena ductilidad y una tenacidad muy elevada.

Resumiendo, los aceros inoxidables austeníticos se caracterizan por ser amagnéticos, tener buena ductilidad, altas características mecánicas por deformación en frío, alta resistencia a la corrosión, fácil soldadura, buenas características a alta temperatura y posibilidad de empleo a bajas temperaturas.

En la Tabla 6 se recoge la composición química de las principales calidades de aceros inoxidables austeníticos empleados como corrugado.

Tabla 6 Composición química de los aceros austeníticos más empleados en la elaboración de corrugado [%].

Designación	C	Mn	N	Cr	Ni	Cu	Mo	Ti
EN 1,4301	≤ 0,070	≤ 2,00	≤ 0,11	17,0 - 19,5	8,0 - 10,5	-	-	-
EN 1,4307	≤ 0,030	≤ 2,00	≤ 0,11	17,5 - 19,5	8,0 - 10,0	-	-	-
EN 1,4311	≤ 0,030	≤ 2,00	0,12 - 0,22	17,0 - 19,5	8,5 - 11,5	-	-	-
EN 1,4401	≤ 0,070	≤ 2,00	≤ 0,11	16,5 - 18,5	10,0 - 13,0	-	2,0 - 2,5	-
EN 1,4404	≤ 0,030	≤ 2,00	≤ 0,11	16,5 - 18,5	10,0 - 13,0	-	2,0 - 2,5	-
EN 1,4429	≤ 0,030	≤ 2,00	0,12 - 0,22	16,5 - 18,5	11,0 - 14,0	-	2,5 - 3,0	-
EN 1,4436	≤ 0,030	≤ 2,00	≤ 0,11	16,5 - 18,5	10,5 - 13,0	-	2,5 - 3,0	-
EN 1,4529	≤ 0,020	≤ 1,00	0,15 - 0,25	19,0 - 21,0	24,0 - 26,0	0,5 - 1,5	6,0 - 7,0	-
EN 1,4571	≤ 0,080	≤ 2,00	-	16,5 - 18,5	10,5 - 13,5	-	2,0 - 2,5	> 5×C

Aceros austenoferríticos o dúplex

Aunque estos aceros se conocen desde los años 30 del siglo pasado, su aplicación como corrugado es reciente. Las altas características mecánicas que presentan, y la necesidad de aceros con una mejor resistencia a la corrosión bajo tensión (SCC) en medios alcalinos o ligeramente ácidos, han acelerado su desarrollo.

Los aceros dúplex presentan características de los aceros ferríticos, buen comportamiento a la resistencia SCC, mayor ductilidad que los ferríticos aunque inferior a los austeníticos, y características mecánicas superiores a los austeníticos. Los aceros dúplex combinan las cualidades y características de ambos aceros, ferríticos y austeníticos, pero en determinadas aplicaciones como es el caso del corrugado, los aceros dúplex son la mejor opción que se dispone hoy en día.

En la Tabla 7, se recogen los tipos de acero dúplex utilizados para fabricar corrugado en España, el 1.4482, 1.4362 y 1.4462, y su composición química.

Tabla 7 Composición química de los dúplex empleados en la elaboración de corrugado en España [%].

Designación	C	Mn	N	Cr	Ni	Cu	Mo
EN 1,4482	≤ 0,030	4,0 - 6,0	0,05 - 0,20	19,5 - 21,5	1,5 - 3,5	≤ 1,00	0,1 - 0,6
EN 1,4362	≤ 0,030	≤ 2,00	0,05 - 0,20	22,0 - 24,0	3,5 - 5,5	0,1 - 0,6	0,1 - 0,6
EN 1,4462	≤ 0,030	≤ 2,00	0,10 - 0,22	21,0 - 23,0	4,5 - 6,5	-	2,5 - 3,5

Los aceros dúplex presentan una estructura bifásica austenita–ferrita. La relación entre ambas fases es de vital importancia y define las características del acero. La mayoría de las aleaciones dúplex tienen un contenido de ferrita del 50% y por esta razón presentan una buena ductilidad.

Los coeficientes de endurecimiento son ligeramente superiores a los obtenidos en los aceros austeníticos. Presentan una tracción similar a los austeníticos pero el límite elástico es aproximadamente el doble que estos. En los gráficos de las Figuras 18, 19 y 20 se representa la evolución de las características mecánicas de los tres tipos de acero dúplex citados, en función del tanto por ciento de deformación aplicada.

En resumen, los aceros inoxidables dúplex se caracterizan por tener estructura dúplex (austenita-ferrita), ser magnéticos, tener altas características mecánicas, buenas hasta los 400°C, alta resistencia a la corrosión generalizada y bajo tensión, fácil soldabilidad y un precio competitivo.

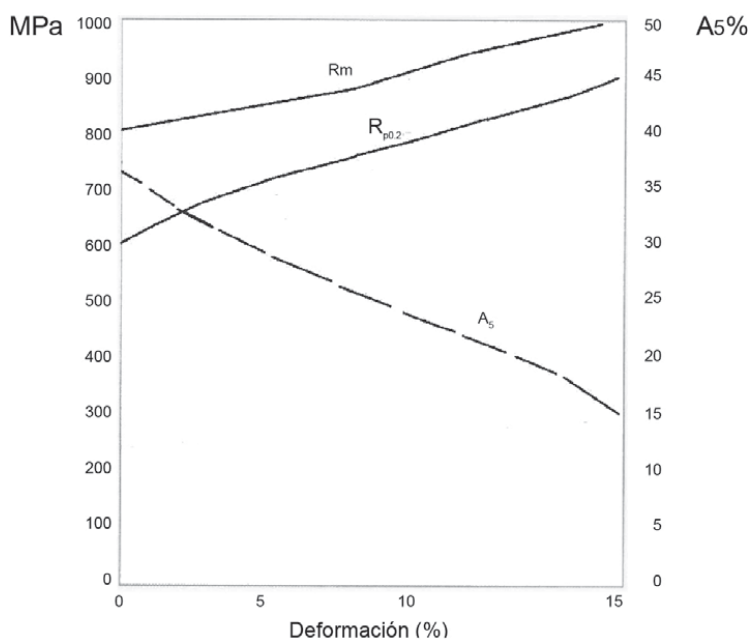


Figura 18 Incremento de la resistencia de rotura R_m y límite elástico R_p y disminución del alargamiento A_5 del acero dúplex 1.4482 – ACX 903 en función del % de deformación en frío.

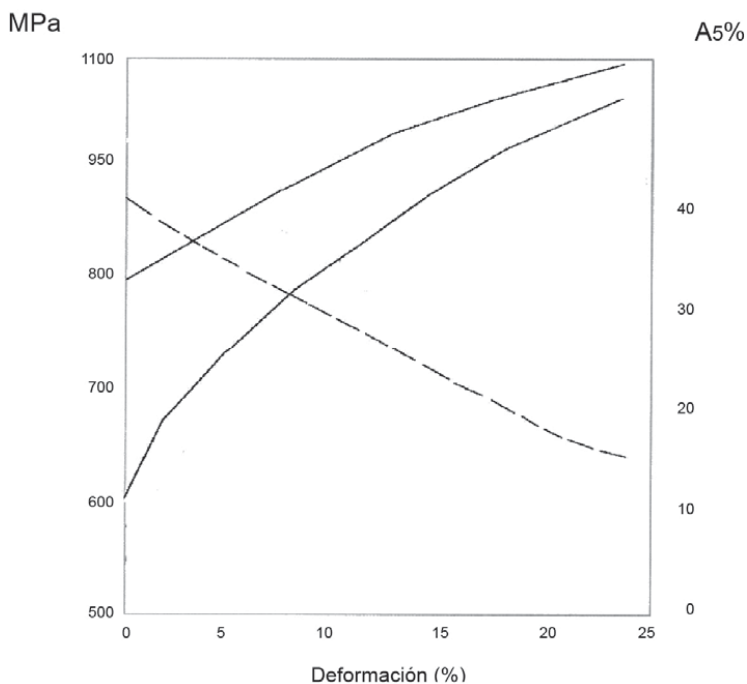


Figura 19 Incremento de la resistencia de rotura R_m y límite elástico R_p y disminución del alargamiento A_5 del acero dúplex 1.4362 – ACX 916 en función del % de deformación en frío.

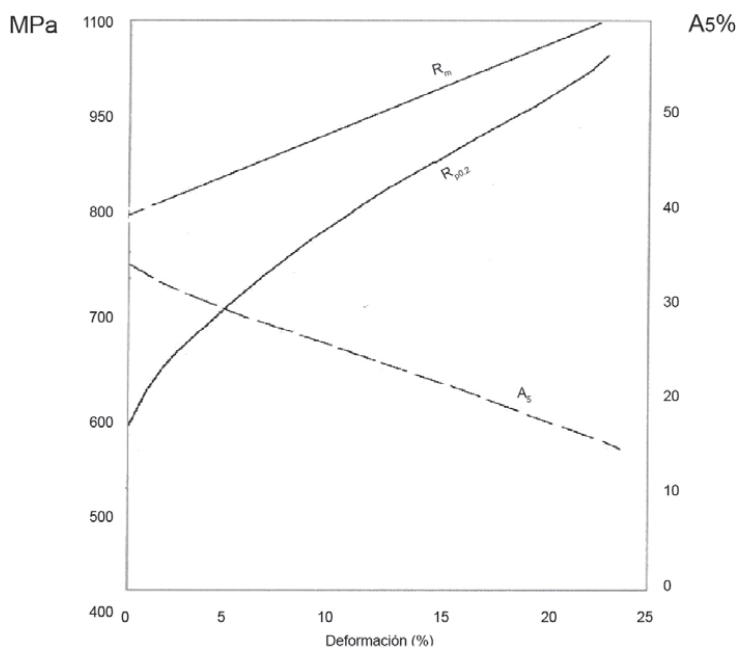


Figura 20 Incremento de la resistencia de rotura R_m y límite elástico R_p y disminución del alargamiento A_5 del acero dúplex 1.4462 – ACX 917 en función del % de deformación en frío.

Referencias

- [1] Cobb, Harold M., *The History of Stainless Steel*, ASTM International, 2010.
- [2] ISSF International Stainless Steel Forum: *Stainless steel in figures 2013*. www.worldstainless.org.
- [3] Rosell, J. y Cárcamo, J., *Los orígenes del hormigón armado y su introducción en Bizkaia. La fábrica Ceres de Bilbao*. Colegio Oficial de Aparejadores y Arquitectos Técnicos de Bizkaia (1995).
- [4] Steel Recycling Institute.
- [5] AENOR, *UNE 36094, Alambres y cordones de acero para armaduras de hormigón pretensado*. Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación.

CAPÍTULO 3

Comportamiento mecánico de armaduras de acero inoxidable

C. Rodríguez y F.J. Belzunce

Universidad de Oviedo, Instituto Universitario de Tecnología Industrial de Asturias (IUTA)
Campus Universitario, 33203 Gijón, Asturias

Resumen

Se ha estudiado el comportamiento mecánico de barras de aceros inoxidables austeníticos y dúplex, corrugadas tanto por laminación en caliente como por deformación en frío, habiéndose tomado como referencia, a título comparativo, una barra de acero al carbono de elevado límite elástico y alta ductilidad. Se describen, en primer lugar, los aceros utilizados y los procesos de fabricación llevados a cabo en cada caso para la obtención de las barras corrugadas.

A continuación, se ha procedido a comparar las propiedades mecánicas convencionales de las citadas barras (dureza y tracción) y, en el caso del comportamiento a tracción, se han ensayado directamente las barras y, también probetas normalizadas extraídas de las mismas, con objeto de estimar la influencia que ejerce la región más superficial de las barras, que ha quedado endurecida como consecuencia de los procesos de fabricación llevados a cabo.

También se ha determinado la tenacidad en presencia de grietas de todas estas barras, utilizando conceptos de mecánica de la fractura elastoplástica. Se han obtenido las curvas resistentes J-R (o curvas J- Δa) y el parámetro J_{IC} , que expresa el valor de la integral J para el inicio del crecimiento estable de la grieta. Los valores obtenidos se han justificado teniendo en cuenta el endurecimiento introducido en los procesos de fabricación de las barras y la presencia de elementos residuales, como el azufre y el titanio.

Por último, se ha llevado a cabo una extensa caracterización a fatiga de todas estas barras con objeto de determinar la influencia de la microestructura, del endurecimiento superficial y de la existencia de defectos generados durante la fabricación de estos elementos en su respuesta ante cargas cíclicas.

1 Aceros estudiados

1.1 Definición y tipos de aceros

Se han estudiado cuatro tipos de acero inoxidable, que fueron suministrados por la empresa Roldán S.A. en forma de barras corrugadas, para ser utilizadas como armaduras de refuerzo en hormigón armado. Los materiales utilizados fueron tres aceros inoxidables austeníticos, de los tipos AISI 304LN, AISI 316LN y AISI 316Ti y un dúplex del tipo AISI 2205. Con estos materiales (excepto el 316Ti que únicamente se corrugó en frío) se fabricaron dos tipos de barras: las barras corrugadas mediante un proceso de laminación en caliente (en adelante corrugados en caliente), que tenían un diámetro nominal de 16 mm y las obtenidas partiendo de alambón y realizando la corruga mediante un proceso de deformación en frío (en adelante denominadas corrugados en frío), cuyo diámetro nominal fue en todos los casos de 12 mm.

Además, y con objeto de poder comparar los resultados con los correspondientes a barras corrugadas de acero convencional, se utilizaron barras corrugadas de acero al carbono, del tipo B500SD, fabricadas por A.G. Siderúrgica Balboa, S.A. Se trata de barras soldables de alto límite elástico y alta ductilidad, y corresponden a la clase de corrugados convencionales que presenta las mejores propiedades mecánicas dentro de las consideradas en las normas específicas para armaduras de hormigón. Se estudiaron únicamente barras de diámetro nominal de 16 mm, pues en este caso el proceso de fabricación es siempre mediante laminación en caliente.

La denominación y composición química de cada una de las coladas a partir de las cuales se obtuvieron los corrugados estudiados se resumen en la Tabla 1. En el caso del dúplex, las coladas utilizadas para la fabricación de los corrugados en caliente (D2205c) y en frío (D2205f) fueron diferentes, razón por la cual aparecen ambas coladas en la Tabla 1.

Como puede observarse, todos los aceros inoxidables se caracterizan por tener un contenido en carbono muy bajo y por la presencia de nitrógeno como aleante (excepto en el caso del 316Ti). Se destaca, además, la presencia de molibdeno en los grados 316 y en los dúplex, elemento cuya función principal es mejorar la resistencia a la corrosión por picaduras y en resquicios cuando el hormigón se encuentra en contacto con medios que contienen cloruros.

Tabla 1 Composición química de los materiales utilizados [% peso].

Acero	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Ti	Cu	N	S	P
304LN	0,023	0,385	1,486	18,55	8,77	0,21	0,003	0,18	0,176	0,022	0,027
316LN	0,032	0,385	1,312	17,62	11,70	2,89	0,005	0,10	0,182	0,004	0,023
316Ti	0,029	0,450	1,213	16,68	11,25	2,23	0,251	0,41	0,020	0,001	0,029
D2205c	0,021	0,451	1,748	22,25	4,79	3,28	0,070	0,30	0,165	0,001	0,026
D2205f	0,029	0,387	1,721	22,49	4,72	3,22	0,027	0,24	0,174	0,001	0,029
B500SD	0,19	--	--	--	--	--	--	--	0,011	0,016	0,023

Por su parte, la presencia de titanio, requerida en el grado 316Ti por el papel estabilizador de este elemento, sorprende en el caso de los dúplex (sobre todo en el D2205c), ya que el titanio no estaba incluido en el ajuste de cuchara de estos aceros, y su presencia, en un porcentaje más alto que el meramente residual, se debe sin duda a la contaminación casual con alguna ferroaleación o colada previa que contenía este elemento.

1.2 Fabricación de las barras corrugadas

El proceso de corrugado en caliente de los dos aceros inoxidables austeníticos (en adelante 304LN y 316LN) parte de palanquilla de 165x165 mm. Esta palanquilla se calienta en el horno hasta una temperatura de unos 1250/1300°C y seguidamente sigue un proceso de desbaste en caja abierta, desde donde, con una sección cuadrada de 92x92 mm, pasa a un tren continuo. En las dos últimas cajas del tren el material sufre reducciones de 27,5% y 19% respectivamente, siendo en esta última pasada donde se imprime la corruga al redondo. El corrugado sale del tren a unos 975/1000°C con un diámetro nominal de 16 mm, tras lo cual se bobina y pasa directamente a un proceso de hipertemple en agua, decapado, enderezado y, por último, corte a la longitud deseada.

En el caso del acero dúplex (D2205c), el proceso de laminación en caliente es similar al descrito para los austeníticos pero partiendo de palanquilla de sección 145x145 mm. La temperatura de laminación en el horno es también ligeramente inferior a la que se utiliza en el caso de los austeníticos, del orden de 1150/1200°C. El resto del proceso es idéntico al sufrido por los austeníticos, excepto que la temperatura de entrada en las bobinadoras vuelve a ser ligeramente más baja, aproximadamente 925/975°C.

Por su parte, el proceso de corrugado en frío, parte de alambón de $\phi=13\text{mm}$, que se ha obtenido tras la laminación de desbastes de 92x92 mm y que, tras salir del tren a una temperatura de unos 1100°C (en las dos últimas cajas sufre unas reducciones de 17,2% y 15,5%, respectivamente), se bobina y se somete a un hipertemple hasta temperatura ambiente. En el caso del dúplex, el alambón de $\phi=13\text{mm}$ así obtenido, se somete directamente al proceso de deformación en frío que genera la corruga y el nervio de las barras, obteniéndose finalmente barras corrugadas de diámetro nominal de 12 mm (la reducción final de área, realizada por deformación en frío resulta ser de aproximadamente un 15%). En el caso de los aceros inoxidables austeníticos, sin embargo, el alambón de $\phi=13\text{mm}$ de partida, sufre un tratamiento térmico fuera de línea antes de ser sometido al mismo proceso de deformación en frío que sufre el dúplex. Dicho tratamiento consiste en una solubilización a 1050°C (25 min. aproximadamente), seguida de hipertemple y decapado ácido.

En cuanto al acero al carbono (B500SD), se fabrica mediante laminación en caliente a partir de palanquilla de 140x140 mm, que se precalienta en horno a 1100°C antes de entrar en el tren de laminación. La impresión de la corruga se produce en la última caja, a una temperatura aproximada de 900°C. Posteriormente las barras se someten a un proceso de temple interrumpido en agua, seguido de un proceso de autorevenido (provocado por el calor residual del núcleo de la barra).

La Figura 1 muestra la geometría general de los distintos tipos de barras objeto de estudio.

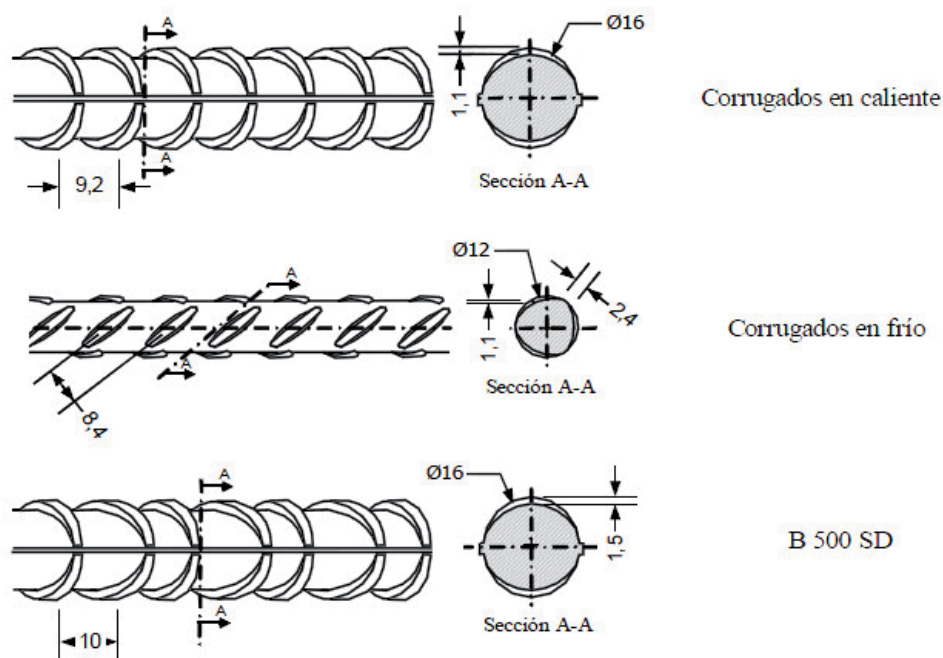


Figura 1 Geometría general de los distintos tipos de corrugados utilizados.

2 Propiedades mecánicas convencionales

2.1 Dureza

La dureza de los materiales se determinó a partir de medidas de microdureza Vickers con una carga de 500 g (HV0.5) realizadas sobre secciones transversales de las barras. Con objeto de estudiar la variación de la dureza a lo largo del diámetro de los corrugados, se realizaron líneas de microdureza a lo largo de dos diámetros de cada sección (una de ellas incluyendo corruga). El ensayo se realizó con la ayuda de un microdurómetro Buehler y siguiendo las recomendaciones de la norma ASTM E-92 [1].

La Figura 2 recoge de forma conjunta las líneas de dureza correspondientes a las barras corrugadas en caliente. Como puede observarse, en el caso de los aceros austeníticos se aprecia un notorio endurecimiento superficial (especialmente en la zona de la corruga), que corresponde a una zona de grano más fino, que refleja la mayor deformación sufrida por las zonas superficiales como consecuencia del proceso de corrugado. De cualquier manera, la zona endurecida tiene una profundidad de tan sólo 1-2 mm y, a excepción de estas regiones, la dureza de todas las barras analizadas se mantiene aproximadamente constante a lo largo del diámetro de la misma. Por su parte, mientras que los dos aceros inoxidables austeníticos muestran una dureza bastante similar al acero al carbono (B500SD), el acero dúplex tiene una dureza claramente superior (casi 100 unidades Vickers), no mostrando además un endurecimiento superficial apreciable.

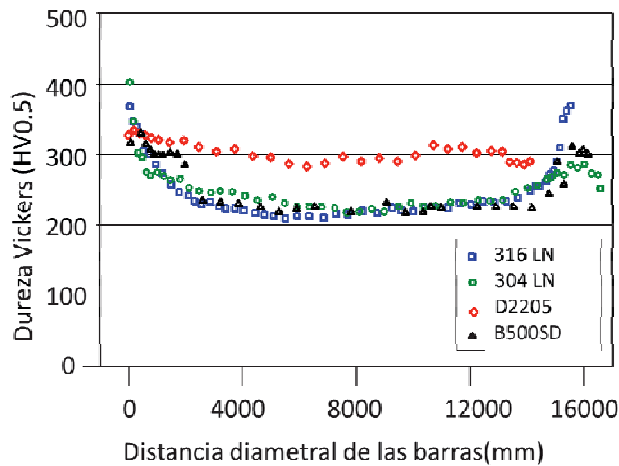


Figura 2 Variación de la dureza HV0.5 a lo largo del diámetro de los aceros corrugados en caliente.

Si se comparan ahora las durezas correspondientes a los corrugados en frío (Figura 3), se observa que el endurecimiento impuesto por la deformación es ahora progresivo desde el centro de la sección hasta la superficie y, aunque esta zona sea la más endurecida, el pico de dureza no es tan notorio como en el caso de los corrugados en caliente. De los tres aceros inoxidable austeníticos corrugados en frío, la mayor dureza corresponde al 304LN (que es el más susceptible al endurecimiento por deformación en frío), seguido por el 316LN y por último el 316Ti. Por su parte, el acero dúplex vuelve a mostrar una dureza unas 100 unidades superior a la de los austeníticos.

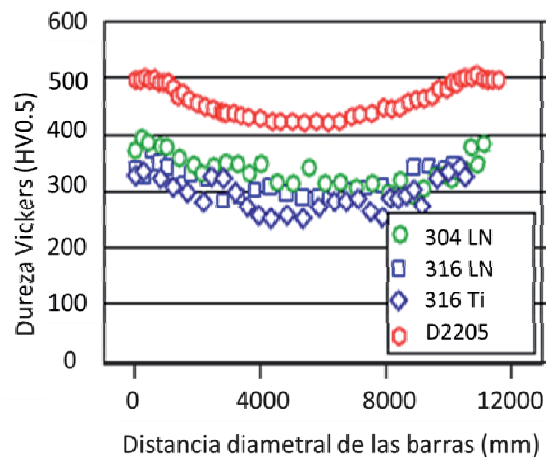


Figura 3. Variación de la dureza HV0.5 a lo largo del diámetro de los aceros corrugados en frío.

La Figura 4 recoge la dureza media obtenida en las regiones internas de todas estas barras. Como era de esperar, el proceso de corrugado en frío induce un endurecimiento muy superior al realizado en caliente. Este endurecimiento es especialmente notable en el caso del acero dúplex, que corrugado en frío alcanza durezas de hasta 150 unidades Vickers superiores a cuando es corrugado en caliente. En el caso de los inoxidables austeníticos, el incremento de dureza producido por el corrugado en frío es mucho más notorio en el caso del acero 304LN (unas 100 unidades Vickers), en virtud de la mayor capacidad de endurecimiento en frío de este acero, hecho éste bien conocido y documentado en la literatura científica [2].

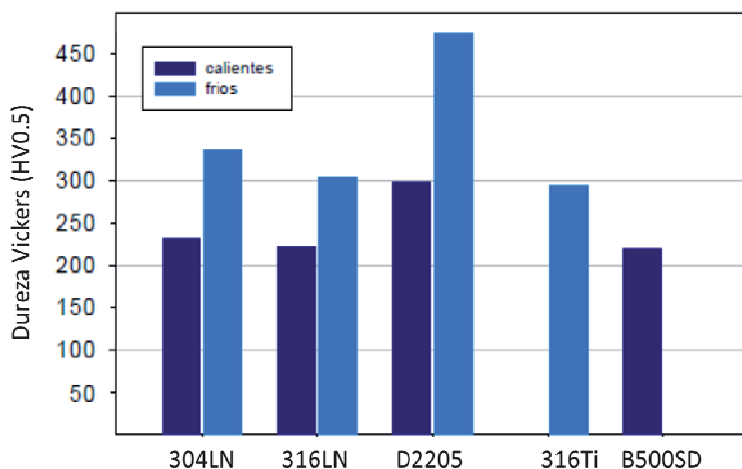


Figura 4 Durezas medias de las secciones transversales de las barras corrugadas.

2.2 Propiedades mecánicas a tracción

Las propiedades mecánicas a tracción se obtuvieron, para cada tipo de corrugado, mediante ensayos realizados tanto directamente sobre las barras corrugadas (de acuerdo con la normativa específica para corrugados [3-5]), como sobre probetas cilíndricas extraídas de las barras en dirección longitudinal tras eliminar la región superficial de las mismas. El procedimiento general de ensayo se realizó de acuerdo con la norma ASTM E8 [6]. La razón de esta doble caracterización era saber hasta qué punto, la presencia de la zona superficial, más endurecida, afectaba las propiedades mecánicas a tracción de las barras. La Figura 5 muestra la geometría general de ambos tipos de probeta para el caso de las barras corrugadas en caliente.

Para la obtención de las propiedades a tracción de las barras se utilizaron al menos tres probetas de cada material, de unos 200 mm de longitud. Los ensayos fueron realizados a temperatura ambiente en una máquina dinámica MTS de 250 kN de capacidad de carga y el valor de la sección transversal S de cada barra, necesaria para el cálculo de la tensión aplicada se ha calculado según la expresión propuesta por la normativa aplicable [5,7]:

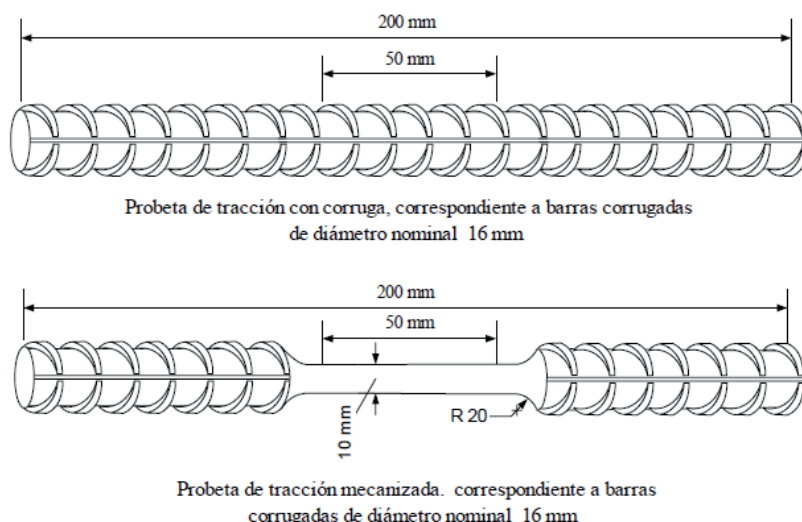


Figura 5 Geometrías de los dos tipos de probetas de tracción utilizadas para las barras corrugadas en caliente.

$$S[\text{mm}^2] = k \cdot \frac{m}{\ell} \quad (1)$$

Donde k toma un valor de 125.789 para el acero inoxidable y de 127.389 para el acero al carbono, siendo m el peso (expresado en gramos) de una barra de una longitud ℓ (expresada en mm) de al menos 500 mm.

Por su parte, los ensayos de tracción sobre probetas mecanizadas se realizaron utilizando una máquina de ensayos estáticos Instron 5582, dotada de una célula de carga de 100 kN y un extensómetro de 50 mm de longitud inicial. Las probetas se tornearon a partir de trozos de barra de 200 mm de longitud, hasta obtener una zona calibrada de unos 10 mm de diámetro para las barras corrugadas en caliente y de unos 7 mm para las corrugadas en frío. De cada uno de los materiales se mecanizaron 3 probetas y se llevaron a cabo ensayos de tracción de forma monotónica convencional, a una velocidad de 4 mm/min.

Las Tablas 2 y 3 recogen los resultados medios obtenidos en la caracterización a tracción de los corrugados en caliente y en frío respectivamente, con las probetas mecanizadas (sin corruga) y con las barras corrugadas.

En la Figura 6 se comparan, mediante gráficos de barras, las principales características mecánicas de cada tipo de material y corrugado. A la vista de estos resultados, se destacan los puntos siguientes:

- Cuando los materiales son ensayados sin corruga (probeta de tracción convencional), éstos muestran una resistencia inferior a la de las barras corrugadas y una ductilidad mayor, tal y como era de esperar, dado que el material de la superficie de las barras (y especialmente la zona de la corruga) se encuentra más endurecido que el de la zona central. Esta diferencia es especialmente notable en el caso del dúplex corrugado en frío, mientras que

cuando este material es corrugado en caliente apenas hay diferencia entre los límites elásticos de las barras con corruga y sin ella (lo que concuerda con el perfil de durezas obtenido en este acero, que no presentaba una zona superficial especialmente endurecida).

- El acero dúplex, tanto corrugado en frío como en caliente, muestra una dureza y propiedades mecánicas resistentes (σ_E y σ_R) considerablemente superiores a las de los aceros inoxidable austeníticos, mostrando por el contrario una ductilidad inferior.
- Cuando los aceros inoxidable austeníticos son laminados en caliente muestran unas propiedades resistentes muy similares (aunque ligeramente superiores en el 304LN), que se incrementan notablemente cuando el proceso de corrugado tiene lugar en frío, siendo dicho incremento mucho más acentuado en el caso del 304LN. Así, cuando el acero 316LN se corruga en frío muestra un límite elástico un 70% superior a cuando el proceso tiene lugar en caliente y este incremento llega a ser del 77% para el 304LN (debido a la mayor capacidad de endurecimiento en frío de este último acero [2]). Este incremento de propiedades resistentes viene acompañado de una considerable pérdida de ductilidad (A, Z).

Tabla 2 Propiedades mecánicas a tracción de los corrugados en caliente. Módulo elástico E, límite elástico σ_E , resistencia a la tracción σ_R , alargamiento A y estricción Z.

Material	304LN caliente		316LN caliente		D2205 caliente		B500SD	
Tipo de probeta	Corruga	Lisa	Corruga	Lisa	Corruga	Lisa	Corruga	Lisa
E [GPa]	173	155	171	155	184	144	240	215
σ_E [MPa]	442	408	413	398	580	572	555	447
σ_R [MPa]	745	722	739	720	834	809	681	616
A [%]	48	56	47	50	37	36	24	27
Z [%]	64	77	63	78	46	69	41	68

Tabla 3 Propiedades mecánicas a tracción de los corrugados en frío. Módulo elástico E, límite elástico σ_E , resistencia a la tracción σ_R , alargamiento A y estricción Z.

Material	304LN frío		316LN frío		316Ti frío		D2205 frío	
Tipo de probeta	Corruga	Lisa	Corruga	Lisa	Corruga	Lisa	Corruga	Lisa
E [GPa]	178	183	197	155	166	140	172	176
σ_E [MPa]	765	724	711	678	665	621	967	868
σ_R [MPa]	931	881	884	815	791	729	1131	1034
A [%]	23	23	24	23	21	20	11	10
Z [%]	45	67	45	71	44	68	55	74

- Se destaca, así mismo, que de todos los inoxidables austeníticos corrugados en frío, el 316Ti (único no aleado con nitrógeno), es el que tiene las propiedades resistentes (σ_E y σ_R) más bajas, siendo a su vez el de menor ductilidad (A, Z).
- El incremento de propiedades mecánicas a tracción del dúplex cuando se lamina en frío es muy similar al experimentado por los austeníticos y, aunque la caída de ductilidad es importante, su estricción apenas varía.
- A excepción del límite elástico, tanto las propiedades resistentes como la ductilidad de todos los aceros inoxidables corrugados en caliente son superiores a las correspondientes al acero al carbono.
- Se destaca por último que los alargamientos de todos los inoxidables austeníticos corrugados en frío se mantienen por encima de los mínimos establecidos por la normativa de este tipo de aceros (18% según [5]) y en el caso del dúplex conformado en frío, si bien el alargamiento medido ha sido bajo (10%), entraría dentro de los límites exigidos a los alambres de acero al carbono corrugados en frío [8].

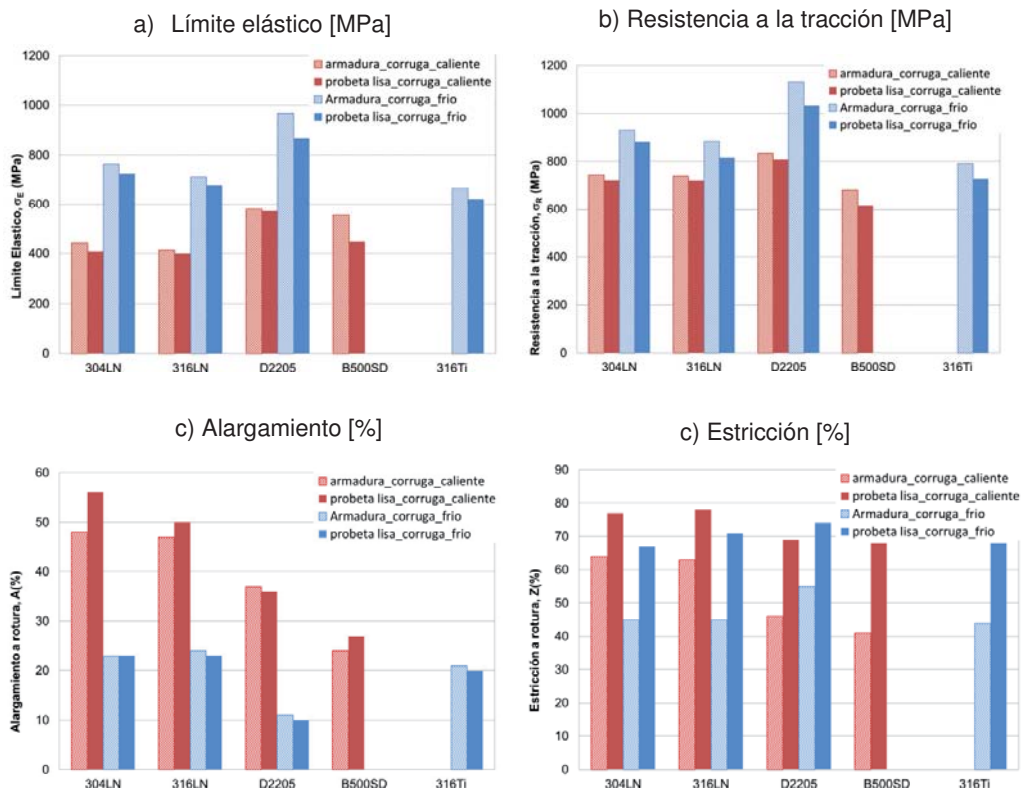


Figura 6 Propiedades mecánicas a tracción de los distintos aceros en probetas con corruga y sin corruga.

3 Comportamiento a fractura

El análisis a fractura de un material o elemento estructural supone evaluar el comportamiento del mismo en presencia de grietas o defectos similares. Dado que las barras corrugadas deben soportar cargas cíclicas (fatiga) y, por lo tanto, la presencia de grietas puede ser probable, se decidió evaluar el comportamiento a fractura de las armaduras, aunque este tipo de caracterización no suele ser habitual para este tipo de productos.

Vista la alta ductilidad que habían mostrado todos los tipos de corrugados analizados, independientemente del método de fabricación, la caracterización a fractura de todas las barra se realizó a través de ensayos de determinación del parámetro de fractura dúctil J_{IC} (integral J en el inicio del crecimiento estable de la grieta), característico de los materiales con comportamiento elastoplástico (alta ductilidad aun en presencia de grietas), como es el caso que nos ocupa. Todos los ensayos se realizaron a temperatura ambiente y de acuerdo con la norma Europea ESIS P2-92 [9].

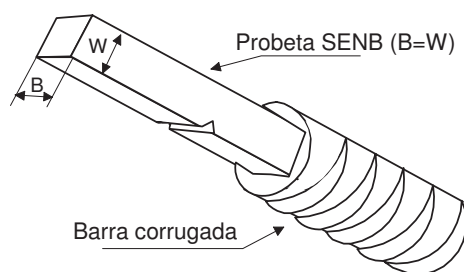


Figura 7 Geometría de las probetas de fractura SE(B) mecanizadas a partir de las barras corrugadas.

Los ensayos se realizaron sobre probetas de geometría SE(B) (probetas de flexión en tres puntos con una grieta lateral en una de sus caras), obtenidas por mecanizado a partir de las barras corrugadas, tal y como se refleja en la Figura 7. Las dimensiones de las probetas ($W \times B \times L$) fueron de 10x10x55 mm en el caso de las obtenidas de las barras de $\varnothing 16$ (corrugadas en caliente) y de 8x8x55 mm para las obtenidas de las barras corrugadas en frío ($\varnothing 12$). Tras el mecanizado de las probetas, y a partir de la entalla mecanizada, se generó una grieta por fatiga hasta que la relación entre la longitud de la misma a , y el ancho de la probeta W era aproximadamente $a/W = 0,5$.

Los ensayos de fractura se realizaron en una máquina dinámica MTS de 100 kN de capacidad y con la ayuda de un extensómetro tipo COD de 12 mm de apertura colocado en la boca de la entalla.

La determinación del parámetro J_{IC} requiere la obtención previa de la denominada curva de resistencia al avance de las grietas o curvas $J-\Delta a$. Estas curvas representan la cantidad de energía, J , necesaria para que una grieta, de una determinada longitud a , experimente un determinado crecimiento Δa . Cuanto mayor

sea la pendiente de estas curvas mayor será la resistencia al avance de las grietas del material y por lo tanto, mayor será su tenacidad. Las Figuras 8 y 9 muestran respectivamente los resultados obtenidos en estos ensayos para los corrugados en caliente y en frío.

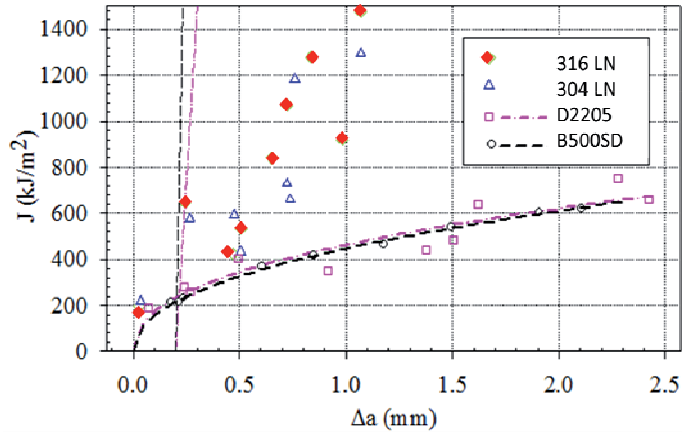


Figura 8 Curvas J-R de los aceros corrugados en caliente.

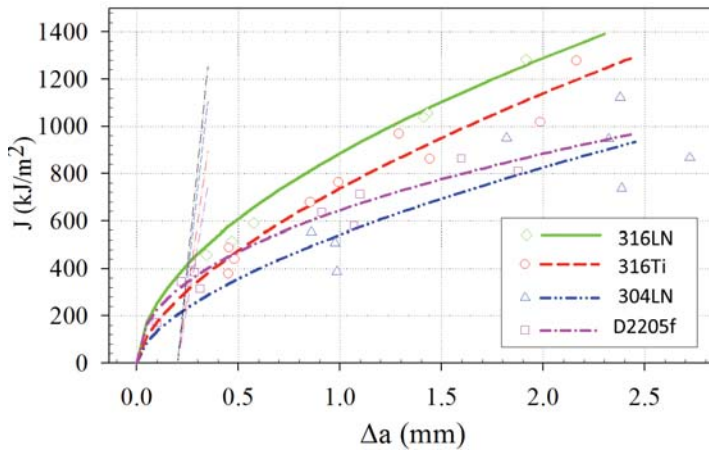


Figura 9 Curvas J-R de los aceros corrugados en frío.

Una vez obtenidos los pares de datos $J-\Delta a$, que definen en cada caso la curva J-R de los distintos aceros, se deben comprobar una serie de requisitos impuestos por la normativa y que aseguran que el proceso de fractura se puede realmente caracterizar mediante el parámetro J_{IC} . Dichas comprobaciones van encaminadas a asegurar que el tamaño de la zona plástica generada durante el crecimiento de la grieta es lo suficientemente pequeña en comparación con el resto de las dimensiones de la probeta como para poder afirmar que la zona de proceso (zona plastificada alrededor del frente de la fisura) se puede caracterizar de un

modo fiable mediante los conceptos de la Mecánica de la Fractura Elastoplástica. Destacar el incumplimiento generalizado, por parte de todos los aceros inoxidables analizados, de los requisitos que en cuanto al tamaño de probeta ($B, W-a > 25J_{IC}/\sigma_e$) y región de validez de la curva J-R (valores de J_{max} y Δa_{max}) imponen las distintas normas aplicables [9,11].

Debe destacarse además, que los aceros inoxidables austeníticos corrugados en caliente también incumplen el requisito que establecen las normativas al uso en relación a la pendiente de la curva J-R. Este comportamiento, observado por otros investigadores en estos mismos aceros [12], se debe a su elevadísima tenacidad, de tal modo que llega a alcanzarse la plastificación total del ligamento resistente (sección no agrietada existente delante del frente de la grieta) antes de que la grieta comience a crecer.

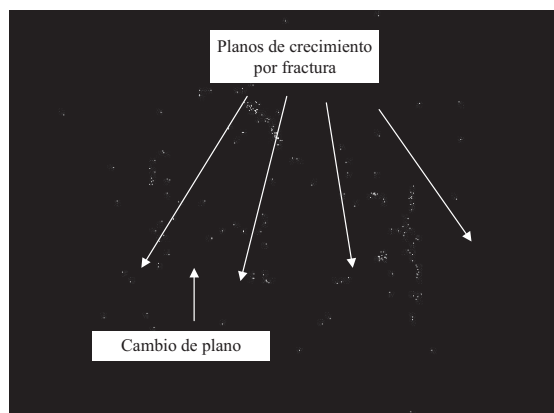


Figura 10 Superficie de fractura del acero 304LN corrugado en caliente.

La Figura 10, tomada con un microscopio electrónico de barrido, muestra el aspecto de la superficie de fractura del acero 304LN laminado en caliente. Como puede observarse, desde el inicio del crecimiento de la grieta en el ensayo, ésta se bifurca y comienza a crecer formando un ángulo aproximado de 45° con el eje de aplicación de la carga (de este modo la grieta no crece en el plano perpendicular al de aplicación de la carga, Modo I), para posteriormente sufrir numerosos cambios de plano en el curso de su propagación.

Ante la imposibilidad de solventar estos problemas (la tenacidad de estos aceros es muy elevada y deberían utilizarse probetas mayores, pero el tamaño de las éstas nos viene impuesto por la geometría de los corrugados de partida), y dado que lo que se pretende es realizar un estudio comparativo del comportamiento a fractura de los distintos aceros y procesos de fabricación, se utilizaron de todos modos las curvas J-R obtenidas para calcular el valor del parámetro J_{IC} . Este parámetro se obtiene por convenio en el punto de intersección entre la curva $J-\Delta a$ del material y una línea denominada línea de enromamiento, cuya pendiente es proporcional al límite elástico del material y que se traza para un $\Delta a = 0,2$ mm. En las Figuras 8 y 9 pueden observarse los puntos de intersección correspondientes a

los distintos tipos de corrugados. Se hace notar que en el caso de los aceros 304LN y 316LN corrugados en caliente, no se han trazado las curvas J - Δa , dado que los puntos representados corresponden más a la energía necesaria para la plastificación que a un crecimiento real de la grieta.

Por su parte, la Tabla 4 recoge los valores del parámetro de fractura J_{IC} en aquellos casos en los que ha podido ser obtenido.

Tabla 4 Valores de J_{IC} de los diferentes corrugados.

Laminado	J_{IC} [kJ/m ²]				
	304LN	316LN	316Ti	D2205	B500SD
Corrugado caliente	>500*	>500*	-	240	215
Corrugado frío	203	439	310	356	-

* No tiene objeto calcular J_{IC} (Modo I), ya que desde el inicio la grieta crece bajo modo mixto en un material completamente plastificado.

Los resultados obtenidos reflejan que, al igual que ocurría con sus propiedades mecánicas a tracción, los aceros inoxidables austeníticos laminados en caliente (A304LN y A316LN) muestran un comportamiento a fractura muy similar, siendo tan tenaces que el ligamento resistente plastifica totalmente antes de que la grieta comience a crecer.

Sin embargo, la tenacidad de estos aceros decrece mucho cuando son corrugados en frío. Esta caída de tenacidad, se debe principalmente al endurecimiento que confiere la deformación en frío. El descenso de tenacidad de los inoxidables austeníticos corrugados en frío es mucho más acentuado en el acero 304LN, lo que se justifica por una parte, en virtud del mayor endurecimiento que la deformación en frío provoca en este acero y, por otra, a su mayor contenido en inclusiones de MnS, propiciado por su mayor contenido en azufre, véase la Tabla 1 (el proceso de fractura dúctil característico de estos aceros tenaces, se basa en la nucleación, crecimiento y coalescencia de microhuecos, que se generan alrededor de inclusiones no metálicas o de segundas fases, como consecuencia de su descohesión con la fase matriz) [13]. La Figura 11 muestra el aspecto característico de una superficie generada tras un proceso de fractura dúctil. En ella pueden apreciarse los pequeños microhuecos iniciadores del proceso y en alguno de ellos la presencia de inclusiones de MnS.

Por su parte, el otro acero inoxidable austenítico estudiado (316Ti corrugado únicamente en frío) muestra un comportamiento a fractura intermedio entre los correspondientes a los otros dos austeníticos corrugados también en frío (Figura 9 y Tabla 4). La razón de este comportamiento se basa, fundamentalmente, en la presencia de nitruros de titanio en su microestructura. Así, aunque el acero 316Ti tiene un menor límite elástico y resistencia a la tracción que el 316LN (véase la Figura 6), la rotura o descohesión de esta fase (muy dura y frágil), dispersa en la microestructura del acero, hace que se generen microhuecos de gran tamaño, cuya coalescencia se produce más rápidamente, permitiendo que la grieta progrese más fácilmente y, por lo tanto, que su tenacidad sea inferior a la del acero 316LN, que no

tenía precipitados de TiN en su microestructura. La Figura 12 recoge el aspecto de la superficie de fractura del acero 316Ti, donde se aprecia la presencia de partículas de nitruro de titanio, de tamaño considerable, fragmentadas, que se han descohesionado de la matriz durante el proceso de fractura.



Figura 11 Superficie de fractura del acero 304LN corrugado en caliente.



Figura 12 Superficie de fractura del acero 316Ti.

El comportamiento del acero dúplex, por su parte, es completamente diferente al de los austeníticos. Así, cuando este acero se corruga en caliente (alta ductilidad) muestra una tenacidad inferior incluso a la de la mayor parte de los inoxidable austeníticos laminados en frío (Tabla 4). Sin embargo, el proceso de corrugado en frío provoca en el dúplex, no una caída de la tenacidad, como cabría esperar, sino un apreciable incremento de la misma. La baja tenacidad del dúplex laminado en caliente (D2205c) frente a la presentada por los austeníticos corrugados mediante el mismo proceso, no se fundamenta exclusivamente en las peculiares características mecánicas que le confiere al dúplex su estructura bifásica, sino que en gran medida se debe a la presencia de nitruros de titanio que, del mismo modo que le ocurría al acero 316Ti, confieren al dúplex un comportamiento

más frágil Esta afirmación se consolida si se tiene en cuenta que el dúplex corrugado en frío (D2205f), aun contando con una microestructura base más endurecida, tiene un contenido en titanio (Tabla 1), y por tanto en nitruros de titanio, apreciablemente inferior al laminado en caliente, por lo que muestra una tenacidad superior a la del corrugado en caliente. Parece así importante destacar la negativa influencia que tienen los nitruros de titanio en el comportamiento a fractura de los aceros inoxidables. El contenido de titanio debe ser controlado estrechamente, especialmente en el caso de los aceros aleados con nitrógeno.

No obstante, y como conclusión, debemos destacar la elevada tenacidad de todos los aceros estudiados en comparación con el acero al carbono B500SD tomado como referencia. Como puede observarse en la Tabla 4, la tenacidad de este acero ($J_{IC} = 215 \text{ kJ/m}^2$) únicamente supera, y solo muy levemente, a la presentada por el 304LN corrugado en frío ($J_{IC} = 203 \text{ kJ/m}^2$), mostrando, por el contrario, unas características mecánicas a tracción (Tabla 2) muy inferiores a las del citado acero inoxidable.

4 Comportamiento a fatiga

Las cargas principales que deben soportar las armaduras en el curso de su servicio son de tipo cíclico, por lo que el diseño a fatiga es un aspecto fundamental a tener en cuenta para asegurar la integridad de estos componentes durante toda la vida de servicio prevista. El comportamiento a fatiga de los materiales se expresa normalmente a través de sus curvas S-N o curvas de Wöhler (Figura 13.a), que expresan la relación existente entre la amplitud de la tensión aplicada, $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$ y el número de ciclos hasta rotura. A medida que se disminuye la amplitud de la tensión impuesta, aumenta el número de ciclos hasta rotura y muchos materiales, concretamente los aceros, suelen tener un límite inferior de la amplitud de la tensión, denominado límite de endurancia $\Delta\sigma_{\text{end}}$, por debajo del cual la rotura por fatiga ya no tiene lugar. No obstante, a efectos prácticos de diseño, en el caso de las barras corrugadas, se suele trabajar con el denominado límite de endurancia o de fatiga $\Delta\sigma_f$, definido como la mayor amplitud de la tensión aplicada que la barra es capaz de soportar sin romperse durante al menos 2 millones de ciclos (Figura 13.b).

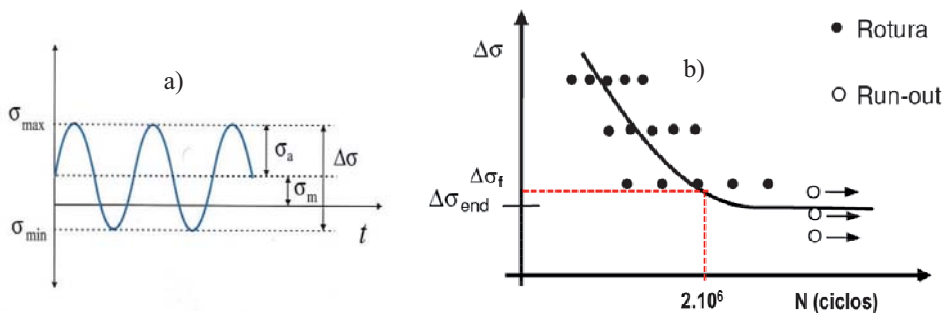


Figura 13 Resistencia a la fatiga a alto número de ciclos: a) parámetros característicos de una onda de fatiga de amplitud constante, b) curva S-N o curva de Wöhler característica de un determinado acero.

4.1 Factores influyentes en la vida a fatiga de las barras corrugadas

Además de la amplitud de la tensión $\Delta\sigma$, existe un segundo factor mecánico que igualmente influye, aunque en menor medida, sobre el comportamiento a fatiga de los materiales: se trata de la tensión media $\sigma_m = (\sigma_{\max} + \sigma_{\min})/2$.

Desde hace ya más de un siglo se han propuesto diferentes expresiones con objeto de cuantificar el efecto de la tensión media, tales como las de Soderberg, Goodman o Gerber [14,15], en las que se relaciona la tensión alterna ($\sigma_a = \Delta\sigma/2$) obtenida para una tensión media cualquiera σ_m , con aquella que proporcionaría la misma vida a fatiga estando sometida a una tensión media igual a cero σ_a^0 , en relación con el límite elástico σ_E o con la resistencia mecánica σ_R del material. Así por ejemplo, la propuesta de Goodman, que suele ser la más utilizada, responde a la expresión:

$$\sigma_a^0 = \frac{\sigma_a}{1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_R} \right)} \quad (2)$$

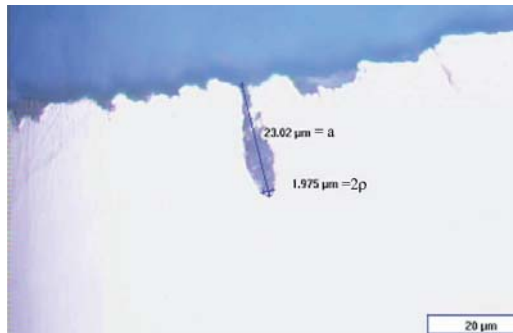


Figura 14 Análisis de la morfología superficial de una de las armaduras estudiadas. Puede observarse un gran defecto superficial, de forma elíptica y radio agudo en su extremo.

Otro de los factores que influye en la resistencia a la fatiga de las armaduras es la presencia de concentradores de tensión. Cuando las cargas cíclicas de fatiga son inferiores al límite elástico del material, como de hecho ocurre en el servicio normal de las barras corrugadas, el daño de fatiga se inicia como consecuencia de la existencia de concentradores de tensión, que hacen que la tensión local en las inmediaciones del concentrador supere dicho límite elástico. De este modo, el comportamiento a fatiga de las barras está condicionado por el nivel del mayor concentrador de tensión existente en las mismas. Las propias corrugas, elementos inherentes al concepto de armadura, son concentradores de tensión, no obstante, los mayores valores de concentración de tensión pueden encontrarse en defectos superficiales que se generan en el curso del proceso de fabricación de las barras (Figura 14), que normalmente dependen del estado de las herramientas utilizadas en la fase final del proceso de conformado, que será necesario controlar. Por otro lado, también es importante tener en cuenta la existencia de concentradores de tensión de tipo microestructural, fenómeno que ocurre cuando se está en presencia

de una fase dura y angulosa rodeada por una matriz más dúctil. En el caso de las barras corrugadas de inoxidable estudiadas, la presencia de grandes nitruros de titanio, como los que veíamos que existían en el acero 316 Ti o en el 2205c (Figura 12) puede también dar origen al inicio de las grietas de fatiga.

Un último aspecto importante de cara a asegurar un buen comportamiento a fatiga de las barras de inoxidable está relacionado con las tensiones residuales que quedan al finalizar el proceso de fabricación de las mismas. Debe tenerse en cuenta que la mayor parte de las veces las grietas de fatiga se inician en la superficie de los componentes, bien debido a la existencia de defectos superficiales o, cuando los citados componentes trabajan a flexión, porque la tensión máxima se alcanza en su superficie. En estos casos, la tensión residual existente en la región superficial se suma a la tensión aplicada, por lo que cuando la tensión residual es de compresión, tanto la tensión máxima como la tensión media reales que actúan disminuyen y lo contrario ocurre cuando la tensión residual superficial es de tracción. De este modo, la existencia de un campo de tensiones residuales de compresión favorece significativamente el comportamiento a fatiga de las barras corrugadas, siendo además el nivel de las citadas tensiones y su profundidad muy dependientes del proceso de fabricación utilizado en cada caso [14,15].

4.2 Metodología experimental

La caracterización a fatiga de los distintos tipos de barras corrugadas de acero inoxidable analizadas se realizó a través de la determinación de sus curvas S-N, mediante ensayos axiales de fatiga al aire, bajo carga senoidal de amplitud constante y utilizando una máquina de ensayos dinámicos MTS de 250 kN de capacidad de carga. Atendiendo a la norma ISO CD15-630 [4], las probetas utilizadas eran trozos de barra, de modo que la longitud libre entre mordazas tenía una longitud igual a 16 veces su diámetro nominal.

Con objeto de cubrir el campo S-N en la mayor medida posible, se efectuaron ensayos a diferentes niveles de amplitud de tensión $\Delta\sigma$, pero manteniendo fijo el valor de la tensión máxima para cada material. La estrategia de fijar la tensión máxima [16] en vez de la tensión media o la mínima, permite por un lado, ampliar mucho el campo S-N en tracción, sin que lleguen a alcanzarse tensiones demasiado próximas al límite elástico, y por otro, trabajar en el lado de la seguridad, dado que para un mismo nivel de amplitud de tensión siempre se estará imponiendo una tensión media superior a la que resultaría si fijásemos la tensión mínima. De hecho, en los protocolos de ensayo para determinar la resistencia a fatiga de las normativas actuales para barras corrugadas se propone utilizar un valor de la tensión máxima de $0,6 \cdot \sigma_E$ [17-19]. En este caso, siguiendo la recomendación propuesta por Canteli et al. [16] y para conseguir valores suficientemente elevados de la amplitud de tensión que permitieran caracterizar todo el campo S-N, se ha fijado $\sigma_{\max} = 0,8 \cdot \sigma_E$.

Por su parte, y como suele ser práctica habitual [17,18], se consideró una duración límite para los ensayos de 2 millones de ciclos, dándose éstos por finalizados una vez alcanzado este número de ciclos en el caso de que no se hubiese producido la rotura de la barra. Se obtienen de este modo los denominados "datos censurados" o "run outs", que corresponden a aquellas probetas que no han roto tras haber alcanzado el citado número límite de ciclos. No obstante, en los niveles de tensión más bajos, se han realizado algunos ensayos de mayor duración (hasta $1,8 \cdot 10^7$ ciclos).

Los resultados experimentales de fatiga se analizaron utilizando el modelo estadístico de Castillo et al. [20]. Este modelo define el campo S-N como una distribución acumulativa de la vida a fatiga N , para un rango de tensión $\Delta\sigma_i$, del tipo:

$$F(\log N_i; \log \Delta\sigma_i) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{(\log N - B) \cdot (\log \Delta\sigma_i - C)}{D} + E \right)^A \right] \quad (3)$$

Donde N es la vida a fatiga medida en ciclos, $\Delta\sigma_i$ es la amplitud de tensión, $F(\log N; \log \Delta\sigma_i)$ es la probabilidad de fallo y A , B , C , D y E son parámetros del modelo, que han de estimarse a partir de los resultados experimentales. En este modelo las curvas de iso-probabilidad que describen el campo S-N, vienen definidas por una familia de hipérbolas equiláteras, cuya ecuación se puede obtener haciendo $P = F(\log N; \log \Delta\sigma_i)$:

$$(\log N - B)(\log \Delta\sigma - C) = D \left[-\log(1 - P) \right]^{1/A} - E \quad (4)$$

4.3 Resultados y discusión

La Figura 15 muestra, en una escala semilogarítmica, las curvas S-N medias (50% de probabilidad de fallo) correspondientes a las barras de acero inoxidable corrugadas en caliente junto con la curva propuesta por la norma EN 10080 [23] para el caso del corrugado de carbono. La Figura 16 recoge estas mismas curvas para el caso de las barras corrugadas en frío.

En dichas figuras también se han señalado los límites de fatiga a 2 millones de ciclos de los distintos tipos de armadura, cuyos valores numéricos se recogen en la Tabla 5.

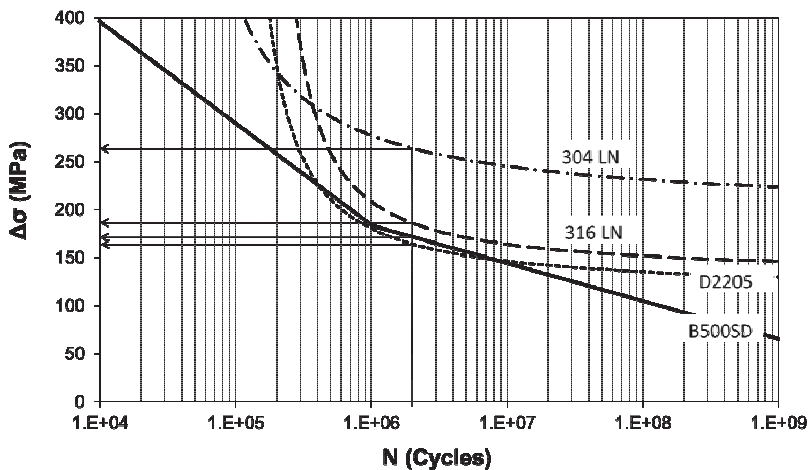


Figura 15 Curvas S-N de las barras corrugadas en caliente para una probabilidad de fallo $P = 50\%$ obtenidas experimentalmente (a trazos) y propuesta de la norma EN 10080 para corrugados de acero al carbono (línea continua).

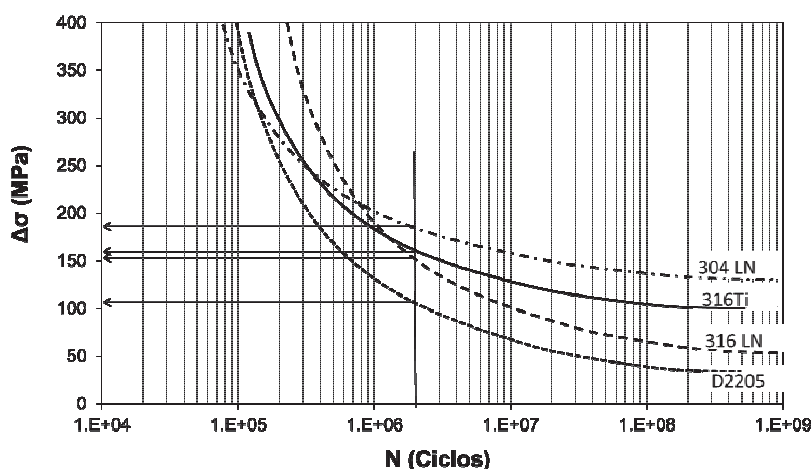


Figura 16 Curvas S-N de las barras corrugadas en frío para una probabilidad de fallo $P = 50\%$ obtenidas experimentalmente.

Tabla 5 Límite de fatiga ($N = 2$ millones de ciclos y $P = 50\%$) obtenidos experimentalmente ($\Delta\sigma_f$) y tras la corrección de Goodman ($\Delta\sigma_f^0$).

Armadura	$\Delta\sigma_f$ [MPa] ($N = 2 \cdot 10^6$ ciclos)		$\Delta\sigma_f^0$ [MPa] ($N = 2 \cdot 10^6$ ciclos)	
	Corrugado caliente	Corrugado en frío	Corrugado caliente	Corrugado en frío
304 LN	255	182	366	414
316 LN	170	167	255	370
316Ti	--	157	--	368
D2205	158	117	260	319
B500SD	167	--	245	--

Analizando estos resultados, en primer lugar llama la atención el peor comportamiento a fatiga de las armaduras de acero 316LN con respecto a su homólogo austenítico 304LN, dado que ambos tipos de barra tenían la misma geometría y diámetro, además de microestructuras y propiedades mecánicas muy similares (fueron ensayadas a los mismos niveles de tensión media). Este hecho sin embargo, puede ser explicado en virtud de la presencia en la superficie de las barras de acero 316LN de multitud de defectos superficiales de mayor longitud y agudeza (Figura 17.a) y, consecuentemente, con un mayor efecto concentrador de la tensión, que los existentes en las de acero 304LN (Figura 17.b).

Por otro lado, el inferior comportamiento a fatiga de las barras de acero inoxidable dúplex se fundamentaría no solo en la existencia de defectos superficiales con un tamaño y longitud similar a los mostrados por las barras de 316LN, sino también contribuirían la presencia de los precipitados de nitruro de titanio (TiN) en su microestructura. Así, el examen mediante microscopía electrónica de barrido de las superficies de fractura de las barras de acero dúplex tras el ensayo

de fatiga, permitió detectar en algunos casos, la existencia de defectos microestructurales (huecos de geometría muy regular) en la zona de inicio de la grieta. Estos huecos parecían denotar la anterior presencia de nitruros de titanio, que habrían sido arrancados durante el posterior crecimiento de la grieta (el análisis con microsonda detectó la presencia en dichas zonas de alúmina, compuesto sobre el que se nuclean y crecen los nitruros de titanio [21]). El elevado efecto concentrador de tensiones de los nitruros de titanio se debe tanto a su alta dureza como a su geometría angular, y explicaría el hecho de que el proceso de fatiga en el acero dúplex se inicie más rápidamente que en el resto de los materiales, que carecen de estos compuestos.

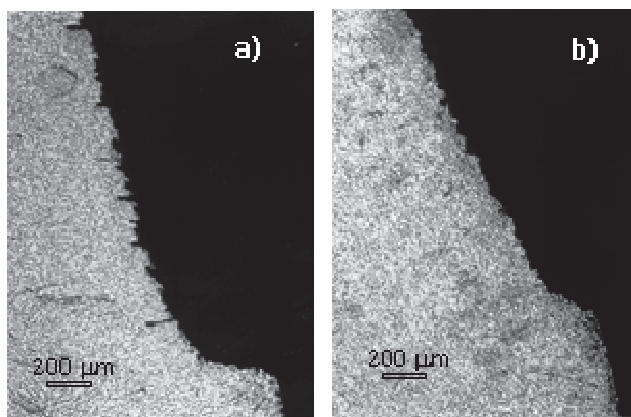


Figura 17 Defectos superficiales en las barras de acero inoxidable austenítico corrugadas en caliente: a) 316LN, b) 304LN.

Otro factor importante a tener en cuenta es que los ensayos de fatiga fueron realizados bajo el criterio de utilizar siempre una tensión máxima fija en un 80% del límite elástico de cada acero, y este criterio penaliza, obviamente, a los aceros más resistentes (en este caso, el dúplex) que quedarán sometidos a un mayor valor de la tensión media para un mismo rango de la amplitud de tensión. Esta es también la explicación de los peores resultados obtenidos con las armaduras corrugadas en frío.

Una forma sencilla de tener en cuenta el efecto de la tensión media en el comportamiento a fatiga de los materiales es hacer uso de alguna de las expresiones utilizadas para corregir este efecto, como la de Goodman (ecuación 2). La Tabla 5 recoge los valores de $\Delta\sigma_f^0$ obtenidos, tras haber sido corregido el efecto de la tensión media, utilizando en todos los casos la ecuación citada.

Una vez eliminado el efecto de la tensión media, vemos como los corrugados de acero al carbono son los que muestran el peor comportamiento a fatiga de todos los analizados. Ahora, la resistencia a la fatiga de las barras corrugadas en frío supera a la de las corrugadas en caliente y el acero inoxidable dúplex muestra un comportamiento a fatiga similar al 316LN, aunque no obstante, las barras del inoxidable austenítico 304LN siguen siendo las más resistentes a fatiga.

Agradecimientos

Los autores desean expresar su agradecimiento al gobierno de España, que a través de DGICYT (FEDER 1FD97-1525) financió parte de esta investigación. También desean agradecer a la empresa ROLDAN S.A. el suministro de las barras corrugadas, así como por haber proporcionado toda la información necesaria relativa al proceso de fabricación de las mismas.

Referencias

- [1] ASTM E-92-82, "*Standard Test Method for Vickers Hardness of Metallic Materials*", Annual Book of ASTM Standards, V 03.01, PA, USA, 2003.
- [2] Lula, R.A., "*Stainless Steels*", American Society for Metals, USA, 1986.
- [3] BS 6744:2001, "*Stainless steel bars for the reinforcement of concrete*", 2001.
- [4] ISO/CD 15630-1.2, "*Steel for the reinforcement and prestressing of concrete –Test methods- Part 1: Reinforcing bars and wires*", 1998.
- [5] UNE 36067, "*Alambres corrugados de acero inoxidable austenítico para armaduras de hormigón armado*" AENOR, 1994.
- [6] ASTM E-8, "*Standard Test Methods of Tension Testing of Metallic Materials*", ASTM, 1989.
- [7] UNE 36065, "*Barras corrugadas de acero soldable con características especiales de ductilidad para armaduras de hormigón armado*", AENOR, 1999.
- [8] UNE 36099, "*Alambres corrugados de acero para armaduras de hormigón armado*", AENOR, 1996.
- [9] ESIS P2-92, "*ESIS procedure for determining the fracture behavior of materials*", European Structural Integrity Society, Delft, Holanda, 1992
- [10] Tosal, L., Rodríguez, C., Betegón, C. y Belzunce, F.J. "Procedimiento experimental para la determinación de curvas J-R mediante el tintado progresivo del frente de grieta", *VI Congreso Nacional de Propiedades Mecánicas de Sólidos*, Badajoz, Junio (1998) 403-408.
- [11] ASTM E1820-99, "*Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*", ASTM, 1999.
- [12] Joyce, J.A., "*Manual on Elastic-Plastic Fracture*", ASTM, 1996.
- [13] Anderson, T.L., "*Fracture Mechanics*", CRC Press, 1991.
- [14] Dowling, N.E., "*Mechanical behavior of materials*", Pearson Prentice Hall, USA, 2007.
- [15] Duggan, T.V y Byrne, J., "*Fatigue as a design criterion*", The McMillan Press, Londres, UK, 1979.
- [16] Canteli, A., Esslinger, V. y Thürlimann, B.: "*Ermüdungsfestigkeit von Bewehrungs- und Spannstählen*", Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich. Birkhäuser Verlag. Basel, 1984.
- [17] The Concrete Society, *Concrete Society Technical Report 51, Guidance on the use of stainless steel reinforcement*, Concrete Society Steering Committee, 1998.

- [18] Ip A.K.C., Pianca, F. y Hope, B.B.: "*Application of stainless steel reinforcement for highway bridges in Ontario*", Nickel-Cobalt'97, Applications and Materials Performance, Vol. IV (1997).
- [19] DS 13 080-1: "Armeringsstal Del 1: Armeringsstal anvent til slapt armerede betonkonstruktioner Krav", Prøvning, Basel, Birkhäuser Verlag, 1984.
- [20] Castillo, E., Canteli, A. F., Esslinger, V. y Thürlimann, B.: "Statistical Model for Fatigue Analysis of Wires", *Strands and Cables. IABSE Proceedings*, (1985) 82-85.
- [21] McPherson, N.A. y McLean, A. *Non-metallic inclusions in continuously cast steel*, Ed. N.A. McPherson and A. McLean, Iron and Steel Society, 1995.

CAPÍTULO 4

Pasividad de los aceros inoxidables en hormigón

X. Ramón Nóvoa

Universidade de Vigo, Grupo ENCOMAT, E.E.I.
Campus Universitario, 36310 Vigo (rnovoa@uvigo.es)

1 Introducción

Como es bien sabido, la causa principal del deterioro prematuro de las estructuras de hormigón armado es la corrosión de las armaduras, origen de agrietamientos y desprendimiento del recubrimiento de hormigón. El origen del fenómeno está en la gran diferencia de volúmenes específicos que puede llegar a haber entre el acero y sus productos de corrosión, principalmente los hidróxidos, según se muestra en la Figura 1.

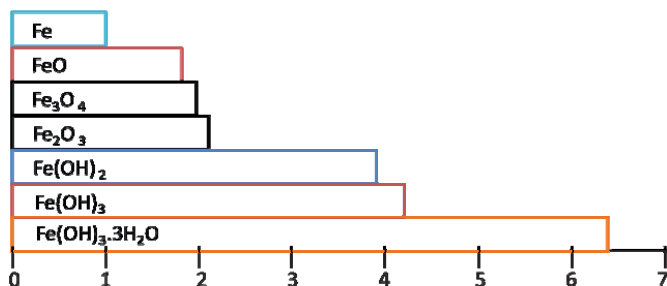


Figura 1 Volumen relativo de los productos de corrosión respecto al Fe.

La minimización de este problema pasa por adoptar unas medidas de prevención correctas, desde un buen diseño de la mezcla de hormigón, con un espesor de recubrimiento adecuado a la corrosividad del medio, a una buena puesta en obra y un buen control de calidad.

Sin embargo, cuando la vida en servicio se prevé más allá de lo habitual, se hace imprescindible disponer medidas preventivas adicionales, especialmente para las estructuras en ambientes altamente corrosivos. Los métodos actualmente

utilizados para incrementar la vida de servicio incluyen el tratamiento de superficies tanto del hormigón, para restringir la entrada de humedad y sustancias agresivas, como de las armaduras, que se recubren de polímeros, se tratan con inhibidores de corrosión, o se galvanizan. Se utiliza también protección electroquímica (protección catódica) bien mediante ánodos de sacrificio o por corriente impuesta.

El mayor grado de prevención de la corrosión de las armaduras se consigue, sin duda, cambiando completamente el material de la armadura, que pasa de acero al carbono a acero inoxidable. Esta solución ofrece una visión del diseño totalmente diferente, y aumenta la fiabilidad y la durabilidad de las estructuras en ambientes altamente corrosivos.

El uso de armaduras de acero inoxidable se remonta a finales de 1930 [1], es decir, al comienzo de la tecnología de acero inoxidable. La razón de su uso en ambientes agresivos está esquematizada en la Figura 2, donde puede verse que mientras el acero al carbono solamente es estable a pH por encima de 11 y muy bajos contenidos en cloruros, los diferentes aceros inoxidables indicados resisten condiciones de alto contenido en cloruros y hormigón carbonatado.

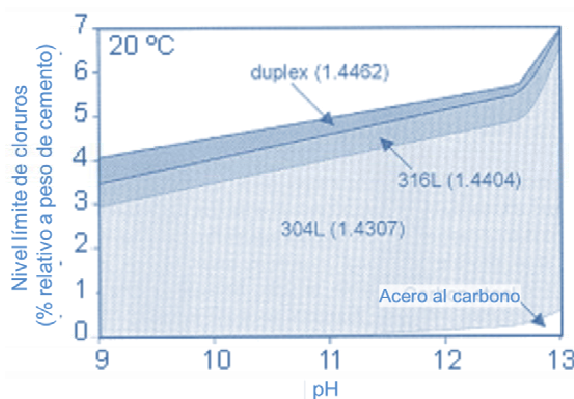


Figura 2 Dominios de resistencia a la corrosión en presencia de cloruros para el acero al carbono y algunos aceros inoxidables a 20 °C. Adaptado de [2].

2 El papel del cromo

Los primeros aceros llamados "stainless" se sintetizaron a comienzos del siglo pasado y correspondían a aleaciones de Fe-Cr cuya composición se aproximaba a la de la actual serie AISI 400.

El mejor comportamiento de los aceros inoxidables con respecto a los aceros de carbono se debe por lo tanto, en gran medida, a la presencia de cromo, elemento muy reactivo capaz de generar una capa pasivante muy protectora. De hecho, el acero se considera "inoxidable" cuando la concentración de Cr es superior a 11% debido a que la velocidad de corrosión se reduce a valores despreciables, hecho asociado a un considerable incremento del potencial de corrosión, tal como se representa en la Figura 3.

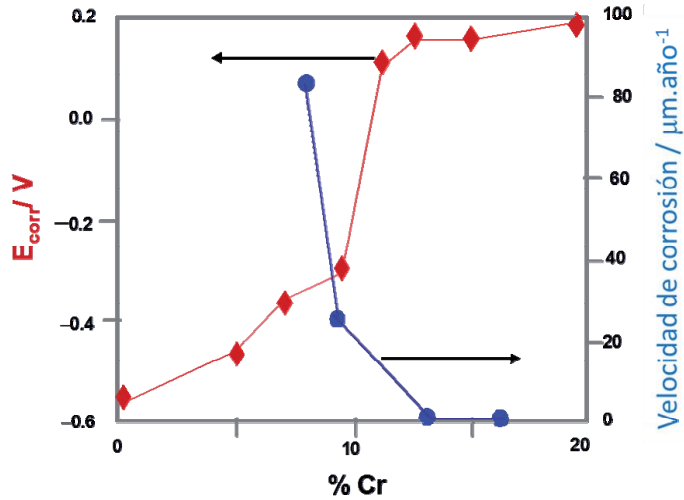


Figura 3 Potencial de corrosión de diferentes aleaciones de Fe-Cr en disolución de NaCl al 4% aireada. La velocidad de corrosión corresponde a exposición en cámara de niebla salina. Adaptado de [3].

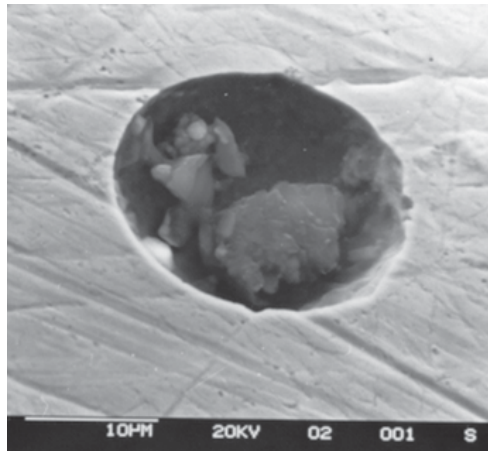


Figura 4 Detalle de los restos de productos de corrosión responsables del bloqueo de una picadura individual generada en un acero inoxidable AISI 304 en disolución H_2SO_4 0,5M + 10^{-3} M NaCl.

La existencia de una concentración crítica de cromo en la aleación para que esta adquiera un cierto carácter noble, reflejado en la evolución del potencial en la Figura 3 se ha demostrado que está relacionada con el volumen de los productos de corrosión del cromo. En concreto, un 12,7% en Cr es la concentración mínima capaz de reemplazar totalmente el volumen de metal disuelto por sales de Cr. En una especie de efecto agujero-tapón, a esa concentración de cromo (o superior) los productos de corrosión del cromo, poco solubles, tienen el volumen necesario para bloquear el espacio generado por la disolución de la aleación [4]. Un detalle de los precipitados formados en medio ácido se representa en la Figura 4.

La presencia de cromo en la aleación resuelve el problema apuntado anteriormente del excesivo volumen de los productos de corrosión del hierro, causantes de los desprendimientos de recubrimiento. Sin embargo, estas aleaciones no son inmunes a la corrosión localizada en ambientes con cloruros debido, fundamentalmente, a factores metalúrgicos de falta de homogeneidad de las aleaciones industriales, pero también al intrínseco carácter heterogéneo de la película pasivante [5]. Para mitigar este problema y mejorar la estructura y propiedades de la capa pasivante es por lo que se han ido desarrollando diversos aceros, esencialmente por modificación de la composición química de la aleación [6] (adición de níquel y molibdeno, principalmente) con resultados más o menos cuantificables en términos de índices como el "*Pitting Resistance Equivalent Number* (PREN)", definido, en general, como:

$$\text{PREN} = 1 \times \% \text{Cr} + 3,3 \times \% \text{Mo} + 16 \times \% \text{N} \quad (1)$$

A un mayor PREN corresponde, en general, una mayor resistencia al ataque localizado.

Los aceros inoxidable ferríticos no pueden almacenar nitrógeno en la disolución sólida, por lo que deben su resistencia a la corrosión solamente al cromo y molibdeno. El níquel, en los acero inoxidable austeníticos, sólo estabiliza la estructura austenítica, que sí es capaz de retener nitrógeno de modo apreciable.

A parte la composición química y la microestructura de la aleación, existe un factor determinante en el comportamiento frente a la corrosión localizada de las armaduras que es el acabado superficial, recomendándose una rugosidad máxima de $0,5 \mu\text{m}$ [7]. Esta recomendación práctica tiene una justificación teórica en los trabajos de Galvele [8] quién, basándose en consideraciones de cinética de difusión y cinética electroquímica concluye que con $1 \mu\text{m}$ de tamaño de defecto se dan las condiciones para acidificación local y, por lo tanto, desarrollo de picaduras.

3 Estructura de la película pasivante y su papel en la formación de picaduras

Las armaduras están embebidas en un medio alcalino en el que los productos de corrosión del hierro son escasamente solubles, por lo que es de esperar que queden inmovilizados sobre la superficie. En este sentido, antes de hablar de la película pasivante que se forma sobre un acero inoxidable en este medio es interesante decir dos palabras sobre lo que pasa con el hierro, el metal base de la aleación.

La película pasivante de hierro en medio alcalino es una estructura tipo sándwich [9], en la que la magnetita (Fe_3O_4) se intercala entre una capa interna rica en Fe(II) , esencialmente FeO y una capa exterior rica en Fe(III) anhídrido (Fe_2O_3) o hidratado (FeO(OH) , Fe(OH)_3). De hecho, se puede decir que la película pasivante se basa en la estructura de magnetita en donde la relación Fe(II)/Fe(III) aumenta desde la interfase con la disolución hasta la interfase con el metal [10]. El perfil de ese gradiente de concentración depende del potencial de interfase (o potencial de corrosión). La película es más rica en Fe(II) y está más hidratada (más rica en hidróxidos) a potenciales más catódicos [11]. El aumento de la concentración local de hidróxido explica el hecho, descrito en varias publicaciones [12,13] y recogido en

algunas normas (ISO 1296, *Cathodic protection of steel in concrete*), de que la resistencia del acero al carbono a la corrosión localizada en presencia de cloruros es mayor cuanto más catódico es el potencial. Esta evidencia experimental está muy clara en la Figura 5. La razón es que, en el nivel de interfaz, la proporción local $[\text{Cl}^-]/[\text{OH}^-]$ es menor que el valor nominal debido a la mayor concentración de OH^- .

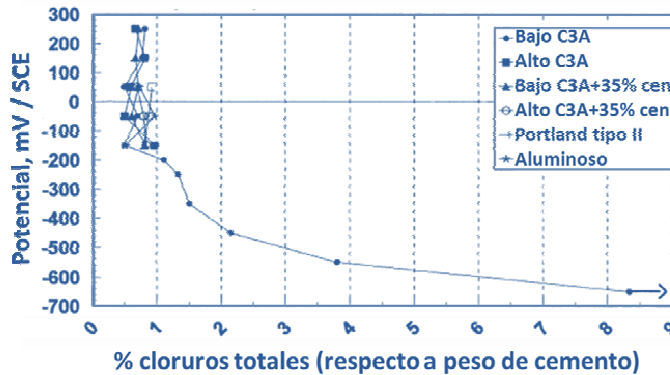


Figura 5. Porcentaje de cloruros totales necesarios para la despasivación de armaduras. La flecha indica que no se ha observado despasivación en 560 días. Adaptado de [13].

La relación local $[\text{Cl}^-]/[\text{OH}^-]$ es el factor dominante en el proceso de inicio del ataque localizado dado que la adsorción de Cl^- y su posterior sustitución por OH^- es un fenómeno de adsorción competitiva en la superficie del óxido [14]. En la Figura 6 se visualiza bien esta circunstancia, donde puede verse que a partir de una relación de aproximadamente 3 la película pasivante tiende a perder sus propiedades protectoras, aumentando el grado de deterioro al hacerlo la concentración de cloruros.

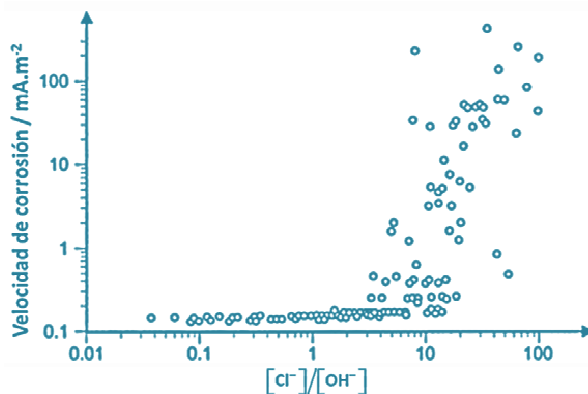


Figura 6. Ejemplo de la relación entre concentraciones molares de Cl^- y OH^- en la disolución de los poros del hormigón y la velocidad de corrosión de las armaduras. Adaptado de [15,16].

Si analizamos la estructura de la película pasivante en los aceros inoxidable podemos ver (Figura 7) que los óxidos dominantes son los del hierro, estando los de cromo en mucha menor proporción y, lo que es más interesante, localizados en planos interiores. Los imágenes de composición que se muestran en la Figura 7 corresponden a películas formadas al aire, pero son prácticamente idénticas a las que se desarrollan en medio alcalino [17], con la única diferencia de que el espesor es algo mayor. Para la discusión aquí podemos utilizar esta figura.

La Figura 7 muestra que el nivel más externo de la película formada al aire (y en medio alcalino) está constituida por hidróxidos de hierro (véase el perfil de OH^-), quedando el óxido de cromo (III) en un nivel más interno (compárense los máximos de los perfiles de Fe-óxido y Cr-óxido). El espesor de la película es menor en la aleación teóricamente más resistente en presencia de cloruros (el AISI 316).

En hormigón carbonatado, en pH próximos a la neutralidad, el hierro tiende a generar productos de corrosión altamente expansivos, pero el Cr_2O_3 es estable, por lo que cualquier aleación Fe-Cr funcionará correctamente. Sin embargo, en presencia de cloruros hay también tendencia del cromo a formar esta sal relativamente soluble, por lo que la resistencia a corrosión de las armaduras se verá comprometida si no se cambia la estructura de la película.

Un hecho sorprendente que destaca en la Figura 7 es el perfil del otro principal elemento de aleación, el Ni, cuyo perfil se extiende desde prácticamente el límite externo de la película pasivante hasta la matriz metálica. Sorprenden en este perfil dos cosas. Primera, la propia coexistencia del elemento metálico en un entorno de óxido-hidróxidos de Cr y Fe. Independientemente de cual sea el origen de este pudding de islotes metálicos en el entorno cerámico de óxidos, está claro que su distribución va a condicionar las propiedades de la película. Y segunda, el máximo de Ni existente en la interfase película-sustrato, que hace que a nivel local la aleación sea más rica en Ni que lo indicado por el valor nominal de la composición química.

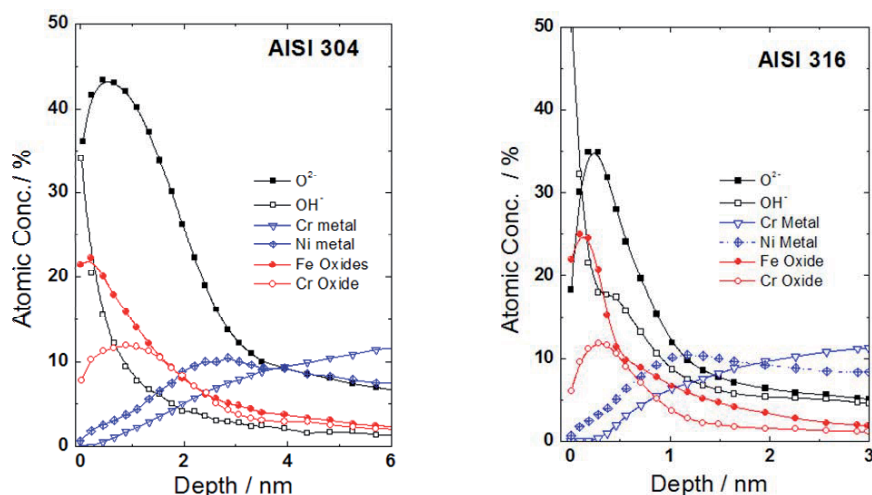


Figura 7 Perfil de composición, obtenido por XPS, obtenidos para películas pasivantes de aceros inoxidable formadas en la atmósfera.

El níquel tiene una relativamente buena resistencia a la corrosión en medios clorurados [18,19], por lo que ese enriquecimiento en la interfase será beneficioso. El origen de esa anómala distribución del níquel (pero beneficiosa desde el punto de vista de la resistencia a la corrosión) ha sido tratado en la literatura [20], concluyéndose que está originada por un proceso redox que ocurre dentro de la película ya formada.

Asumiendo una oxidación homogénea de la aleación en especies de Fe(II), Cr(III) y Ni(II), es posible la reacción:



dados los respectivos potenciales de electrodo $E^0_{(\text{Fe}_3\text{O}_4/\text{FeO})} = -0,197 \text{ V}$, $E^0_{(\text{NiO}/\text{Ni})} = +0,110 \text{ V}$. Es decir, la presencia de Ni en entraña una reordenación de la película pasivante que afecta esencialmente a los óxidos de hierro, ya que el Cr (III) no es activo en este dominio de potenciales. El Ni generado en el proceso redox migra en parte hacia la interfase con el metal generando el enriquecimiento observado.

La fracción de Ni(II) no reducido no queda como fase segregada, sino constituyendo una espinela del tipo NiFe_2O_4 [21,22], que favorece el desarrollo de una capa pasivante muy homogénea, protectora y, por lo tanto, tanto más fina cuanto mayor es el contenido en Ni en la aleación, tal como se evidencia en la Figura 8, donde el acero ferrítico, AISI 430, presenta la película más gruesa y defectuosa.

La homogeneización de la película pasivante inducida por la presencia del níquel es la responsable de la resistencia a la corrosión localizada que se refleja en la Figura 2, dado que minimiza los problemas de pilas de acción local debidas bien a diferencias de composición química en la superficie, o a la presencia de defectos que favorecen la acidificación local por hidrólisis, fundamentalmente del Fe(II).

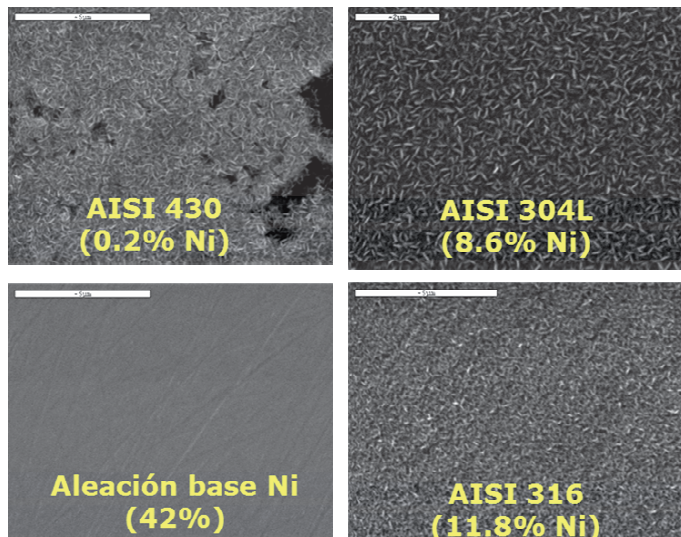


Figura 8 Imágenes de microscopía electrónica de la superficie de cuatro aleaciones con distinto contenido en Ni después de generar capas de óxido en disolución 0,1M de NaOH. Tomado de [20].

4 Propiedades electroquímicas

De lo expuesto anteriormente parece que el cromo tiene un papel menor en la pasividad de los aceros inoxidable. No es así. El cromo constituye en realidad la primera línea de defensa de la aleación frente a la agresividad del medio. Esta idea está perfectamente plasmada en la Figura 9, donde se puede ver que, en ausencia de oxígeno, se forman unas islas o escudos de óxido de cromo (III) que, en cierto modo, protegen al sustrato. El cromo, elemento muy reactivo, es directamente oxidable por el agua, mientras que hierro y níquel necesitan el concurso del oxígeno para su oxidación. Esta segunda circunstancia queda reflejada en la imagen de la derecha de esta Figura 9, donde el mismo material, en el mismo medio pero aireado, se recubre de una película sensiblemente más uniforme que la anteriormente comentada. El óxido de cromo sigue estando, constituyendo la columna vertebral de la película, pero localizado en un nivel más interno, tal como reflejan los perfiles de composición de la Figura 7.

Este desarrollo asimétrico de la película pasivante tiene una gran relevancia desde el punto de vista de las propiedades eléctricas y electroquímicas de la interfase dado que el Cr_2O_3 es un dieléctrico mientras que los óxidos de hierro y níquel tienen carácter semiconductor. La magnetita es incluso un buen conductor eléctrico.

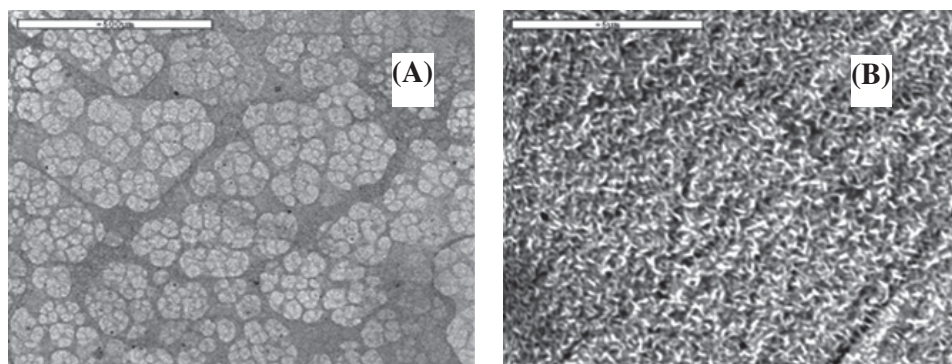


Figura 9 Imágenes de microscopía electrónica correspondientes a la película pasivante desarrollada sobre un acero AISI 316 en medio alcalino (NaOH 0.1M) en condiciones de baja concentración de oxígeno (A) y aireado (B). Tomado de [23].

Las propiedades eléctricas y electroquímicas de la película pasivante se pueden estudiar adecuadamente mediante espectroscopía de impedancia electroquímica. En la Figura 10 se presenta un ejemplo representativo del comportamiento de los aceros inoxidable en medio alcalino.

La Figura 10A muestra la existencia de una barrera dieléctrica en la interfase, que se pone de manifiesto en la ventana de frecuencias explorada ($100 \text{ Hz} < f < 10 \text{ MHz}$) y que corresponde al bloqueo prácticamente instantáneo de la superficie de la aleación por el Cr_2O_3 . A medida que transcurre el tiempo de exposición esta barrera dieléctrica va perdiendo su integridad debido a la incorporación de especies de hierro y níquel conductoras. En la Figura 10A la resistencia asociada pasa de 1500

$\text{k}\Omega\text{cm}^2$ a prácticamente cero (detalle en la misma figura) en unas 3h. El tiempo de tránsito es inversamente proporcional a la disponibilidad de oxígeno en el medio.

Los problemas en la constitución de la película pasivante condicionan el comportamiento final a baja frecuencia (representativo de la corrosión) tal como muestra la Figura 10B. Es importante destacar en la Figura 10 que aunque las escalas para 10A y 10B son prácticamente iguales, los dominios de frecuencia implicados son totalmente distintos. En la 10A los tiempos característicos están en el orden de mili segundos, mientras que en 10B hablamos de kilo segundos.

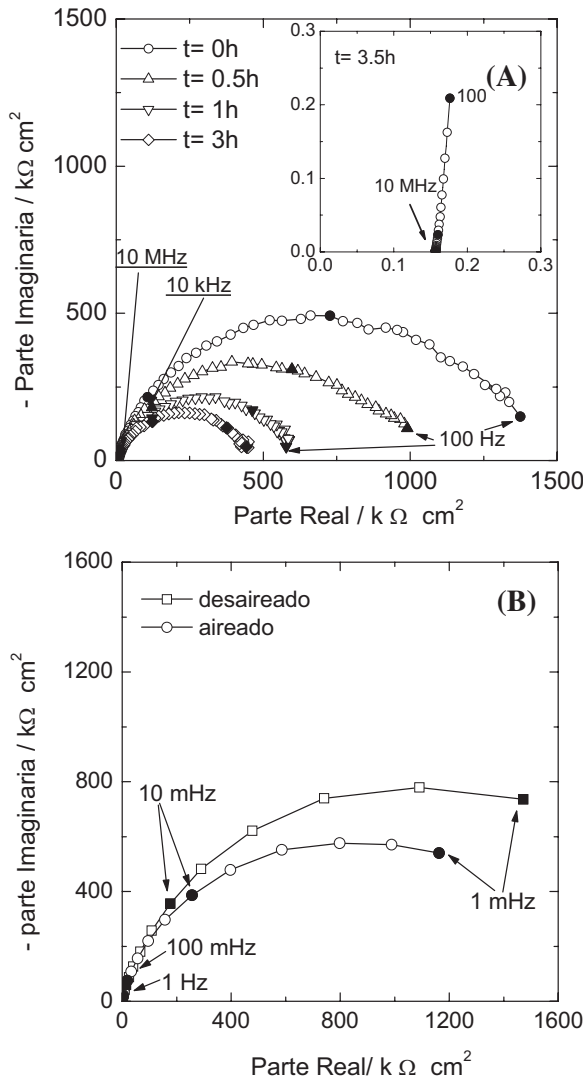


Figura 10 Espectros de impedancia (Nyquist) obtenidos para un acero AISI 316 en medio alcalino (NaOH 0,1M). (A) evolución con el tiempo en condiciones de baja concentración de oxígeno. (B) Impedancias al potencial de corrosión al final del período de evolución de la parte de alta frecuencia. Tomado de [23].

La diferencia en los tiempos característicos entre las Figuras 10A y 10B es una evidencia directa del tipo de procesos implicados. Mientras en 10B se reflejan los procesos de transferencia de carga a través de la doble capa (velocidad de corrosión), en la 10A lo que se visualizan son tránsitos electrónicos característicos de las propiedades dieléctricas de la película pasivante.

Los datos de impedancia de la Figura 10A parecen indicar que la película pasivante va ganando conductividad de forma homogénea, dado que solamente es apreciable una constante de tiempo. Sin embargo, si analizamos el estado final (correspondiente al recuadro) desde el punto de vista de la relajación dieléctrica encontramos los datos presentados en la Figura 11. Es decir, la capacidad de la película pasivante no es única, sino que está distribuida en algo más de dos décadas. Dado que en estos sistemas capacidad es equivalente a densidad de portadores de carga, se puede afirmar que la película es altamente heterogénea, con zonas muy dieléctricas (baja capacidad, baja densidad de portadores de carga) y otras más conductoras (alta capacidad, alta densidad de portadores de carga) que corresponderían, respectivamente, a zonas ricas en óxido de cromo y óxidos de hierro. Esta heterogeneidad de la película pasivante, su carácter topotáctico, ha sido verificada también para medios cercanos a la neutralidad [5] y explicaría el hecho de que la resistencia al ataque localizado dependa del estado superficial y disminuya con el tiempo de exposición [24].

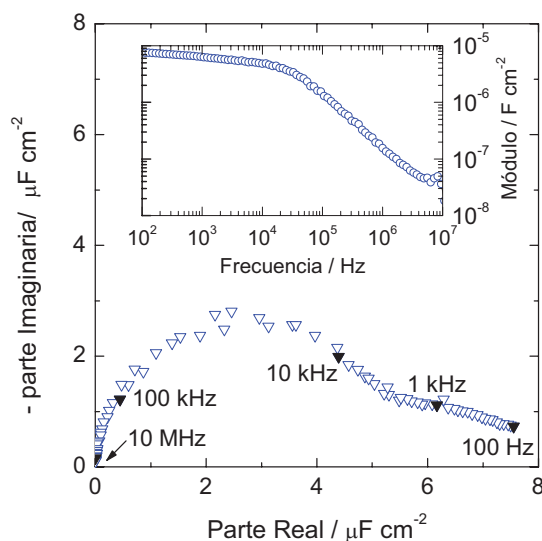


Figura 11 Representación de Cole-Cole obtenida a partir de los datos de impedancia que se muestran en el recuadro de la figura 10A. Se obtiene la capacidad equivalente, $C(\omega)$, mediante la expresión $C(\omega) = \frac{1}{j\omega Z(\omega)}$. Tomado de [23].

Otro aspecto importante en el comportamiento de los refuerzos de acero inoxidable es su comportamiento frente a la temperatura. Si se comparan las Figuras 2 y 12 puede verse que un incremento en la temperatura reduce considerablemente el límite admisible de cloruros. La presencia de óxidos de hierro

en la película pasivante es determinante en este comportamiento dado sufren cambios estructurales que tienden a desestabilizarla. Se ha demostrado [25] que el Fe(II) presente en la película pasivante se oxida a Fe(III) al aumentar la temperatura, y el Fe(III) se reduce al disminuir ésta. La consecuencia es que la magnetita, principal compuesto de hierro en la película, se oxida al aumentar la temperatura y se reconstituye al disminuir ésta, lo que conlleva cambios estructurales y, probablemente, pérdida de integridad química y mecánica.

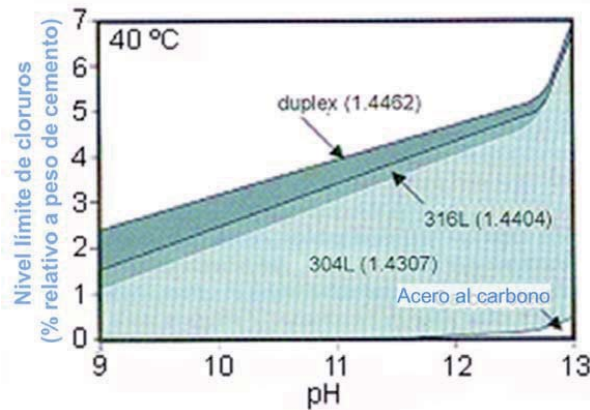


Figura 12 Dominios de resistencia a la corrosión en presencia de cloruros para el acero al carbono y algunos aceros inoxidables a 40 °C. Adaptado de [2].

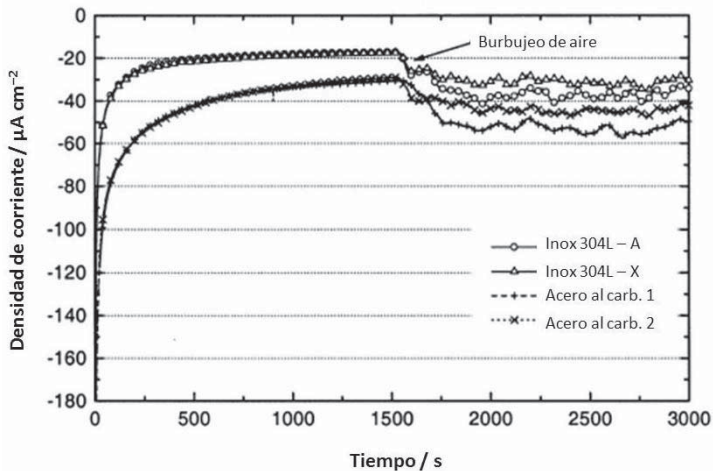


Figura 13 Corrientes galvánicas obtenidas a -850 mV / SCE en solución 0,01 M de NaOH aireada. Adaptado de [26].

El bloqueo eléctrico parcial de la superficie del acero inoxidable por parte del óxido de cromo hace que la capacidad específica para la transferencia de electrones sea inferior en el acero inoxidable que en el acero al carbono, en el que el toda la

superficie es conductora. En consecuencia, el acero inoxidable es un cátodo mucho menos eficaz en el hormigón que el acero al carbono. Una evidencia experimental de este hecho puede verse en la Figura 13 donde la corriente catódica sobre el acero inoxidable AISI 304 es siempre inferior a la que se registra sobre acero al carbono, cualesquiera que sean las condiciones experimentales.

La limitada actividad catódica sobre los aceros inoxidables los hace materiales de refuerzo particularmente útiles para su aplicación en proyectos de reparación [27] y para un uso “inteligente” en estructuras nuevas mixtas, donde el inoxidable se utilizaría solo en las áreas potencialmente más sensibles. Cuando una parte del refuerzo corroído, por ejemplo, cerca de la cubierta de hormigón, se va a reemplazar, podría ser ventajoso utilizar acero inoxidable en lugar de acero al carbono. Al ser un pobre cátodo, el acero inoxidable minimizaría los posibles problemas que pueden ocurrir en el refuerzo de acero al carbono colindante, en estado pasivo después de la reparación.

Referencias

- [1] BSSA, *The use of stainless steel reinforcement in bridges*, 2003.
- [2] Bertolini, L., Elsener, B., Pedferri, P. y Polder, R.B., *Corrosion of Steel in Concrete*, Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, FRG, 2003.
- [3] Landolt, D., *Corrosion et chimie des surfaces des métaux*, Presses polytechniques et universitaires romandes, Lausanne, Switzerland, 1993.
- [4] Huet, F., Keddarn, M., Nóvoa, X.R. y Takenouti, H., “Time Resolved Rrde Applied to Pitting of Fe-Cr Alloy and 304 Stainless Steel”, *Corrosion Science* 38 (1996) 133–145.
- [5] Guitián, B., Nóvoa, X.R. y Puga, B., “Electrochemical Impedance Spectroscopy as a tool for materials selection: Water for haemodialysis”, *Electrochimica Acta* 56 (2011) 7772–7779.
- [6] Malik, A.U., Siddiqi, N.A., Ahmad, S. y Andijani, I.N., “The effect of dominant alloy additions on the corrosion behavior of some conventional and high alloy stainless steels in seawater”, *Corrosion Science* 37 (1995) 1521–1535.
- [7] Honess, C., “Importance of surface finish in the design of stainless steel”, *Stainless Steel Ind.* (2006) 14–15.
- [8] Galvele, J.R., “Transport processes and the mechanism of pitting of metals”, *Journal of the Electrochemical Society* 123 (1976) 464–474.
- [9] Nóvoa, X.R. y Pérez, M.C., “On the role of iron oxides in the electrochemical behaviour of steel embedded in concrete”, *Corrosion Reviews* 23 (2005) 195–215.
- [10] MacDougall, B. y Graham, M., *Growth and stability of passive films*, in: P. Marcus, J. Oudar (Eds.), *Corrosion Mechanisms in Theory and Practice*, Marcel Dekker, NY, USA, 1995: pp. 147–173.
- [11] Joiret, S., Keddarn, M., Nóvoa, X.R., Pérez, M.C., Rangel, C. y Takenouti, H., “Use of EIS, ring-disk electrode, EQCM and Raman spectroscopy to study the film of oxides formed on iron in 1 M NaOH”, *Cement and Concrete Composites* 24 (2002) 7–15.

- [12] Pedferri, P., "Cathodic protection and cathodic prevention", *Construction and Building Materials* 10 (1996) 391–402.
- [13] Alonso, C., Castellote, M. y Andrade, C., "Chloride threshold dependence of pitting potential of reinforcements", *Electrochimica Acta* 47 (2002) 3469–3481.
- [14] Shimizu, K., Lasia, A. y Boily, J., "Electrochemical impedance study of the hematite/water interface", *Langmuir* 28 (2012) 7914–7920.
- [15] Page, C.L., Lambert, P. y Vassie, P.R.W., "Investigations of reinforcement corrosion. 1. The pore electrolyte phase in chloride-contaminated concrete", *Materials and Structures* 24 (1991) 243–252.
- [16] Lambert, P., Page, C.L. y Vassie, P.R.W., "Investigations of reinforcement corrosion. 2. Electrochemical monitoring of steel in chloride-contaminated concrete", *Materials and Structures* 24 (1991) 351–358.
- [17] Abreu, C.M., Cristóbal, M.J., Losada, R., Nóvoa, X.R., Pena, G. y Pérez, M.C., "Comparative study of passive films of different stainless steels developed on alkaline medium", *Electrochimica Acta* 49 (2004) 3049–3056.
- [18] Hsu, Y.S. y Wu, J.K., "Effect of chloride ions on the corrosion behaviour of nickel", *Journal of Materials Science Letters* 6 (1987) 1246–1250.
- [19] Abd El-Haleem, S.M. y Abd El-Wanees, S., "Chloride induced pitting corrosion of nickel in alkaline solutions and its inhibition by organic amines", *Materials Chemistry and Physics* 128 (2011) 418–426.
- [20] Abreu, C.M., Cristóbal, M.J., Losada, R., Nóvoa, X.R., Pena, G. y Pérez, M.C., "The effect of Ni in the electrochemical properties of oxide layers grown on stainless steels", *Electrochimica Acta* 51 (2006) 2991–3000.
- [21] Beverskog, B. y Puigdomenech, I., "Pourbaix Diagrams for the Ternary System of Iron-Chromium-Nickel", *Corrosion* 55 (1999) 1077–1087.
- [22] Cunha Belo, M. Da, Walls, M., Hakiki, N.E., Corset, J., Picquenard, E., Sagon, G. et al., "Composition, structure and properties of the oxide films formed on the stainless steel 316L in a primary type PWR environment", *Corrosion Science* 40 (1998) 447–463.
- [23] Abreu, C.M., Cristóbal, M.J., Losada, R., Nóvoa, X.R., Pena, G. y Pérez, M.C., "High frequency impedance spectroscopy study of passive films formed on AISI 316 stainless steel in alkaline medium", *Journal of Electroanalytical Chemistry* 572 (2004) 335–345.
- [24] Abreu, C.M., Cristóbal, M.J., Losada, R., Nóvoa, X.R., Pena, G. y Pérez, M.C., "Long-term behaviour of AISI 304L passive layer in chloride containing medium", *Electrochimica Acta* 51 (2006) 1881–1890.
- [25] Deus, J.M., Freire, L., Montemor, M.F. y Nóvoa, X.R., "The corrosion potential of stainless steel rebars in concrete: Temperature effect", *Corrosion Science* 65 (2012) 556–560.
- [26] Abreu, C.M., Cristóbal, M.J., Montemor, M.F., Nóvoa, X.R., Pena, G. y Pérez, M.C., "Galvanic coupling between carbon steel and austenitic stainless steel in alkaline media", *Electrochimica Acta* 47 (2002) 2271–2279.
- [27] Markeset, G., Rostam, S. y Klinghoffer, O., *Guide for the use of stainless steel reinforcement in concrete structures*, Norwegian Building Research Institute, 2006.

CAPÍTULO 5

Comportamiento frente a la corrosión de corrugados dúplex de baja aleación en disoluciones simuladas de poros de hormigón

F. Velasco, S.M. Alvarez y A. Bautista

Universidad Carlos III de Madrid. Escuela Politécnica Superior
Departamento de Ciencia e Ingeniería de Materiales e Ingeniería Química
Avda. Universidad nº 30, 28911 Leganés, Madrid

Resumen

Este capítulo compara el comportamiento de varios aceros corrugados en disoluciones que simulan las contenidas en los poros del hormigón (disoluciones carbonatadas y sin carbonatar, con distintas cantidades de cloruros). Se han evaluado dos aceros inoxidable dúplex de baja aleación: el 2001 y el 2304, de gran interés para su utilización como barra corrugada en hormigón, dado su menor coste. Como comparación, se han elegido dos aceros inoxidable más convencionales, el austenítico AISI 304L y el dúplex 2205. Todos los ensayos se han realizado sobre barra corrugada en caliente, para no uniformizar las condiciones procesado.

El estudio a corrosión se ha llevado a cabo mediante curvas de polarización, seguidas de análisis microestructurales (tanto por microscopía óptica como electrónica de barrido). Esto ha permitido detectar que la morfología de la corrosión es diferente en los dos aceros dúplex de baja aleación, apareciendo fenómenos de corrosión selectiva, y corroyéndose preferentemente fases distintas en ambos aceros (ferrita en el acero 2304, austenita en el 2001). Los parámetros electroquímicos obtenidos sugieren que el acero 2001 puede reemplazar al austenítico 304L manteniendo una resistencia a corrosión similar, y que el 2304 es mejor que los anteriores, pero inferior al acero 2205.

1 Introducción

El empleo de armaduras de acero inoxidable dúplex presenta una gran ventaja respecto a los aceros inoxidable austeníticos: el contenido en níquel es más limitado, y dada la volatilidad de su precio, las armaduras fabricadas con estos materiales combinan excelentes propiedades con un coste adecuado. En los últimos años, se ha trabajado con la posibilidad de utilizar acero dúplex tipo 2205 para la fabricación de armaduras, que tiene una resistencia a corrosión mejor que la de los aceros austeníticos convencionales (304 ó 316) [1].

Actualmente, la fabricación de armaduras de acero inoxidable dúplex se ha desplazado a aceros con menor contenido en aleantes, como el 2304 o el 2001. Estos aceros pueden tener un mejor comportamiento a corrosión en estructuras de hormigón armado que los aceros inoxidables austeníticos de baja aleación [2,3].

El dúplex 2304 se conoce desde hace años, y se caracteriza por su menor contenido en molibdeno en comparación con el tradicional 2205. Puede sustituir a los aceros austeníticos en aplicaciones donde se requiera una buena combinación de propiedades mecánicas y a corrosión, o resistencia a corrosión bajo tensiones (SCC), como en intercambiadores de calor, evaporadores o tubería en general, para diferentes industrias como papelera, petroquímica o del petróleo. Hasta el momento, la mayoría de los datos existentes sobre su resistencia a corrosión se alejan de las condiciones que se encuentran en las estructuras de hormigón armado [4,5].

El acero dúplex 2001 tiene un menor contenido de aleantes (Ni y Cr) que el acero 2304, por lo que su resistencia a corrosión es generalmente menor que la de otros aceros dúplex más aleados. Dada su novedad, no existen datos científicos relativos a su resistencia a corrosión. Sin embargo, existen investigaciones relativas al acero dúplex 2101 (EN 1.4162), de composición muy parecida. La mayoría se centran en el efecto de la soldadura y los procesos de envejecimiento térmico (precipitación) sobre la resistencia a corrosión de este acero. Su comportamiento a corrosión por picaduras tras laminación es mejor que la del acero inoxidable austenítico 304 [6], y es capaz de formar capas pasivas en ácido sulfúrico más ricas en Cr^{3+} que el acero inoxidable austenítico 316 [7]. Por ello, parece que su resistencia a corrosión puede ser suficiente para asegurar la durabilidad de las estructuras de hormigón armado.

Este trabajo analiza los mecanismos de fallo y la posible durabilidad de los aceros dúplex en medios que simulan morteros carbonatados y sin carbonatar. Para ello, se ha trabajado con tres aceros inoxidables dúplex (2001, 2304 y 2205) y un acero inoxidable austenítico (304L), y cuya composición química se muestra en la Tabla 1. Todos ellos han sido deformados en caliente, para uniformar la influencia de las condiciones de conformado [8]. Los resultados obtenidos muestran su buen comportamiento y las diferencias existentes entre ellos.

Tabla 1 Principales aleantes [% en peso] de los aceros inoxidables deformados en caliente estudiados.

Acero	C	S	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	N
AISI 2205 (EN 1.4462, UNS S32205)	0,020	0,003	0,39	1,77	22,47	4,88	3,500	0,177
AISI 2304 (EN 1.4362, UNS S32304)	0,017	0,002	0,65	1,54	22,70	4,46	0,259	0,153
AISI 2001 (EN 1.4482, UNS S32001)	0,025	0,001	0,68	4,14	19,98	1,78	0,238	0,124
AISI 304L (EN 1.4307, UNS S30403)	0,026	0,001	0,30	1,42	18,37	9,74	0,275	0,055

2 Ensayos de corrosión

La evaluación de la resistencia a corrosión de los aceros inoxidables corrugados se ha llevado a cabo mediante la realización de curvas de polarización cíclicas. Estas curvas nos permiten saber si un material es susceptible a la corrosión localizada o uniforme en un medio determinado. En este trabajo se han realizado estas curvas en disoluciones saturadas de $\text{Ca}(\text{OH})_2$ sin carbonatar (pH 12,6), que permiten simular las disoluciones que se encuentran en los poros del hormigón. Además, se ha burbujeado CO_2 en esas mismas disoluciones para reducir el pH a valores cercanos a 9, con el objeto de simular las disoluciones existentes en los poros del hormigón carbonatado. Tanto a las disoluciones carbonatadas como a aquellas sin carbonatar se les ha añadido diferentes contenidos en cloruro sódico, hasta un máximo de 5% en peso, para estudiar el efecto de los cloruros en la corrosión localizada por picaduras.

Pese a la buena resistencia a corrosión que los aceros inoxidables presentan en medios básicos con cloruros, las heterogeneidades que pueden aparecer durante la fabricación de estructuras de hormigón armado en la intercara entre acero y hormigón pueden ser importantes, y generar pilas de corrosión de intensidad considerable. Por ello, tiene gran importancia analizar la respuesta de los aceros inoxidables cuando son polarizados. Las medidas se han realizado siempre empleando como referencia un electrodo de calomelanos saturado (SCE).

La Figura 1 muestra un ejemplo de las curvas de polarización obtenidas en disoluciones sin carbonatar con un 1% de NaCl. Todas las curvas se han iniciado a potenciales inferiores al potencial de corrosión (E_{corr}) de los aceros. Todos los E_{corr} (potencial de equilibrio entre las reacciones catódica y anódica) están en el intervalo de 0 a -200 mV vs SCE. Esto es indicativo de que los aceros corrugados se encuentran en estado pasivo. Además, los valores de intensidad de corrosión (i_{corr}) son inferiores a $0,1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$, corroborando el estado pasivo de los aceros. Este parámetro es una forma de medir la velocidad de corrosión del acero. Estos valores indican que, en condiciones de servicio en medios sin carbonatar, los aceros inoxidables van a trabajar sin problemas mientras que ningún estímulo externo haga cambiar la situación.

Al aumentar el sobrepotencial, se observa un aumento de corriente a potenciales próximos a 300 mV vs SCE en las curvas de los aceros inoxidables dúplex. Este aumento de corriente está relacionado con una disolución parcial del óxido de cromo que forma la capa pasiva [9], para transformarse en CrO_4^{2-} . Esta transformación aparece en todas las condiciones estudiadas, y está relacionada con la baja estabilidad termodinámica del óxido de cromo a estos potenciales [10]. El metal base no se ve afectado por este proceso en ningún caso, no debiendo entenderse como un proceso de corrosión, sino como una reducción de la capacidad protectora de la capa pasiva del acero.

La aparición de fenómenos de corrosión por picadura o la pérdida de pasividad del acero se puede apreciar a sobrepotenciales aún mayores. Si nos fijamos en el comportamiento del acero inoxidable dúplex 2205 mostrado en la Figura 1, se observa un incremento drástico de intensidad cuando el sobrepotencial alcanza valores de 700 mV vs SCE. Sin embargo, cuando se invierte el signo del barrido de potenciales (en este caso, $10^{-4} \text{ A}/\text{cm}^2$), la curva de bajada no presenta apenas histéresis. Este comportamiento es indicativo de una reacción química en el

medio, y en concreto, de la evolución de oxígeno (ecuación 1), que tiene lugar a potenciales de este orden para este pH (12,6), como se puede obtener de la aplicación de la ley de Nernst.



La aparición de esta reacción indica que el acero no sufre corrosión, sino que la capa pasiva es capaz de soportar estos sobrepotenciales sin que aparezca ningún tipo de corrosión. Llevado a condiciones de servicio, indicaría que el acero 2205 es capaz de soportar medios sin carbonatar con un 1% de cloruros sin alterarse. Este mismo comportamiento se puede extender a todos los aceros dúplex en medios sin carbonatar y sin cloruros, y en el caso particular del acero 2205, se puede extender a contenidos de cloruros elevados (hasta el 5% en peso en la disolución).

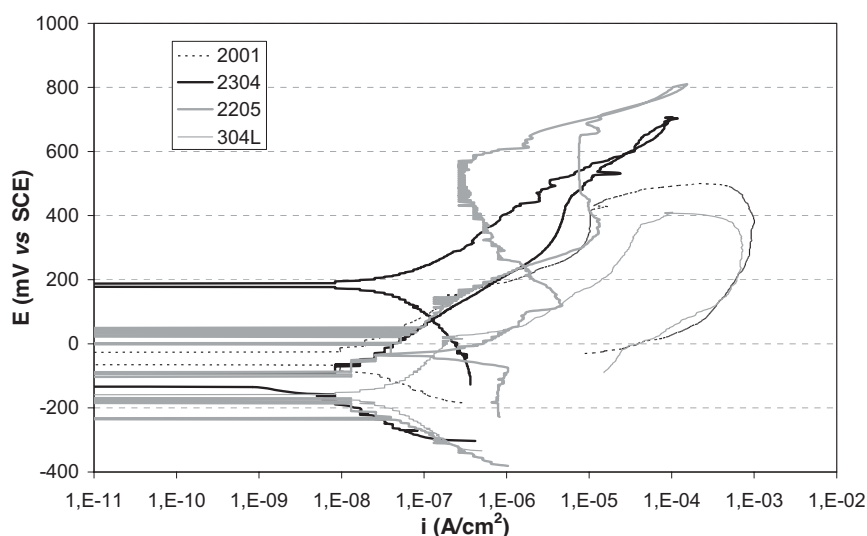


Figura 1 Curvas de polarización cíclicas de los aceros inoxidables en medios sin carbonatar con 1% de NaCl.

Volviendo a la Figura 1, los otros tres aceros considerados sí sufren corrosión por picaduras. Los dos aceros menos aleados (dúplex 2001 y austenítico 304L) muestran una fuerte subida en la intensidad de corrosión para un determinado sobrepotencial (potencial de picadura, E_p). Esto implica que una fuerte corrosión localizada está teniendo lugar en estos aceros. Cuando se empieza a disminuir el sobrepotencial, los valores de intensidad de corriente se mantienen en valores elevados que van disminuyendo al disminuir el sobrepotencial. Además, la curva no llega a cerrarse, es decir, las picaduras no se repasan. Esto indica que si bien el acero está en estado pasivo en su recepción, en determinadas condiciones puede perder su pasividad y no recuperarla. En el caso del acero dúplex 2304, las picaduras que se forman aparecen a sobrepotenciales muy altos, próximos a la evolución de oxígeno, y son capaces de repasarse, debido al alto contenido en cromo que tiene esta aleación (Tabla 1), prácticamente el mismo que el acero 2205.

El empleo de condiciones más agresivas, es decir, de medios carbonatados (Figura 2) no afecta sustancialmente a la forma de las curvas, aunque sí al momento en que empiezan a picarse las barras. Al igual que ocurría en los medios sin carbonatar (Figura 1), el acero dúplex 2205 no se pica al llegar a sobrepotenciales elevados, mostrando de nuevo la reacción de evolución de oxígeno (ecuación 1). Lo más llamativo de las curvas de este acero en medios carbonatados es la presencia de picos de intensidad en la rama anódica de la curva. Estos picos son debidos a la aparición de picaduras metaestables. La aparición de estas picaduras aumenta con el contenido en cloruros en la disolución. En el caso del acero 2304, se puede observar una mayor actividad relacionada con el óxido de cromo a sobrepotenciales intermedios, pero lo que más llama la atención es que las picaduras, que antes se repasivaban con facilidad, ahora apenas pueden hacerlo. Ahora bien, la formación de picaduras, que normalmente conlleva altas intensidades aunque descienda el sobrepotencial (como se puede apreciar en los aceros 2001 y 304L en medios sin carbonatar, Figura 1), no provoca en este caso el aumento de corriente. La forma de la curva sugiere que el ataque tiene lugar en picaduras con muy limitado efecto autocatalítico. Esto puede estar relacionado con el hecho de que las capas pasivas que se forman en disoluciones carbonatadas (a pH 9) suelen ser más pobres en óxido de cromo que las formadas en medios sin carbonatar (a pH 12,6) [3]. Si la capa pasiva se rompe, es más factible que lo haga en varios puntos que en un único lugar.

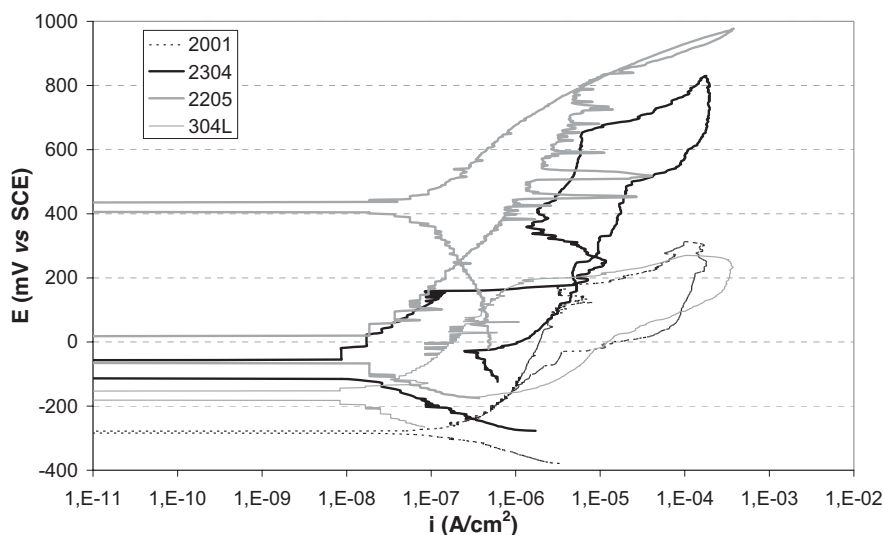


Figura 2 Curvas de polarización cíclicas de los aceros inoxidables en medios carbonatados con 1% de NaCl.

Dado que los E_{corr} son similares para todos los aceros, el potencial de picadura (E_p) o el sobrepotencial para alcanzar una determinada intensidad de corriente pueden usarse directamente para comparar la resistencia a corrosión de los aceros dúplex de baja aleación con los otros dos aceros de referencia.

Para una mejor comparación de los diferentes materiales, la Figura 3 muestra el E_p de las barras corrugadas en medios sin carbonatar. Como la reacción de evolución de oxígeno (ecuación 1) aparece siempre para el acero 2205 incluso para las condiciones más agresivas analizadas, este parámetro no puede usarse en este acero y no se ha incluido en la gráfica. La Figura 3 muestra los valores de E_p para los otros tres aceros. Como es obvio, al aumentar el contenido en cloruros, los valores de E_p disminuyen, ya que los medios son más agresivos y la posibilidad de formación de picaduras aumenta con la cantidad de cloruros en disolución. El análisis de los valores comparativos entre el acero 2001 y el 304L muestra resultados muy parecidos en estos medios sin carbonatar, por lo que la sustitución entre ellos no plantea problema alguno. El acero 2001, más barato que el tradicional 304L, tiene las mismas prestaciones que este último. El acero 2304 muestra valores de E_p mayores que el 304L, es decir, este grado dúplex es claramente más resistente a la corrosión localizada que el austenítico. Este comportamiento del acero 2304 sugiere que puede ser una alternativa muy interesante para medios sin carbonatar con elevada cantidad de cloruros.

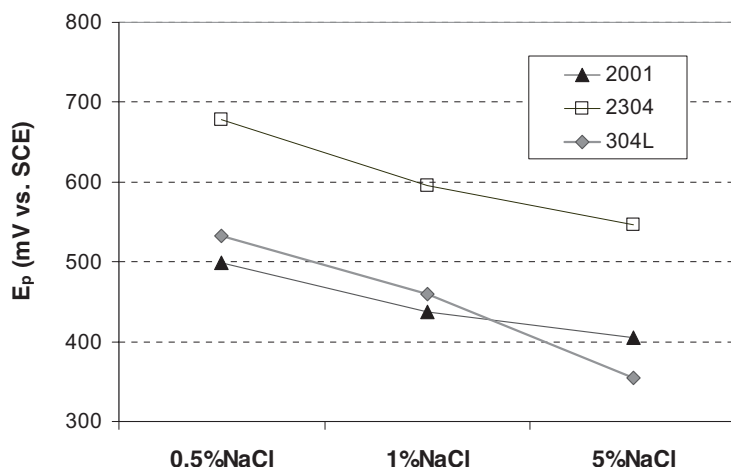


Figura 3 Potenciales de picadura de los aceros inoxidables en medios sin carbonatar para diferentes contenidos en cloruros.

En medios carbonatados sin cloruros, no se encontró ningún riesgo de corrosión para ninguno de los aceros inoxidables estudiados. Sin embargo, el hecho de tener medios carbonatados con cloruros es una de las condiciones más agresivas que se puede evaluar, aunque no sean demasiado habituales: contenidos elevados de cloruros se encuentran en estructuras expuestas a ambientes marinos, donde la humedad relativa es elevada, y por tanto, la carbonatación no está favorecida [11]. El empleo de sales de deshielo sí que puede llevar a este tipo de ambientes.

La obtención del E_p de los aceros en medios carbonatados es más complicada. Como se puede ver en la Figura 2, los aceros no muestran la curva típica zona pasiva bien definida antes de un incremento brusco de la corriente

anódica. Por ello no se puede observar nítidamente un valor de E_p , y resulta aconsejable estimar la resistencia a corrosión localizada de estos aceros mediante el sobrepotencial necesario para tener un determinado valor de corriente. De esta forma se puede evaluar de manera más objetiva la respuesta del inoxidable a posibles pilas de corrosión en la intercara hormigón-refuerzo. Aunque se pueden elegir diferentes valores de corriente para calcular el sobrepotencial, en la Figura 4 se muestra el sobrepotencial requerido para alcanzar una corriente de 10^{-5} A/cm². Como se observó en los medios sin carbonatar, el acero 2205 tampoco se corroe para ningún porcentaje de cloruros, y no se incluyen datos de este inoxidable en la Figura 4. El acero dúplex 2304 vuelve a destacar por su buen comportamiento, y de nuevo el comportamiento es bastante similar entre el acero 304L y el 2001. Sólo para los niveles más elevados de cloruros se puede ver que la diferencia empieza a ser significativa, ya que el acero dúplex 2001 se corroe con más facilidad.

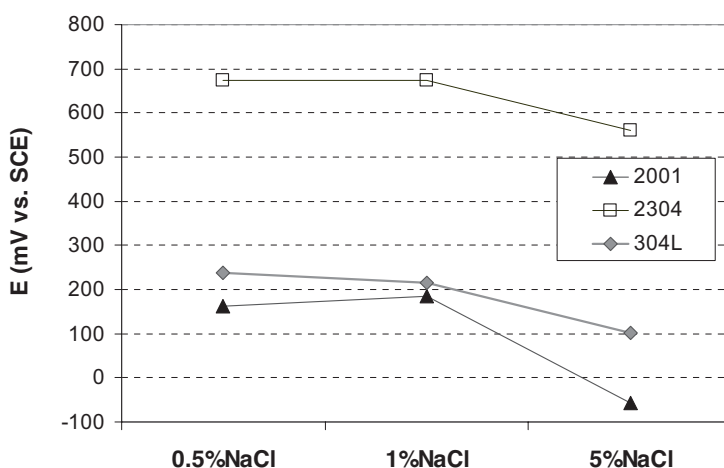


Figura 4 Sobrepotenciales requeridos para tener una corriente de 10^{-5} A/cm² en los aceros inoxidables en medios carbonatados para diferentes contenidos en cloruros.

3 Análisis microestructural

La Figura 5 muestra dos imágenes representativas de la morfología de ataque en el acero austenítico 304L y el dúplex 2001 tras los ensayos potenciodinámicos. En medios sin carbonatar, el nivel de polarización de ambos aceros es similar, ya que sus potenciales de picadura son muy próximos, como se ha mostrado anteriormente (Figura 3), por lo que la comparación de las picaduras parece razonable. El acero austenítico (Figura 5 izquierda) presenta picaduras muy grandes al compararlas con el acero 2001 (Figura 5 derecha), que tiene muchas picaduras pero pequeñas. En ambos casos, la boca de las picaduras suele ser irregular. Además, el acero dúplex parece presentar un ataque un tanto más generalizado en las corrugas. Esto indicaría que, aunque el potencial al que se dispara la corriente (E_p) es similar para ambos aceros, el acero 2001 tendería a desarrollar un ataque con una morfología menos peligrosa. Esta diferencia entre las morfologías de ataque se mantiene en medios carbonatados.

Los aceros inoxidables dúplex están formados por dos fases (ferrita y austenita) con diferentes resistencias a corrosión. Los procesos de corrosión empezarán en la fase más débil del acero, y pueden aparecer fenómenos de corrosión selectiva. Ahora bien, la mayor o menos resistencia a corrosión de las fases depende de la composición del acero y de la distribución de aleantes entre las dos fases. Por ello, es altamente interesante analizar como transcurren los procesos de corrosión en los dos aceros dúplex en medios alcalinos.

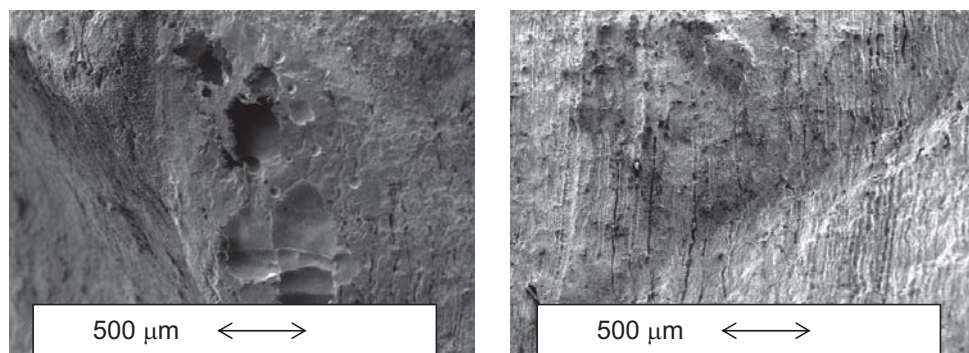


Figura 5 Microestructura de la corruga tras el ensayo potenciodinámico en medio sin carbonatar con 0,5% de NaCl: 304 (izda.) y 2001 (dcha.).

La Figura 6 muestra ejemplos del ataque en el acero 2304 después de las curvas de polarización. Como se puede ver claramente, la diferente resistencia a corrosión de las dos fases determina el desarrollo del proceso de corrosión. Las secciones transversales muestran que la ferrita, que es la fase continua del acero (de color oscuro en estas microestructuras), se corroe preferentemente. El ataque se ve limitado por la austenita, de color claro en la Figura 6. Este fenómeno aparece para todos los contenidos en cloruro estudiados, esté la disolución carbonatada (pH 9) o sin carbonatar (pH 12,6). Si se tiene en mente el excelente comportamiento a corrosión del acero 2205 (Figuras 1 y 2), el peor comportamiento del acero 2304 se puede explicar por su menor contenido en molibdeno (Tabla 1). Este elemento es alfégeno, es decir, tiende a estabilizar la ferrita y a localizarse en ella. Por tanto, el acero 2304 tiene la fase ferrítica más susceptible a la corrosión que el acero 2205, y se corroe durante el ensayo potenciodinámico (Figura 6), mientras que en el acero 2205, todo el material permanece inmune.

Sin embargo, en el acero 2001, los cloruros provocan la corrosión preferente de la austenita (fase oscura en la microscopía electrónica de barrido, Figura 7 izquierda, y clara en la microscopía óptica, Figura 7 derecha), en medios carbonatados y sin carbonatar. En comparación con el 2304, este acero tiene menor contenido de cromo (alfégeno) y de níquel (gammágeno) (Tabla 1). Por ello, se puede asumir que ambas fases ven reducida su resistencia a corrosión si la comparamos con las del 2304 y, por ello, la resistencia a corrosión global de este acero es menor (Figuras 1 a 4). Las microestructuras mostradas en la Figura 6 prueban que la influencia de la disminución de níquel es mayor que la de los otros aleantes, ya que se corroe la austenita. Además, la presencia de mayores

cantidades de manganeso en este acero (Tabla 1) pueden contribuir a este resultado, ya que este elemento es gammágeno, pero su influencia en la resistencia a corrosión no siempre es positiva.

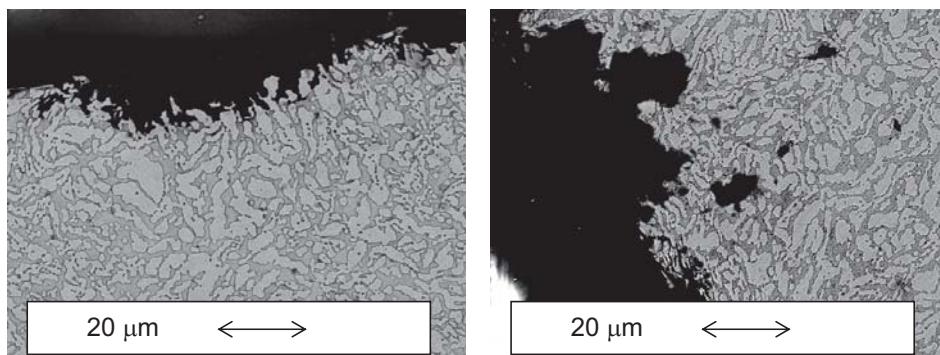


Figura 6 Microestructura de la corruga del acero dúplex 2304 después del ensayo potenciodinámico en medios sin carbonatar (izda.) y carbonatados (dcha.) con cloruros.

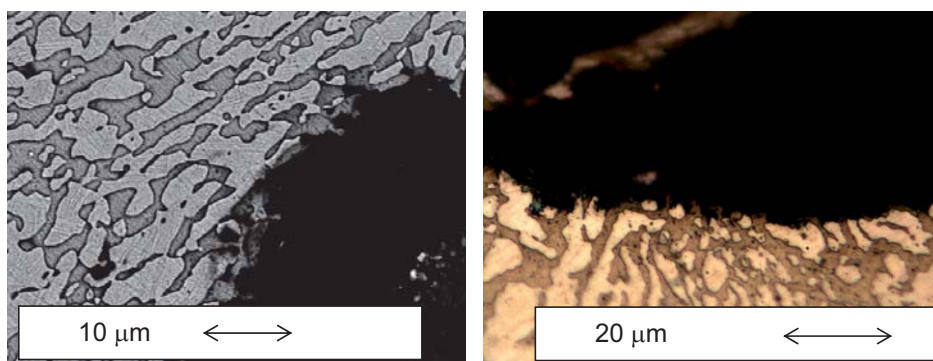


Figura 7 Microestructura de la corruga del acero dúplex 2001 después del ensayo potenciodinámico en medios sin carbonatar (izda.) y carbonatados (dcha.) con cloruros.

4 Conclusiones

Los resultados que se obtienen de las curvas de polarización de los corrugados dúplex de baja aleación en medios carbonatados y sin carbonatar demuestran que es altamente interesante el estudio de estos aceros para aplicaciones en estructuras en medios agresivos. Se puede indicar que el acero dúplex 2001 tiene una resistencia a corrosión muy similar al acero austenítico 304L en los medios estudiados, mientras que el acero dúplex 2304 tiene mucho mejor resistencia a corrosión que estos dos aceros, aunque es inferior al dúplex 2205.

Además, el comienzo de la corrosión en estos aceros está condicionado por la resistencia a corrosión de la fase más débil: la ferrita en el acero dúplex 2304 y la austenita en el dúplex 2001.

Agradecimientos

Los autores quieren agradecer a la empresa Roldán SA (del grupo Acerinox) el suministro del material con el que se ha realizado esta investigación, así como al Ministerio de Educación y Ciencia su financiación a través de los proyectos MAT2004-06435-C02-02 y BIA-2007-66491-C02-02.

Referencias

- [1] Bautista, A., Blanco, G., Velasco, F., Gutiérrez, A., Palacín, S., Soriano, L. y Takenouti, H., "Passivation of duplex stainless steels in solutions simulating chloride-contaminated concrete", *Materiales de Construcción* 57 (288) (2007) 17-31.
- [2] Bautista, A., Blanco, G. y Velasco, F., "Corrosion behaviour of low-nickel austenitic stainless steel reinforcements: a comparative study in simulated pore solutions", *Cement and Concrete Research* 32 (2006) 1922-1930.
- [3] Bautista, A., Blanco, G., Velasco, F., Gutiérrez, A., Soriano, L., Palomares, F.J. y Takenouti, H., "Changes in the passive layer of corrugated austenitic stainless steel of low nickel content due to exposure to simulated pore solutions", *Corrosion Science* 51 (2009) 785-792.
- [4] Hazlewood, P.E., Singh, P.M. y Hsieh, J.S., "Effect of black liquor oxidation on the stress corrosion cracking susceptibility of selected materials", *Corrosion* 62 (2006) 765-772.
- [5] Merello, R., Botana, F.J., Botella, J., Matres, M.V. y Marcos, M., "Influence of chemical composition on the pitting corrosion resistance of non-standard low-Ni, high Mn-N duplex stainless steels", *Corrosion Science* 45 (2003) 909-921.
- [6] Wei, Z., Laizhu, J., Jincheng, H. y Hongmei, S., "Study of mechanical and corrosion properties of a Fe-21.4Cr-6Mn-1.5Ni-0.24N-0.6Mo duplex stainless steel", *Materials Science and Engineering A* 497 (2008) 501-504.
- [7] Fredriksson, W., Edström, K. y Olsson, C.-O.A., "XPS analysis of manganese in stainless steel passive films on 1.4432 and the lean duplex 1.4162", *Corrosion Science* 52 (2010) 2505-2510.
- [8] Paredes, E.C., Bautista, A., Alvarez, S.M. y Velasco, F., "Influence of the forming process of corrugated stainless steels on their corrosion behaviour in simulated pore solutions", *Corrosion Science* 58 (2012) 52-61.
- [9] Alvarez, S.M., Bautista, A. y Velasco, F., "Corrosion behaviour of corrugated lean duplex stainless steels in simulated concrete pore solutions", *Corrosion Science* 53 (2011) 1748-1755.
- [10] Beverskog, B. y Puigdomenech, I., "Revised Pourbaix diagrams for chromium at 25-300°C", *Corrosion Science* 39 (1997) 43-57.
- [11] Parrott, L.J., "Carbonation, moisture and empty pores", *Advances in Cement Research* (1991/92) 111-118.

CAPÍTULO 6

Comportamiento frente a la corrosión por cloruros de una nueva armadura de acero inoxidable dúplex de bajo contenido en níquel

E. Medina^a, I. Llorente^b, S. Fajardo^b y D. M. Bastidas^b

^aEscuela Universitaria de Arquitectura Técnica, Universidad Politécnica de Madrid (UPM)
Avda. Juan de Herrera 6, 28040 Madrid (eduardo.medina@upm.es)

^bCentro Nacional de Investigaciones Metalúrgicas, CENIM-CSIC
Dpto. Ingeniería de Superficies, Corrosión y Durabilidad
Avda. Gregorio del Amo 8, 28040 Madrid, España

Resumen

Se ha analizado el comportamiento frente a la corrosión por cloruros de una nueva armadura de acero inoxidable dúplex de bajo contenido en níquel, la EN 1.4482 (AISI 2001), para lo cual se han tomado a efectos comparativos las armaduras de acero austenítico EN 1.4301 (AISI 304) y dúplex EN 1.4362 (AISI 2304) y se han embebido en probetas de mortero de cemento Portland contaminado con diferentes concentraciones de cloruro cálcico. Las probetas se han mantenido con el 95% de humedad relativa durante un periodo de dos años, durante el cual se han realizado mediciones electroquímicas para estudiar su evolución. Se ha monitorizado el potencial de corrosión y la resistencia de polarización mediante técnicas de corriente continua, y se aplicado la espectroscopía de impedancia electroquímica (EIS). Además, se ha caracterizado la composición de la capa pasiva de los aceros mediante espectroscopía fotoelectrónica de rayos X (XPS). El comportamiento de la nueva armadura EN 1.4482 en el periodo estudiado ha sido muy similar al de la austenítica EN 1.4301 y la dúplex EN 1.4362. Este buen comportamiento frente a la corrosión junto con el menor coste económico de las armaduras de acero inoxidable EN 1.4482, las hace muy interesantes para su utilización en estructuras de hormigón armado sometidas a clases de exposición agresivas con presencia de iones cloruro.

1 Introducción

Ante el interés tecnológico que están suscitando en los últimos años los nuevos aceros inoxidables de bajo contenido en níquel, de los tipos austenítico y dúplex, por su precio más económico, son numerosas las investigaciones científicas que se centran en evaluar el comportamiento frente a la corrosión de dichos aceros, especialmente a la corrosión por cloruros. La mayoría se realizan en solución simulada de poros de hormigón (solución saturada de Ca(OH)_2 que simula la fase

acuosa o electrolito de los poros del hormigón, es decir, las condiciones electroquímicas en las que se encuentran las armaduras embebidas en el hormigón) [1-3], que permite obtener resultados de forma inmediata, y otros se realizan con probetas de mortero de cemento Portland contaminado con cloruros, que reproducen una situación más cercana a la realidad [4].

A efectos de estudios de corrosión, la cantidad total de ión cloruro Cl^- en el hormigón se suele expresar en % respecto al peso de cemento o mediante el ratio Cl^-/OH^- (concentración de cloruros/iones hidroxilo de la solución de los poros) [5]. El primer parámetro se utiliza en los ensayos con probetas de mortero u hormigón, y el segundo en solución simulada de poros. Si se define el contenido crítico de cloruros en el hormigón como aquel que es capaz de inducir una intensidad de corrosión en las armaduras superior a $0,1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$, su valor está comprendido, para el caso de las armaduras de acero al carbono, entre 1,24 y 3,08% (para una intensidad entre $0,1$ y $0,2 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ respectivamente) si se expresa respecto al peso de cemento, o entre 0,25 y 0,8% si se expresa por el ratio Cl^-/OH^- en solución simulada de poros [6].

Los cloruros en el hormigón pueden provenir de sus componentes, por estar sumergido parcial o totalmente en agua de mar o por aportes ocasionales sobre la superficie, en forma de sales para el deshielo en el caso de los puentes de carretera o a través de la niebla salina por su cercanía a la costa.

En estructuras situadas a poca distancia de la costa (menos de 5 km), los cloruros se manifiestan como depósitos sobre la superficie del hormigón y como concentración de cloruros por absorción capilar y difusión posterior en su masa interior. Los depósitos disminuyen con la distancia a la costa especialmente en los primeros doscientos metros, y las concentraciones también disminuyen pero en menor medida [7]. Cuando el hormigón se seca, el agua se evapora y los cloruros permanecen en el hormigón, por lo que la repetición del proceso humectación-secado puede causar una elevada concentración de cloruros [8].

Según estudios realizados [9] con probetas de hormigón de diferentes dosificaciones, expuestas durante 6, 10, 14 y 18 meses a la acción de la niebla salina a 10, 100, 200 y 500 metros de distancia de la costa, la concentración de cloruros acumulados en el hormigón aumenta desde la superficie hacia el interior en los primeros 5 a 10 mm de recubrimiento, para disminuir después progresivamente como se indica en la Figura 1. En el máximo tiempo de exposición estudiado, se registraron concentraciones máximas de cloruros de hasta el 0,65% en peso de cemento. Otros estudios similares han alcanzado cifras de $4 \text{ kgCl}^-/\text{m}^3$ de hormigón, es decir, aproximadamente el 2% de ión cloruro en peso de cemento [10]. Para hormigones sumergidos en agua de mar, la concentración de cloruros es máxima en la superficie y disminuye hacia el interior. Estudios realizados en muelles portuarios con hasta seis años de vida, han registrado concentraciones entre el 3,5 y el 4% en peso de cemento [11].

Una parte del contenido total de cloruros que penetra en el hormigón queda ligado químicamente con el aluminato tricálcico del cemento para formar la Sal de Friedel [12], otra parte queda inmovilizado por enlaces físicos y el resto permanece en forma de cloruros libres en la solución de los poros. Esta última fracción es la única que representa peligro de corrosión para las armaduras, pero sólo es capaz de romper la capa pasiva cuando $\text{Cl}^-/\text{OH}^- = 0,6$, porque la entrada en el hormigón de los iones cloruro supone la emigración hacia el exterior de los iones hidroxilo [13].

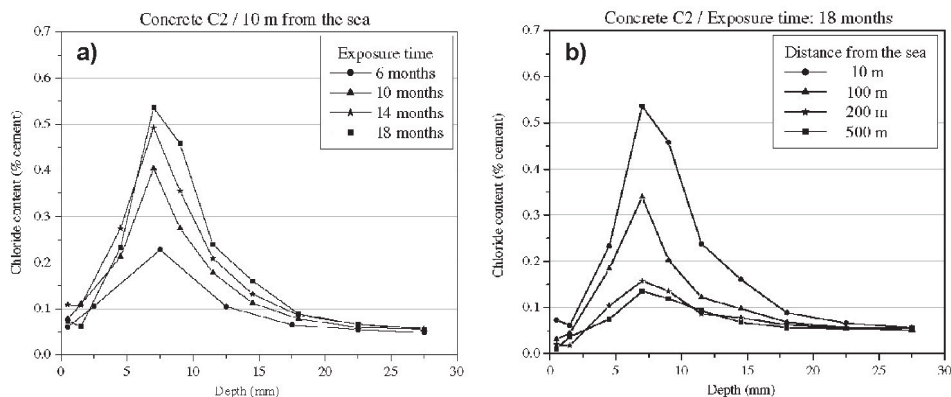


Figura 1 Concentración de cloruros acumulados en el hormigón expuesto a la niebla salina, según la profundidad alcanzada en el recubrimiento y en función de: a) el tiempo de exposición, b) la distancia al mar [9].

Además, en los primeros momentos, los cloruros necesitan del concurso del oxígeno y de los resquicios o heterogeneidades geométricas de la superficie del metal, en la interfase acero-hormigón, para poder iniciar la corrosión de las armaduras. El proceso comienza por una etapa de aireación diferencial en los resquicios, que la presencia de cloruros transforma en una acidificación local progresiva, hasta que se destruye la capa pasiva [14]. Destruída la pasividad, la humedad en los poros del hormigón regula decisivamente la velocidad de corrosión [15].

Los iones cloruros rompen la capa pasiva sólo en pequeñas áreas. Estas zonas deterioradas actúan como ánodo, y tienen muy poca superficie respecto al resto, que permanece pasivo y actúa como cátodo, produciéndose una corrosión localizada que progresa en profundidad, con una importante reducción local de la sección de la armadura.

En las de acero inoxidable, el riesgo de corrosión por picaduras disminuye con el incremento del contenido en cromo, molibdeno y nitrógeno, y aumenta por el daño mecánico en su superficie o la sensibilización del acero por la realización de soldaduras.

Con motivo de la aparición en el mercado de una nueva armadura de acero inoxidable dúplex de bajo contenido en níquel, el EN 1.4482 (AISI 2001), del fabricante español Roldán S.A., se ha analizado su resistencia a la corrosión por Cl^- comparándola con la tradicional de acero austenítico EN 1.4301 (AISI 304) y la dúplex EN 1.4362 (AISI 2304), para la cual se han embebido en probetas de mortero contaminado con diferentes concentraciones de cloruro cálcico y se han mantenido, durante un periodo de dos años, en un recipiente hermético con el 95% de humedad relativa (HR). En ese tiempo, se han realizado mediciones electroquímicas, monitorizando el potencial de corrosión y la resistencia de polarización, se ha aplicado la técnica de espectroscopia de impedancia electroquímica (EIS) para realizar un seguimiento de las transformaciones que tienen lugar en la capa pasiva y analizar los factores que influyen en ella y, al final del periodo de estudio, se ha caracterizado la composición de la capa pasiva mediante espectroscopia fotoelectrónica de rayos X (XPS).

El objetivo es comprobar si el nuevo acero inoxidable dúplex bajo en níquel AISI 2001 tiene una resistencia a la corrosión por picadura comparable a la de los otros dos aceros inoxidables, y si esa diferencia afecta sustancialmente a la vida útil de una estructura de hormigón que estuviera expuesta a ambientes con cloruros.

En este estudio se ha utilizado cloruro cálcico CaCl_2 en lugar de cloruro sódico NaCl como adición a los morteros, a pesar de que es éste último el componente natural en el agua de mar y en las sales de deshielo, porque resulta más agresivo para las armaduras. El anión Cl^- tiene mayor coeficiente de difusión en forma de CaCl_2 que de NaCl [13], y el CaCl_2 añadido al mortero fresco es más corrosivo que el NaCl [16].

2 Procedimiento experimental

Se han tomado barras corrugadas de 8 mm de diámetro de los siguientes aceros inoxidables: el austenítico AISI 304, el dúplex AISI 2304 y el nuevo dúplex de bajo contenido en níquel AISI 2001. Las armaduras de los dos primeros aceros son laminadas en frío, mientras que las del nuevo dúplex lo son en caliente. La composición química de los tres aceros se recoge en la Tabla 1.

Las barras se han embebido, por parejas de un mismo acero, en probetas de mortero prismáticas de $2 \times 5,5 \times 8$ cm. Cada barra se ha protegido con cinta aislante para dejar expuesta a la corrosión una superficie de 10 cm^2 de barra en el centro de la probeta de mortero (Figura 2). Las mediciones electroquímicas se han realizado en las dos barras de cada probeta, aunque aquí sólo se recogen los resultados de la primera de ellas, sin haber obtenido diferencias significativas entre ambas.

Los morteros son de dosificación cemento/arena/agua 1:3:0,5, con cemento Portland EN 197-1-CEM II / B-L 32,5 N [17] y arena normalizada según DIN-EN 196-1. A los morteros se han añadido cuatro contenidos diferentes de Cl^- en forma de cloruro cálcico dihidratado $\text{CaCl}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$: 0%, 0,4%, 2% y 4% respecto al peso de cemento. El 4% es una cantidad máxima, utilizada en estudios similares con probetas de mortero o de hormigón, que no se alcanza en situaciones reales, lo que garantiza la durabilidad de la estructura en el caso de resultados positivos del estudio.

Una vez desencofradas las probetas (Figura 3), se han mantenido 28 días en la cámara de curado con el 95% HR y 20°C de temperatura. Posteriormente, y durante el periodo de estudio, las probetas se han conservado en el interior de un recipiente hermético con el 95% HR.

Tabla 1 Composición química de los tres aceros considerados en el estudio, [%] en peso, resto Fe.

Grado AISI	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	N	Mo	Ti
304	0,023	0,28	1,41	0,034	0,023	18,07	7,93	0,33	0,050	0,22	-
2304	0,019	0,35	0,81	0,029	0,001	22,75	4,32	0,31	0,138	0,29	0,029
2001	0,028	0,65	4,19	0,023	0,001	20,07	1,78	0,08	0,129	0,22	0,006



Figura 2 Barras de acero inoxidable preparadas para embeber en probetas de mortero.



Figura 3 Probetas de mortero transcurridos 28 días de curado.

En la caracterización electroquímica se ha utilizado un potenciostato-galvanostato EG&G *PAR* y un analizador de frecuencias *FRA* Solartron, disponiendo una celda electroquímica de tres electrodos (Figura 4): el electrodo de trabajo WE es la armadura de acero inoxidable sobre la que se realiza la medición, el electrodo de referencia RE es de calomelanos saturado SCE ($\text{Hg}/\text{Hg}_2\text{Cl}_2 - \text{Sat. KCl}$), y el contraelectrodo o anillo de guarda CE cierra el circuito con el electrodo de trabajo y está formado por un disco macizo de acero inoxidable de 7 cm de diámetro y 4 cm de altura con un taladro central para alojar el RE. Para asegurar un buen contacto eléctrico, se ha intercalado un paño húmedo entre el CE y la probeta de mortero.

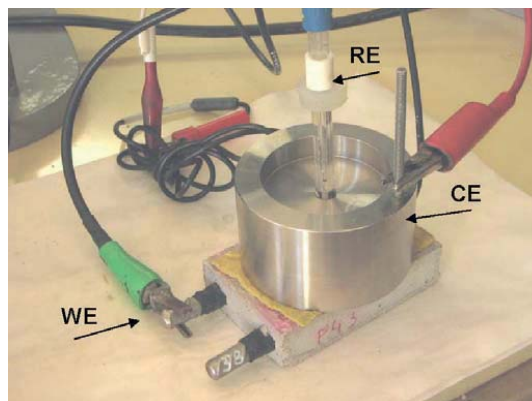


Figura 4 Celda electroquímica de tres electrodos.

En cada ensayo, estabilizado el potencial de corrosión E_{corr} transcurridos 20 minutos, se ha aplicado el método de resistencia de polarización lineal (LPR) para determinar la resistencia de polarización R_p , imponiendo a cada barra una pequeña polarización de ± 15 mV respecto del E_{corr} , a una velocidad de 0,1667 mV/s [18,19].

A partir de R_p se ha obtenido la densidad de corriente de corrosión i_{corr} , según la Ec. (1), tomando el valor de 52 mV para el coeficiente B de Stern-Geary [20].

$$i_{\text{corr}} = \frac{B}{R_p} \quad (1)$$

A continuación se ha aplicado la técnica EIS, imponiendo a cada barra una señal de corriente alterna de 10 mV en un rango de frecuencias comprendido entre 105 Hz y 10⁻² Hz, aplicando un barrido de frecuencias de 5 pasos por década. Los datos obtenidos se representan en dos tipos de diagramas: Diagrama Nyquist -Z'' vs. Z', y Diagramas Bode theta vs. Frecuencia y |Z| vs. Frecuencia.

Después de dos años de exposición de las probetas, se ha extraído una barra de cada acero inoxidable dúplex de las que contienen el 4% de Cl⁻ y se ha caracterizado la composición de la capa pasiva mediante la técnica XPS.

Los espectros de XPS se han obtenido utilizando un espectrómetro Fisons MT500 equipado con un analizador de electrones hemiesférico (CLAM2) y una fuente de rayos X con ánodo de magnesio (1253,6 eV) con una potencia de 300 W. La presión residual en la cámara de análisis se mantuvo por debajo de 10⁻⁸ torr durante el experimento. La energía de paso ha sido de 20 eV, que es típica de las condiciones de alta resolución. Las intensidades se estimaron calculando el área de cada pico después de restar la señal del fondo utilizando el método Shirley y ajustando la curva experimental a una combinación de componentes Gausianas y Lorentzianas de proporción variable. Las energías de ligadura fueron ajustadas utilizando el pico del C1s (C-C/C-H) a 284,8 eV. Las proporciones atómicas se obtuvieron a partir de las relaciones entre las intensidades de los picos y los factores de sensibilidad atómica de referencia.

El bombardeo iónico se llevó a cabo utilizando un cañón iónico EX05 incorporado en el equipo y que opera a un voltaje de 5 kV, una intensidad de 10 mA y una presión de 10⁻⁷ torr. La corriente de la muestra fue de 1 µA durante el bombardeo.

3 Resultados y discusión

3.1 Potencial de corrosión

Los valores de E_{corr} registrados durante el periodo de estudio de los tres aceros inoxidables no presentan diferencias significativas entre ellos, para cualquiera de los contenidos de Cl⁻ en el mortero, como muestra la Figura 5.

Después de formarse la capa pasiva, el potencial se estabiliza en una franja de valores comprendidos entre -80 y -150 mV, muy lejos de los -270 mV, para el que se considera una probabilidad incierta o inferior al 10% de que se presente la corrosión del metal cuando se trata de acero al carbono [21].

3.2 Método LPR

A partir de los valores de R_p obtenidos por el método LPR, y tomando 52 mV como valor del coeficiente B de Stern-Geary, se han calculado los valores de la densidad de corriente de corrosión i_{corr} que se representan en la Figura 6.

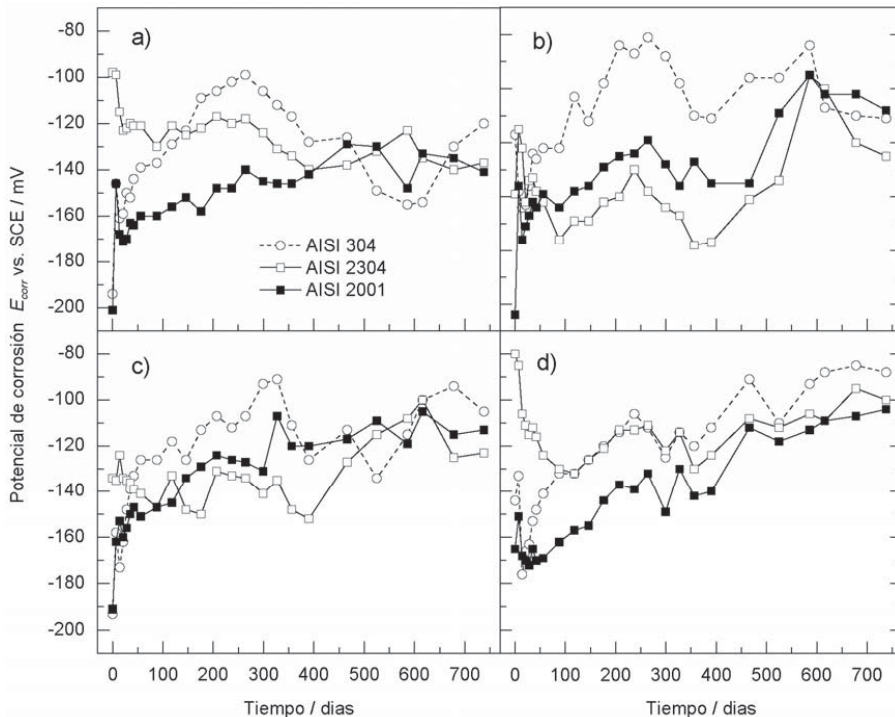


Figura 5 Evolución de los valores de E_{corr} de los tres aceros inoxidable estudiados, para: a) 0%, b) 0,4%, c) 2% y d) 4% Cl^- en peso de cemento.

No se presentan diferencias significativas de valores de i_{corr} entre los tres aceros ni entre las diferentes cantidades de Cl^- en los morteros. En todos los casos, los valores registrados son muy bajos, y varían entre 0,002 y 0,024 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$, lo que indica que los tres aceros están en estado pasivo.

Tampoco se encuentra correlación entre los valores de i_{corr} y el contenido de ión cloruro en el mortero. En el caso de los aceros AISI 304 y AISI 2304, los valores de i_{corr} más bajos se corresponden con las probetas que contienen el mayor contenido de Cl^- , lo que indica que éstos no están influyendo en el proceso corrosivo de los aceros durante el periodo estudiado de vida de las probetas.

El nuevo dúplex de bajo contenido en níquel AISI 2001 presenta valores ligeramente superiores a los valores registrados de los otros dos aceros, pero son diferencias que oscilan entre 0,008 y 0,010 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$, que no son significativas a efectos de corrosión y que muestran tendencia a disminuir.

En diversos estudios recientes, realizados en solución simulada de poros de hormigón con diferentes concentraciones de NaCl, se pueden encontrar resultados similares, con aceros dúplex de bajo contenido en níquel [2] o con aceros austeníticos de bajo contenido en níquel [3]. En estudios realizados con probetas de mortero y de hormigón, los resultados con varios aceros inoxidable de bajo contenido en níquel también son similares [4,22].

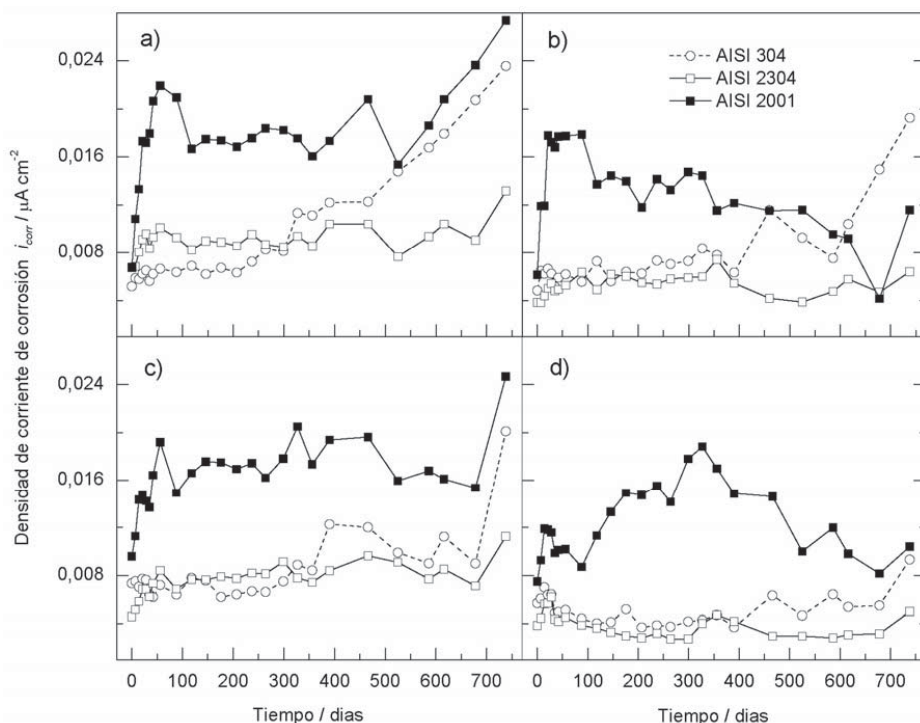


Figura 6 Evolución de i_{corr} de los tres aceros inoxidables estudiados, obtenido por el método LPR, para: a) 0%, b) 0,4%, c) 2% y d) 4% Cl^- en peso de cemento.

Por lo tanto, parece confirmarse que la nueva armadura de acero inoxidable dúplex de bajo contenido en níquel AISI 2001 es un material viable para su utilización en estructuras de hormigón sometidas a ambientes agresivos por ataque de cloruros, de resistencia a la corrosión similar al tradicional austenítico AISI 304 y dúplex AISI 2304.

Sin embargo, se debe tener en cuenta que la nueva armadura de acero dúplex es laminada en caliente, mientras que las otras dos son laminadas en frío, y el proceso de conformado influye en el comportamiento de la resistencia a la corrosión del acero, en detrimento de las laminadas en frío [23], por lo que es probable que parte del buen comportamiento de la nueva armadura se deba a ese hecho.

3.3 Técnica EIS

La figura 7 muestra los diagramas Nyquist de los dos aceros inoxidables dúplex a la edad de 1,5 años. Se observa un comportamiento capacitivo con la formación de un semicírculo ligeramente deprimido a altas frecuencias $R_1\text{-CPE}_1$ que corresponde a la interfase acero-hormigón y otro semicírculo el cual está compuesto por dos constantes de tiempo a bajas frecuencias ($R_2\text{-CPE}_2$ y $R_3\text{-CPE}_3$) que corresponde a la capa pasiva y a los procesos redox en la interfase del acero inoxidable, según el circuito eléctrico equivalente propuesto en la Figura 8. El valor de la resistencia del electrolito (R_e) disminuye al aumentar el contenido en Cl^- estando comprendido entre 6,7 y 7,9 $\text{k}\Omega\text{cm}^2$.

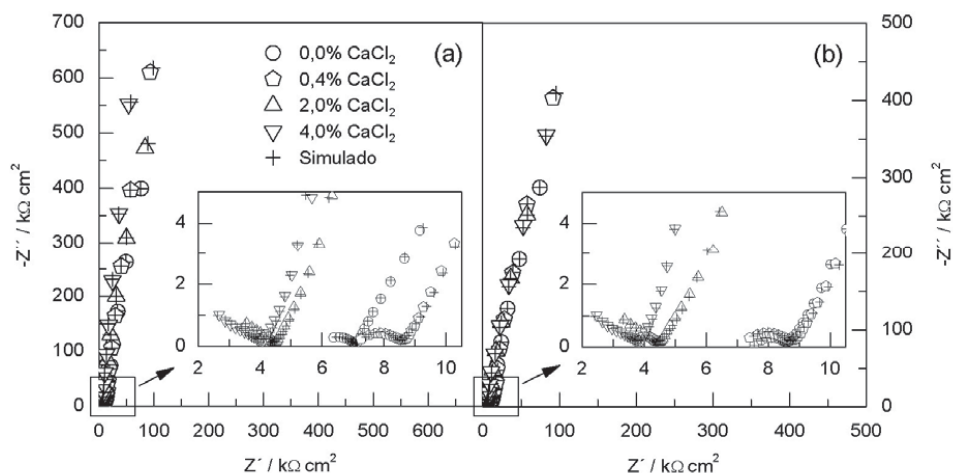


Figura 7 Diagramas Nyquist a la edad de 1,5 años de los dos aceros inoxidables dúplex embebidos en mortero con 0%, 0,4%, 2% y 4% de Cl^- respecto al peso de cemento: (a) AISI 2304 y (b) AISI 2001.

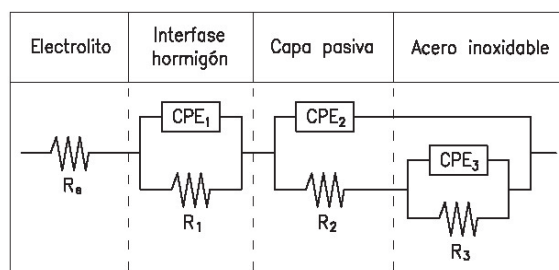


Figura 8 Circuito eléctrico equivalente que simula los datos experimentales de los diagramas de impedancia para las barras corrugadas de los dos aceros inoxidables dúplex estudiados, el AISI 2304 y el bajo en níquel AISI 2001, embebidas en mortero con 0%, 0,4%, 2% y 4% de Cl^- respecto al peso de cemento.

En la Tabla 2 se recogen los parámetros de impedancia utilizados para la simulación. Se observa que a altas frecuencias los valores de R_1 y CPE_1 están comprendidos en un rango entre 0,98–71,99 $\text{k}\Omega\text{cm}^2$ y 2,1–274,8 $\text{nFcm}^{-2}\text{s}^{-(1-\alpha)}$. Esta variación se atribuye a las diferentes reacciones de hidratación del cemento Portland en función de los contenidos de Cl^- . A frecuencias intermedias 10^3 Hz – 10^2 Hz , el valor de R_2 aumenta para la máxima concentración de Cl^- , mientras que CPE_2 disminuye, este hecho se atribuye a la formación de la capa pasiva en la superficie del acero inoxidable. A bajas frecuencias el valor de R_3 aumenta y el CPE_3 disminuye, indicando una baja probabilidad de corrosión para estos aceros inoxidables dúplex, aún en presencia de contenidos de Cl^- del 4%.

Los espectros de XPS de alta resolución obtenidos para O 1s, Fe 2p_{3/2} y Cr 2p_{3/2} en ausencia de bombardeo sobre los aceros inoxidables se muestran en la Figura 9.

Tabla 2 Parámetros utilizados en la simulación de los datos de los diagramas de impedancia para los dos aceros inoxidables dúplex embebidos en morteros con diferentes concentraciones de cloruro cálcico.

Acero dúplex	Cl ⁻ %	R _e kΩcm ²	Y ₁ nFcm ⁻² s ^{-(1-α)}	α ₁	R ₁ kΩcm ²	Y ₂ μFcm ⁻² s ^{-(1-α)}	α ₂	R ₂ kΩcm ²	Y ₃ μFcm ⁻² s ^{-(1-α)}	α ₃	R ₃ kΩcm ²
AISI 2001	0	7,62	133,5	0,76	0,98	44,1	0,94	2,46×10 ³	89,0	0,59	4,7×10 ⁸
	0,4	7,27	72,3	0,77	1,37	42,9	1,02	2,81×10 ³	79,8	0,51	1,5×10 ⁹
	2	6,95	34,0	0,57	4,90	63,6	1,00	1,66×10 ³	149,0	0,47	6,9×10 ¹²
	4	6,78	2,1	0,38	71,99	35,4	0,93	3,17×10 ³	444,5	0,37	1,0×10 ¹⁵
AISI 2304	0	7,94	274,8	0,62	1,20	31,7	0,92	5,26×10 ³	39,2	0,73	4,3×10 ⁸
	0,4	7,21	47,2	0,81	1,23	28,3	1,02	5,73×10 ³	72,7	0,51	8,6×10 ⁹
	2	6,92	29,7	0,63	3,36	33,3	1,00	3,92×10 ³	126,5	0,49	7,1×10 ¹²
	4	6,75	19,3	0,41	19,72	27,4	0,98	12,3×10 ³	216,7	0,44	2,8×10 ¹⁵

El espectro del O 1s muestra una componente más intensa a una energía de ligadura de 531,5 eV, que se puede asociar a la presencia de oxígeno en forma de grupos OH⁻/C=O y otras dos componente de menor intensidad a energías de ligadura de 530,0 eV y 533,0 eV, que se pueden atribuir a la presencia de oxígeno en la forma de óxido y de grupos H₂O/C-O respectivamente.

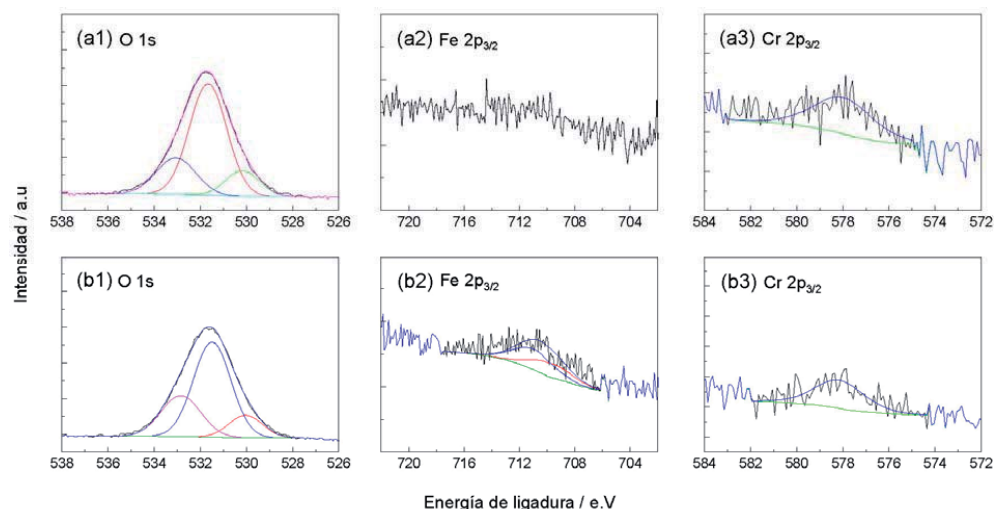


Figura 9 Espectros de XPS de alta resolución correspondientes al O 1s, Fe 2p_{3/2} y Cr 2p_{3/2} obtenidos en la superficie de los aceros inoxidables dúplex sin bombardeo, (a) AISI 2304, (b) AISI 2001.

El espectro de Fe 2p_{3/2} presenta dos componentes a energías de ligadura de 709,7 y 711 eV, que se pueden asociar a la presencia de hierro en forma de Fe²⁺ y Fe³⁺ respectivamente. La intensidad del pico de Fe 2p_{3/2} para el acero inoxidable dúplex AISI 2304 es prácticamente despreciable.

El espectro de Cr 2p_{3/2} muestra una única componente a una energía de ligadura de 577,5 eV, la cual puede ser atribuida a la presencia de cromo en forma de Cr(OH)₃.

4 Conclusiones

Los tres aceros inoxidables estudiados, el austenítico AISI 304, el dúplex AISI 2304 y el nuevo dúplex de bajo contenido en níquel AISI 2001, embebidos en morteros amasados con diferentes cantidades de Cl⁻, hasta un 4% respecto al peso de cemento, y después de 2 años de exposición al 95% HR, presentan unos valores de E_{corr} e i_{corr} característicos del estado pasivo.

Los valores registrados de i_{corr} del nuevo dúplex de bajo contenido en níquel duplican en algunos casos los de los otros dos aceros inoxidables, sin embargo, nunca superan los 0,022 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$, es decir, son valores siempre un orden de magnitud inferior a 0,1 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$, que se considera el límite entre el estado pasivo y la corrosión baja o moderada para el caso de las armaduras de acero al carbono.

Al mayor valor de i_{corr} registrado, 0,022 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ en el nuevo acero inoxidable dúplex AISI 2001, le corresponde una velocidad de corrosión (obtenida por la ley de Faraday) [24]:

$$v_{\text{corr}} = 11,6 \cdot 0,022 \mu\text{A}/\text{cm}^2 / 10 \text{ cm}^2 = 0,03 \mu\text{m}/\text{año} \quad (2)$$

Lo que indica un valor insignificante en términos de durabilidad de la estructura de hormigón, muy lejos de los 100-125 $\mu\text{m}/\text{año}$ que son los necesarios para causar el agrietamiento del hormigón [25-26].

Los resultados de EIS demuestran la formación de una capa pasiva muy protectora, con resistencias de corrosión muy altas incluso en presencia de contenidos de Cl⁻ del 4%.

El acero inoxidable dúplex AISI 2001 presenta una composición elemental en superficie muy similar a la del AISI 2304, apreciándose la presencia de cloruros en la superficie de la armadura en ambos aceros inoxidables. El análisis de los espectros de alta resolución muestra en ambos aceros inoxidables dúplex la presencia de Cr(OH)₃ como componente de la capa pasiva.

Agradecimientos

Los autores quieren expresar su gratitud al Plan Nacional de I+D+i por la financiación al Proyecto BIA2012-32320, a Acerinox S.A., a Roldán S.A. por el suministro de las armaduras de acero inoxidable utilizadas en los ensayos, Cemex España S.A., Sika S.A.U. y FCC S.A. D. M. Bastidas agradece la financiación al Programa Ramón y Cajal del Ministerio de Economía y Competitividad, y E. Medina el apoyo y ayuda del Laboratorio de Materiales de Construcción de la EUATM-UPM.

Referencias

- [1] Bautista, A., Blanco, G. y Velasco, F., "Corrosion behaviour of low-nickel austenitic stainless steel reinforcements: A comparative study in simulated pore solutions". *Cement and Concrete Research* 36 (2006) 1922-1930.
- [2] Álvarez, S.M., Bautista, A. y Velasco, F., "Corrosion behaviour of corrugated lean duplex stainless steels in simulated concrete pore solutions". *Corrosion Science* 53 (2011) 1748-1755.
- [3] Fajardo, S., Bastidas, D.M., Criado, M., Romero, M. y Bastidas, J.M., "Corrosion behaviour of a low-nickel stainless steel in saturated calcium hydroxide solution". *Construction and Building Materials* 25 (2011) 4190-4196.
- [4] García-Alonso, M.C., González, J.A., Miranda, J., Escudero, M.L., Correia, M.J., Salta, M. y Bennani, A., "Corrosion behaviour of innovative stainless steels in mortar". *Cement and Concrete Research* 37 (2007) 1562-1569.
- [5] Ann, K.Y. y Song, H., "Chloride threshold level for corrosion of steel in concrete". *Corrosion Science* 49 (2007) 4113-4133.
- [6] Alonso, C., Andrade, C., Castellote, M. y Castro, P., "Chloride threshold values to despassivate reinforcing bars embedded in a standardized OPC mortar". *Cement and Concrete Research* 30 (2000) 1047-1055.
- [7] Meira, G.R., Padaratz, I.J., Alonso, C. y Andrade, C., "Efecto de la distancia al mar en la agresividad por cloruros en estructuras de hormigón en la costa brasileña". *Materiales de Construcción*, Vol. 53, nº 271-272 (2002) 179-188.
- [8] Grupo español del hormigón, GEHO, "Durabilidad de estructuras de hormigón". *Guía de diseño CEB*, Boletín nº 12, Cap. VI, 45-57, (1993).
- [9] Meira, G.R., Andrade, C., Padaratz, I.J., Alonso, C. y Borba Jr. J.C., "Chloride penetration into concrete structures in the marine atmosphere zone. Relationship between deposition of chlorides on the wet candle and chlorides accumulated into concrete". *Cement and Concrete Composites* 29 (2007) 667-676.
- [10] Castañeda, H., Castro, P., González, C. y Genescá, J., "Modelo de difusión de cloruros en las estructuras de hormigón armado expuestas en la Península de Yucatán (México)". *Revista de Metalurgia Madrid* 33 (1997) 387-392.
- [11] Bermúdez, M.A. y Alejos, P., "Permeabilidad a los cloruros del hormigón armado situado en ambiente marino sumergido". *Revista Ingeniería de Construcción* 22 (1), (2007) 15-22.
- [12] Lannegrand, R., Ramos, G. y Talero, R. "Estado del conocimiento sobre la sal de Friedel". *Materiales de Construcción* 51 (262), (2001) 63-70.
- [13] Andrade, C., "Corrosión localizada del acero en contacto con el hormigón". *Rev. Iberoamericana de corrosión y protección* 15 (4), (1984) 27-34.
- [14] Cobo Escamilla, A., *Corrosión de armaduras en estructuras de hormigón armado: causas y procedimientos de rehabilitación*. Fundación Escuela de la Edificación, Madrid (2001).
- [15] González Fernández, J.A., *Control de la corrosión. Estudio y medida por técnicas electroquímicas*. CSIC, Madrid (1989).
- [16] Pruckner, F. y Gjörv, O.E., "Effect of CaCl_2 and NaCl additions on concrete corrosivity". *Cement and Concrete Research* 34 (2004) 1209-1217.

- [17] AENOR, *UNE-EN 197-1 Cemento. Parte I: Composición, especificaciones y criterios de conformidad de los cementos comunes*. Asociación Española de Normalización y Certificación, Madrid (2011).
- [18] ASTM G61-86, "Standard Test Method for Conducting Cyclic Potentiodynamic Polarization Measurements for Localized Corrosion Susceptibility of Iron-, Nickel-, or Cobalt-Based Alloys", P.A. (2009).
- [19] AENOR, *UNE 112072:2011 Determinación de la velocidad de corrosión de armaduras en laboratorio mediante medida de la resistencia a la polarización*. Asociación Española de Normalización y Certificación, Madrid (2011).
- [20] Stern, M. y Geary, A.L., J. Electrochem. Soc. 104, 1 (1957) 56-63.
- [21] ASTM C876-99, "Standard test method for half-cell potentials of incoated reinforcing steel in concrete", P.A. (1999).
- [22] García-Alonso, M.C., Escudero, M.L., Miranda, J.M., Vega, M.I., Capilla, F., Correia, M.J., Salta, M., Bennani, A. y González, J.A., "Corrosion behaviour of new stainless steels reinforcing bars embedded in concrete". *Cement and Concrete Research* 37 (2007) 1463-1471.
- [23] Paredes, E.C., Bautista, A., Alvarez, S.M. y Velasco, F., "Influence of the forming process of corrugated stainless steels on their corrosion behaviour in simulated pore solutions". *Corrosion Science* 58 (2012) 52-61.
- [24] ASTM G102-89, "Standard Practice for Calculation of Corrosion Rates and Related Information from Electrochemical Measurements", P.A. (2010).
- [25] Andrade, C., Alonso, C. y Molina, F.J., "Cover cracking as a function of bar corrosion. Part I: Experimental test". *Materials and Structures* 26 (1993) 453.
- [26] González, J.A., Andrade, C. y Escudero, M.L., "Corrosión de las armaduras por carbonatación del hormigón". *Rev. Iberoamericana de corrosión y protección* 15 (4), (1984) 11-19.

CAPÍTULO 7

Influencia del corrugado en la durabilidad de las barras austeníticas en medios sin carbonatar y con cloruros

A. Bautista, E.C. Paredes y F. Velasco

Universidad Carlos III de Madrid. Escuela Politécnica Superior
Departamento de Ciencia e Ingeniería de Materiales e Ingeniería Química
Avda. Universidad nº 30, 28911 Leganés, Madrid.

Resumen

Los resultados que se presentan en este capítulo demuestran que el conformado de los aceros inoxidable en forma de barras corrugadas determina la probabilidad de corrosión de las barras y el mecanismo mediante el cual el ataque progresa.

En las corrugas la resistencia a la corrosión es menor que en otras zonas menos deformadas del material. La probabilidad de inicio de la corrosión es algo mayor en la superficie de las barras corrugadas conformadas en caliente (HW) que en barras conformadas en frío (CW). La morfología del ataque que se desarrolla en las corrugas es, además, diferente de la que se desarrolla en otras zonas menos deformadas de esos mismos aceros. Estudios llevados a cabo en la superficie real de las barras demuestran que el HW favorece el desarrollo de un ataque menos localizado (potencialmente menos peligroso) que el CW.

1 Composición química de los grados austeníticos más habituales en forma de corrugado

El empleo de armaduras de aceros inoxidable en las zonas más expuestas de las estructuras es, junto a la protección catódica, la forma menos cuestionada de garantizar la durabilidad de las estructuras de hormigón armado en ambientes de elevada corrosividad. Los grados austeníticos tradicionalmente más usados como corrugados inoxidables han sido los tipos AISI 304 (UNS S30403) y AISI 316 (UNS S31603), siendo el primero bastante más económico y ofreciendo el segundo una resistencia a la corrosión por picaduras algo mayor [1,2]. Como alternativa económica a los austeníticos tradicionales también aparecieron en el mercado barras corrugadas de aceros austeníticos de bajo Ni y alto Mn-N, de comportamiento frente a la corrosión en medios alcalinos algo peor que los austeníticos más tradicionales [2]. Sin embargo, actualmente, la búsqueda de

alternativas más baratas a grados como el 304 parece estar focalizada en los aceros dúplex de baja aleación [1,3].

En este capítulo se presentan resultados de investigación correspondientes a barras corrugadas fabricadas a partir los grados AISI 304L (UNS S30400) y 316L (UNS S31600). El bajo contenido en carbono (grados L) no afecta al comportamiento frente a la corrosión (en ausencia de calentamientos como los producidos durante las soldaduras) [2]. Se estudiaron barras conformadas tanto en caliente (HW), que es el procedimiento comúnmente utilizado para corrugar las barras más gruesas, como barras conformadas en frío (CW), que el método más habitual para barras delgadas. Las barras fueron suministradas por Roldán S.A. (grupo Acerinox). Las composiciones químicas y diámetros de las barras pueden verse en la Tabla 1.

Tabla 1 Composición química y diámetro de las barras corrugadas de acero inoxidable estudiadas.

Barra corrugada	Ø [mm]	Composición Química [%]									
		C	S	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	N	Cu	Fe
AISI 304L CW	12	0,023	0,001	0,361	1,448	18,30	8,675	0,275	0,0507	0,487	Bal.
AISI 304L HW	16	0,026	0,001	0,298	1,420	18,37	8,740	0,275	0,0549	0,506	Bal.
AISI 316L CW	6	0,018	0,002	0,365	1,441	16,97	11,21	2,081	0,0476	0,497	Bal.
AISI 316L HW	16	0,013	0,003	0,351	1,782	16,76	11,17	2,504	0,0443	0,257	Bal.

2 Influencia del conformado en las propiedades mecánicas y microestructurales de las barras corrugadas

El comportamiento frente a la corrosión de un material no solo depende de su composición y del medio en el que está expuesto, sino que puede verse influido de forma determinante por las transformaciones microestructurales que frecuentemente tienen lugar durante el conformado de las piezas. Por eso resulta muy interesante conocer estas propiedades para interpretar adecuadamente los resultados de estudios de corrosión.

2.1 Efecto del corrugado en la forma y tamaño de grano

En la Figura 1 se puede ver como la microestructura de las barras austeníticas varía con el método de procesado y la zona de la barra. El HW da lugar a granos de austenita de mucho menor tamaño que el CW (obsérvese la diferencia en los aumentos con que han sido adquiridas las micrografías de los distintos materiales). En los inoxidables CW, las maclas se observan más claramente que en los HW.

El tamaño de grano se ha determinado según la norma ASTM E112 y los resultados están representados en la Figura 2. Se puede ver que el tamaño de grano que se mide en las corrugas es siempre menor que en el centro de la barra. El enfriamiento más rápido de la superficie tras la formación de las corrugas puede explicar esta diferencia microestructural.

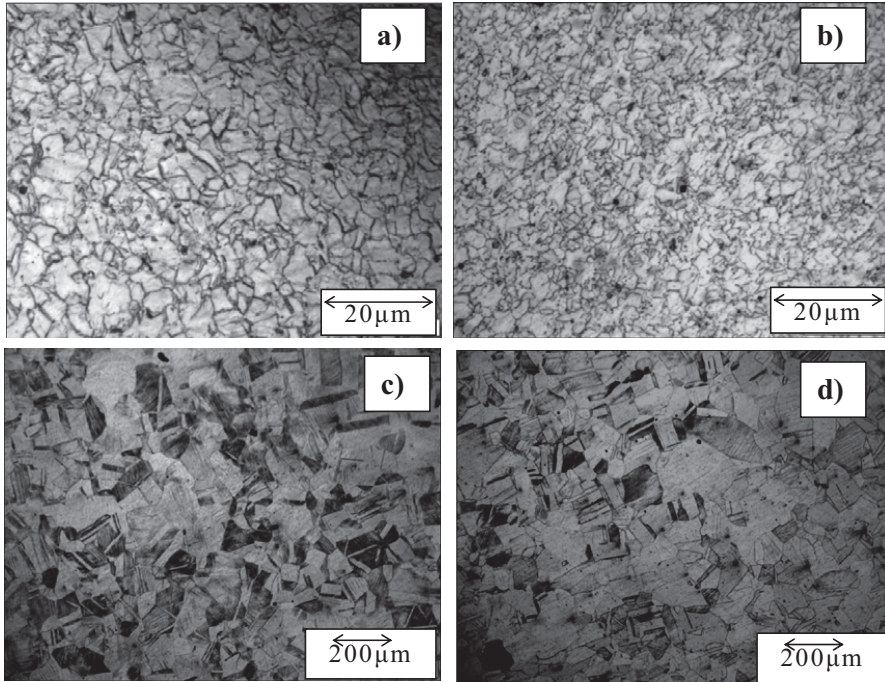


Figura 1 Microestructuras de secciones transversales de las barras corrugadas: a) núcleo del 316L HW, b) corruga del 316L HW, c) núcleo del 316L CW, d) corruga del 316L CW.

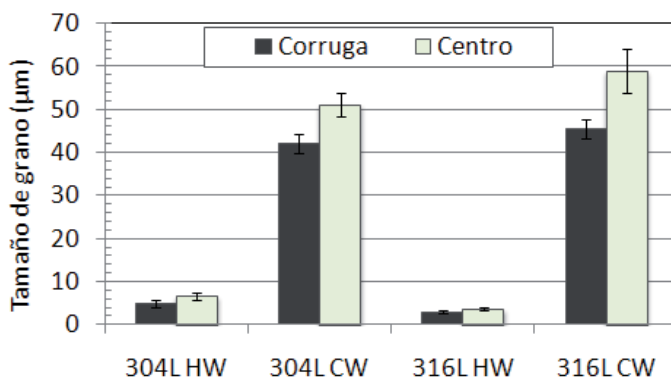


Figura 2 Tamaño medio de grano de los aceros austeníticos estudiados.

2.2 Efecto del corrugado en las propiedades mecánicas locales

Las propiedades mecánicas locales se han evaluado en diferentes zonas de las barras corrugadas mediante medidas de dureza universal. Las características de esta técnica se pueden encontrar en otras publicaciones [4]. Los resultados (Figura 3) muestran que las barras CW tienden a tener mayor dureza que las HW. Pese al menor tamaño de grano de los aceros HW (Figura 2), el mayor endurecimiento por deformación hace que las barras CW sean más duras que las HW.

Los mayores valores de dureza en la zona de las corrugas (Figura 3) en comparación con los resultados obtenidos midiendo en el centro de las mismas barras corresponden a una mayor acumulación de dislocaciones, vacantes y defectos microestructurales en esas zonas, por ser las más deformadas. Este efecto en las corrugas se observa tanto en las barras procesadas CW como en las HW.

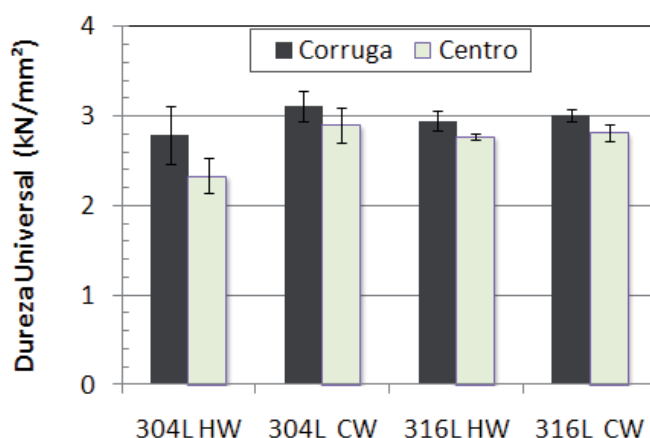


Figura 3 Propiedades mecánicas locales, medidas en la zona corrugada y en el centro de los aceros inoxidables austeníticos estudiados.

3 Estudio electroquímico de la susceptibilidad a la corrosión de las barras corrugadas

La susceptibilidad a la corrosión de las barras corrugadas se ha estudiado mediante curvas de polarización. Se ha utilizado como referencia un electrodo de calomelanos saturado (SCE) y los barridos se han hecho a 0,17 mV/s (norma ASTM G61). Como medio agresivo se han utilizado disoluciones saturadas de $\text{Ca}(\text{OH})_2$ sin carbonatar ($\text{pH} \approx 12,6$) con diferentes contenidos de NaCl.

Algunos ejemplos de las curvas de polarización obtenidas pueden verse en la Figura 4. En todos los casos los corrugados inoxidables muestran una pasivación estable en ausencia de polarizaciones muy elevadas. Estos resultados sugieren una buena durabilidad de los corrugados inoxidables en hormigón expuesto a ambientes marinos.

En la Figura 4, se observa que, para un mismo grado, la respuesta a la polarización de la superficie corrugada depende mucho del tipo de conformado. Un incremento de la corriente a menores sobrepotenciales anódicos implica una mayor probabilidad de corrosión en medios sin carbonatar y con cloruros. Para una misma composición del inoxidable, en las barras corrugadas HW la corriente anódica se dispara a menores potenciales que en la barras CW.

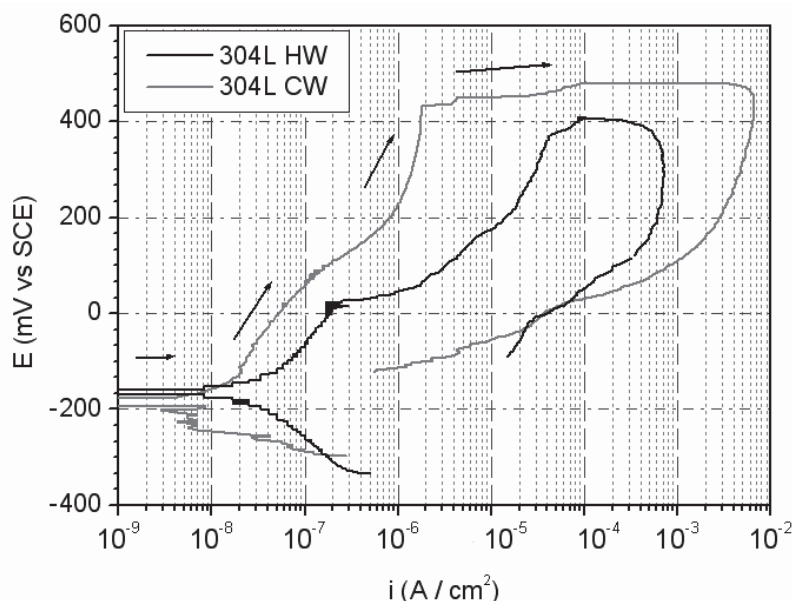


Figura 4 Curvas de polarización para el 304L HW y 304L CW en disoluciones no-carbonatadas con 1% en peso de NaCl.

La Figura 5 muestra los sobrepotenciales anódicos necesarios para alcanzar intensidades de corriente de $100 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ en las curvas de polarización. Una velocidad de corrosión de $5 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ puede considerarse peligrosa para la durabilidad de una estructura de hormigón armado y un mayor valor de sobrepotencial implica una menor probabilidad de alcanzar ese grado de corrosión. También se aprecia el diferente comportamiento que tienen las barras austeníticas según hayan sido procesadas por HW o por CW. Además, se comprueba la mayor resistencia a corrosión de los grados 316L en comparación de los 304L, que se explica fácilmente por el mayor contenido en Mo de los primeros (Tabla 1).

Por otro lado, en la Figura 5 se observa que los resultados son similares para todas las barras cuando las curvas de polarización se llevan a cabo en disoluciones sin cloruros. Eso se debe a que en ese medio en ninguno de los materiales aparece corrosión durante el ensayo, y el incremento de corriente de las curvas corresponde a la reacción de descomposición del agua.

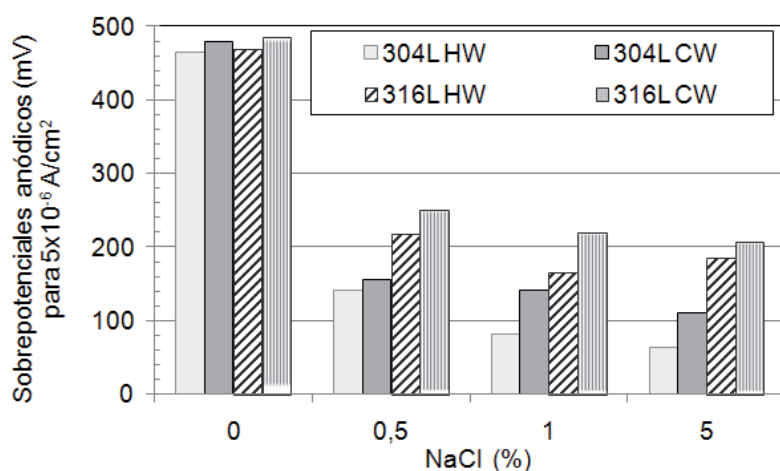


Figura 5 Sobrepotenciales anódicos para los aceros inoxidables corrugados en disoluciones no carbonatadas para alcanzar $5 \times 10^{-6} \text{ A/cm}^2$.

El comportamiento frente a la corrosión de las barras corrugadas es completamente diferente si lo que se estudia no es la superficie real del material, sino secciones menos deformadas pertenecientes al centro de la barra. Las curvas de material sin corrugas muestran una zona pasiva bastante más vertical que la del material corrugado y los incrementos de corriente correspondientes a la aparición de corrosión por picaduras en el inoxidable aparecen a sobrepotenciales anódicos mucho mayores (Figura 6).

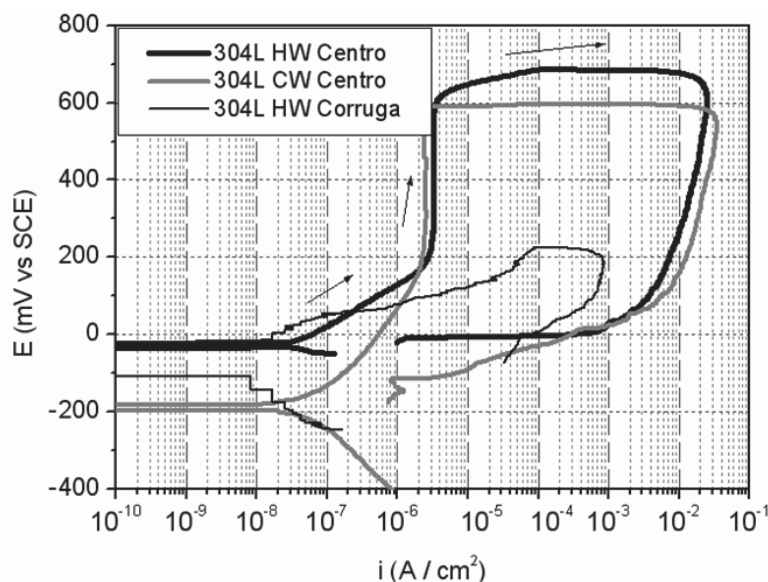


Figura 6 Curvas de las barras de los aceros 304L en disoluciones con 5% en peso de NaCl.

En la Figura 7 están representados los valores en los que se define el potencial de picadura (E_p) obtenido a partir de curvas de polarización de las barras austeníticas estudiadas, tanto en su superficie real como tras eliminar la corruga. Cuanto mayor sea el valor de E_p , menor es la probabilidad de corrosión. Se observa la previsible influencia del contenido de cloruros y del efecto positivo del Mo en los grados 316L en comparación con los 304L. Sin embargo, es importante destacar la importante diferencia que existe entre los E_p de la corruga y los del centro de una misma barra. La probabilidad de corrosión de los núcleos es más reducida aún que las de zonas más deformadas de los corrugados. Estos resultados demuestran que si se trata de estudiar la durabilidad de barras de acero inoxidable corrugadas a partir de muestras de acero inoxidable que no han sido procesadas como armaduras de refuerzo para hormigón, se corre el grave riesgo de sobreestimar la resistencia a la corrosión del material. Cuando el grado de deformación de la superficie es tan elevado como aquel al que están sometidas las barras corrugadas (tanto CW como HW), este factor resulta clave a la hora de determinar la durabilidad del material en medios de elevada corrosividad.

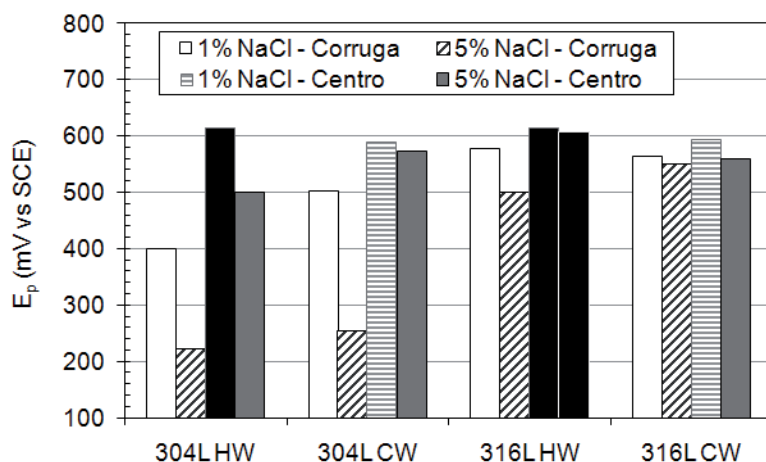


Figura 7 Valores E_p correspondientes los inoxidables en disoluciones con cloruros. Las barras negras representan sistemas donde se ha alcanzado la descomposición del agua y no existe corrosión por picaduras en el ensayo.

4 Análisis de la influencia del proceso de corrugado en la morfología del ataque

La forma en que se desarrolla el ataque inducido por la polarización anódica en las barras corrugadas de aceros inoxidables austeníticos se ha analizado mediante estudios de microscopía. El método de conformado no sólo influye en la probabilidad de inicio de picadura, sino que determina de forma decisiva la morfología del ataque. Tal y como se observa en el ejemplo de la Figura 8a, en los CW, el ataque se desarrolla en forma de picaduras aisladas que aparecen en las corrugas. En los HW (Figura 8b), el ataque tiene lugar también exclusivamente en las corrugas, pero la forma predominante de ataque es menos penetrante y menos

localizada. El que tanto para barras CW como para HW la corrosión aparezca exclusivamente en las corrugas es lógico, pues es la zona más deformada del material (Figura 3) y, por tanto, la más inestable desde el punto de vista químico. Las importantes diferencias en el tamaño y distribución de las picaduras detectadas debidas al conformado deben estar relacionadas con las diferencias microestructurales que hay entre austeníticos CW y HW (Figura 1).

Las diferencias en la morfología del ataque pueden tener importantes consecuencias prácticas, pues una corrosión muy localizada suele ser mucho más peligrosa que una más generalizada. Una corrosión muy localizada no solo daña de forma mucho más significativa y peligrosa las propiedades mecánicas del acero, sino que también genera una distribución de tensiones en el hormigón más peligrosa y que conduce más fácilmente a su agrietamiento [5]. Es decir, que una hipotética corrosión en una barra CW podría suponer un riesgo algo mayor para la estructura que si lo hace en una barra HW (para velocidades de ataque similares).

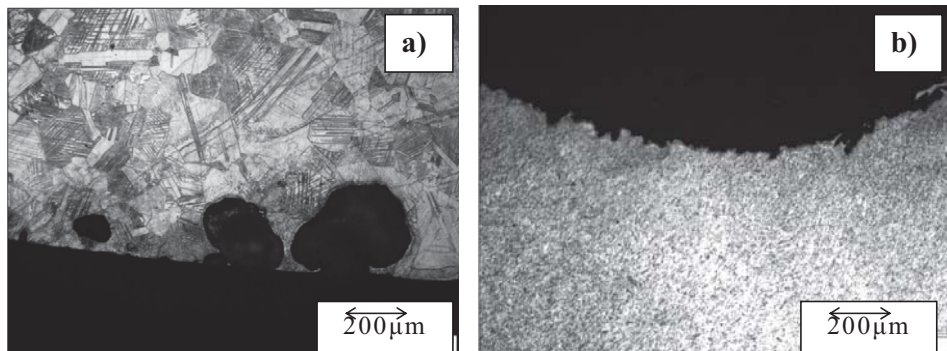


Figura 8 Forma predominante de ataque observada en cortes transversales de las superficies corrugadas: a) 304L CW, b) 304L HW.

Además, es necesario comentar que, aun siendo una forma minoritaria de ataque, también se han encontrado picaduras de tamaño significativo en alguna zona de máxima deformación de barras austeníticas HW (Figura 9). Este tipo de picaduras progresan de forma casi paralela a la superficie y están muy condicionadas por la anisotropía que presenta la microestructura del acero en esa zona.

Por otro lado, merece la pena destacar que en barras a las que se les ha eliminado la corruga, el ataque en medios con cloruros tiende a desarrollarse siempre de forma muy localizada y en forma de picaduras globulares, tanto para inoxidable austeníticos CW (Figura 10a) como para HW (Figura 10b). Sin embargo, en los aceros CW, las picaduras tienden a profundizar hacia el interior del material de una forma interconectada, mientras en los HW, son picaduras más abiertas, con una forma totalmente independiente de la microestructura, a diferencia de lo que ocurría en la corruga (Figuras 8b y 9).

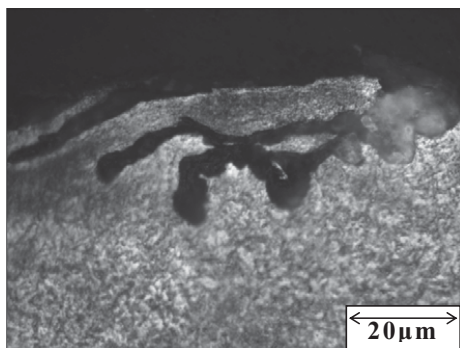


Figura 9 Morfología de las picaduras que aparecen en las zonas más deformadas de las barras corrugadas del 304L HW.

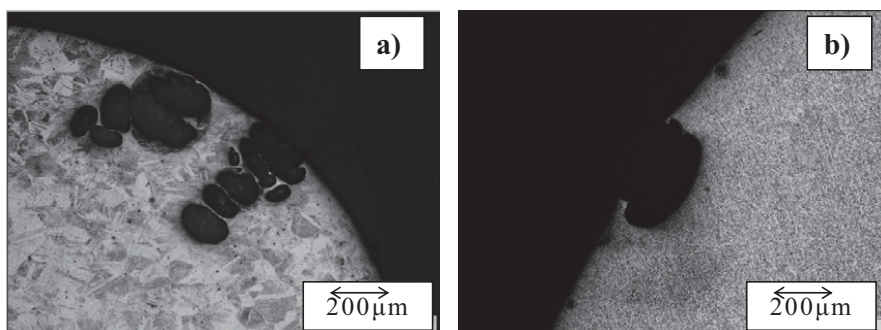


Figura 10 Morfología de las picaduras originadas en la zona central de las barras después de la polarización en disoluciones con cloruros: a) 304L CW, b) 304L HW.

5 Conclusiones

Las principales conclusiones que pueden derivarse de los resultados presentados son:

- La probabilidad de corrosión de los aceros de la superficie de las barras corrugadas austeníticas es mucho mayor que probetas de la misma composición que no han sido sometidas a un proceso de deformación plástica tan intenso. Aún así los corrugados inoxidables presentan un comportamiento frente a las polarizaciones anódicas que sugiere un buen comportamiento en estructuras expuestas en ambientes marinos.
- El conformado en caliente da lugar a superficies con mayor probabilidad de ataque que el conformado en frío.
- Si se fuerza electroquímicamente la corrosión, el conformado en caliente da lugar a ataques menos localizados (con una morfología potencialmente menos peligrosa) que el conformado en frío.

Agradecimientos

Los autores querrían agradecer a Roldán S.A. por el suministro del material y al Ministerio de Educación y Ciencia por la financiación recibida a través de los proyectos MAT2004-06435-C02-02 y BIA-2007-66491-C02-02 para realizar la investigación.

Referencias

- [1] Bertolini, L. y Gastaldi, "Corrosion resistance of low-nickel stainless steel rebars", *Materials and Corrosion* 62 (2011) 120-129.
- [2] Bautista, A., Blanco, G. y Velasco F., "Corrosion behaviour of low-nickel austenitic stainless steels reinforcements: a comparative study in simulated pore solutions", *Cement and Concrete Research* 36 (2006) 1922-1930.
- [3] Alvarez, S.M., Bautista A. y Velasco F., "Corrosion behaviour of corrugated lean duplex stainless steels in simulated concrete pore solutions", *Corrosion Science* 53 (2011) 1748-1755.
- [4] Velasco, F., Blanco, G., Bautista, A. y Martínez, M.A, "Effect of welding on local mechanical properties of stainless steels for concrete structures using universal hardness tests", *Construction and Building Materials* 23 (2009) 1883-1891.
- [5] Lang, B.S. y Oh, B.H., "Effects of non-uniform corrosion on the cracking and service life of reinforced concrete structures", *Cement and Concrete Research* 40 (2010) 1441-1450.

CAPÍTULO 8

Armaduras de acero inoxidable expuestas en ambiente marino. Caracterización in-situ de la corrosión

P. Acosta^a, V. Matres^a, A. Pachón^b, J. Sánchez^b, J. Fullea^b y J.M. Picón^c

^aDepartamento Técnico, Laboratorio de Corrosión, Acerinox Europa S.A.U, España

^bDepartamento Físico-Químico de los Materiales de Construcción

Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja (IETcc-CSIC), España

^cDepartamento I+D+i, Grupo Cementos Portland Valderrivas, España

Resumen

Las estructuras de hormigón armado se plantearon inicialmente con una durabilidad prácticamente ilimitada. Sin embargo, dicha durabilidad está condicionada por la agresividad del ambiente donde se encuentra. Para asegurar la durabilidad de una estructura hay que tener en cuenta, junto con la importancia de la calidad en la ejecución de la obra, una estrategia de durabilidad que considere los posibles mecanismos de degradación y adopte medidas específicas en función de la agresividad a la que se encuentre sometida la estructura, que como se indica en la EHE-08, pasa por garantizar el espesor de recubrimiento adecuado así como la dosificación del hormigón: máxima relación agua/cemento y mínimo contenido de cemento.

Los modelos probabilísticos que predicen los costes de mantenimiento y reparación, y que se aplican para calcular los costes del ciclo de vida se obtienen a partir de ensayos acelerados en laboratorio. En algunos casos, estos ensayos no reflejan las condiciones reales de ejecución a causa de la aparición de otros factores externos como consecuencia de la complejidad del propio hormigón.

El actual empleo del acero inoxidable en las armaduras, junto con la incertidumbre que generan los ensayos de laboratorio, unido al amplio mercado existente en el mundo de la construcción, hace necesaria la realización de ensayos de campo para estudiar la durabilidad de las estructuras de inoxidable. En este trabajo se desarrolla la metodología a seguir para poder evaluar el comportamiento de armaduras de aceros inoxidables en medios reales, en concreto su comportamiento en medio marino.

1 Introducción

El principal problema de las estructuras de hormigón armado es la pérdida de durabilidad debido a la corrosión de sus armaduras cuando éstas se encuentran en medios altamente agresivos [1]. Un ejemplo de medio muy agresivo es el ambiente marino, ya que los cloruros, que llegan a la armadura desde el exterior a través de la red de poros del hormigón, destruyen la capa pasiva y activan la corrosión del acero.

Por ello, en medios especialmente agresivos, las estructuras que requieren una dilatada vida en servicio, demandan una elevada seguridad. La utilización de armaduras de acero inoxidable es una alternativa que está recibiendo cada vez más consideración, ya que es un material idóneo para prolongar de forma muy considerable la vida útil de la estructura.

Los modelos de durabilidad para los procesos de corrosión, calculan la vida útil de la estructura como la suma de dos periodos: el periodo de iniciación y el periodo de propagación [2]. El periodo de iniciación se corresponde con el tiempo que tarda el frente de penetración del agresivo en llegar a la armadura. El periodo de propagación se define como el tiempo de avance de la corrosión hasta que se produzca una pérdida inadmisible de la sección de la armadura.

Estos modelos de durabilidad, diseñados para su uso con armaduras de acero, se obtienen a través de ensayos acelerados para evaluar el comportamiento de los diferentes materiales. Estos ensayos acelerados, llevados a cabo en laboratorios, pueden realizarse a través de técnicas electroquímicas como voltametrías cíclicas, celdas de corrosión, ensayos de Pondering, etc. Sin embargo, la experiencia demuestra la necesidad de realizar ensayos reales en estructuras, ya que la extrapolación de los ensayos acelerados de laboratorio a condiciones reales puede, en algunos casos, marcar algunas diferencias debido a la aparición de otros factores como la aparición de fisuras, la influencia del peso propio y a la complejidad del propio hormigón.

Las incertidumbres creadas a partir de los modelos de durabilidad, unido a la gran diferencia de comportamiento entre aceros al carbono y aceros inoxidables, hace que se planteen estos ensayos de campo.

En este trabajo de investigación se desarrolla una nueva metodología donde, a partir de la fabricación de grandes probetas de hormigón con armadura de acero inoxidable, denominados comúnmente como “Bartolos”, se realizan ensayos de campo, instalándolos en una playa donde son sometidos a las típicas condiciones ambientales reales de un medio marino.

2 Métodos in-situ para la caracterización de estructuras

Los métodos no destructivos usados para la evaluación in-situ de estructuras de hormigón armado son principalmente tres:

- medición del potencial electroquímico
- cálculo de la resistividad eléctrica
- medición de la velocidad de corrosión

2.1 Potencial electroquímico

La medida del potencial electroquímico es una medida que se puede llevar a cabo de forma rápida y aporta información sobre el riesgo de corrosión de la armadura. También es una forma de evaluar de manera sencilla los sistemas de protección o de reparación [3]. El objetivo de las medidas de potencial es determinar aquellas áreas en las que puede estar produciéndose corrosión.

Para medir el potencial, es necesario establecer una buena conexión eléctrica con la armadura (Figura 1). El otro contacto del voltímetro de alta impedancia es el electrodo de referencia externo en contacto con la superficie del hormigón a través de una esponja mojada que proporcione un buen contacto electrolítico entre ellos.

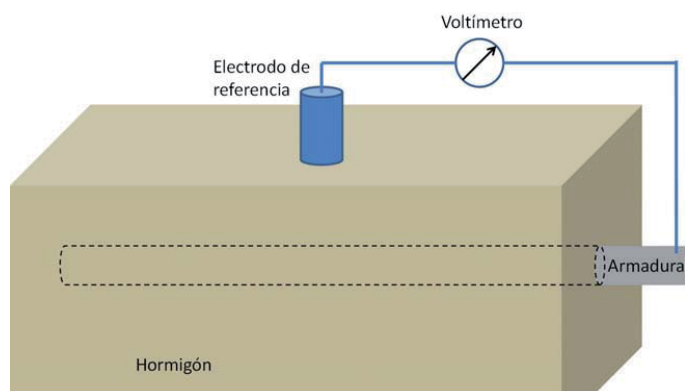


Figura 1 Principio para la medida del potencial de semi-celda: electrodo de referencia, voltímetro de alta impedancia y conexión a la armadura.

Es necesario asegurar la continuidad eléctrica de las barras para lo que se medirá la resistencia entre zonas separadas. Si los valores de resistencia son menores o iguales a $0,3 \Omega$, entonces puede considerarse que existe continuidad. Las medidas de potencial pueden realizarse con un único electrodo o con sistemas de electrodos múltiples que permiten inspeccionar grandes superficies como tableros de puentes o aparcamientos, con rendimientos de $300 \text{ m}^2/\text{h}$.

La interpretación de los valores de potencial ha evolucionado durante los últimos años. De acuerdo a la norma ASTM C 876-87, puede establecerse un umbral de $-350 \text{ mV}_{\text{CSE}}$. Valores menores de potencial sugieren corrosión con una confianza del 95%; si el potencial es mayor de $-200 \text{ mV}_{\text{CSE}}$, existe una probabilidad mayor del 90% de que no se esté produciendo corrosión y para aquellos valores entre -200 y $-350 \text{ mV}_{\text{CSE}}$ el resultado es incierto. Estudios posteriores muestran que la relación entre el estado del hormigón y los valores de potencial no están bien definidos, por lo que estos límites no son generalizables salvo para casos extremos.

2.2 Resistividad eléctrica

La resistividad eléctrica del hormigón es uno de los parámetros del material más influyentes en la intensidad de corrosión. Su medida es cada vez más empleada, junto con el mapeo de potencial, en el seguimiento e inspección de estructuras para determinar la gravedad de los problemas de corrosión que pueden presentarse. La resistividad proporciona información acerca del riesgo de corrosión temprana, porque se ha demostrado que existe una relación lineal entre la intensidad de corrosión y la conductividad electrolítica, esto es, que una baja resistividad está correlacionada con una alta intensidad de corrosión [4]. En la Tabla 1 se muestran los diferentes escenarios de corrosión en función de la resistividad del hormigón.

Tabla 1 Riesgo de corrosión mediante la medida de la resistividad.

$\rho_{\text{hormigón}} [\Omega\text{m}]$	Riesgo de corrosión
<100	Alto
100-500	Moderado
500-1000	Bajo
>1000	Despreciable

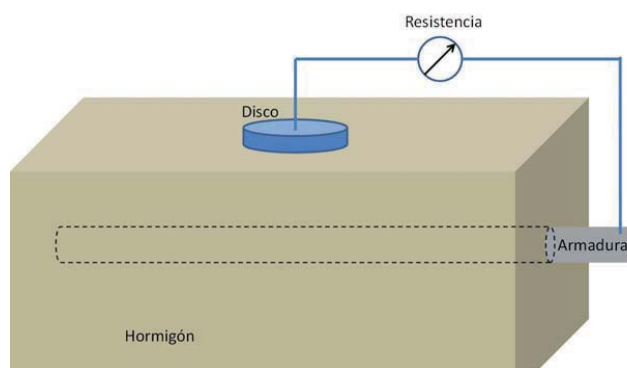


Figura 2 Esquema del método del disco para la medición de la resistividad

Además, la resistividad es un indicador del estado del hormigón y de la durabilidad de la estructura puesto que es posible estimar la difusión de los agresivos y la degradación del hormigón con la resistividad del mismo. El modelo propuesto por C. Andrade [5] se concreta en la siguiente ecuación donde se evalúa la vida útil de la estructura (t_t) en función de la resistividad:

$$t_t = t_i + t_p = \frac{x^2 \rho_{es} \gamma_{Cl,CO_2}}{K_{Cl,CO_2}} + \frac{P_x \cdot \rho_{ef}}{K_{corr}} \quad (1)$$

En cuanto a las técnicas in-situ utilizadas para la medida de la resistividad eléctrica, hay que señalar las ventajas de los métodos in-situ como el método del

disco o el método de las cuatro puntas, propuesto por F. Wenner (1915). El método del disco [6] se basa en los primeros trabajos de J. Newman, que calcula la resistencia del electrolito entre un disco y un electrodo contador situado en el infinito (Figura 2). Un disco que trabaja como un electrodo es colocado en la superficie del hormigón y en contacto con la barra de refuerzo, y se mide la resistencia entre el disco y el refuerzo. Este método tiene la ventaja en comparación con el de Wenner de la utilización de un único y pequeño electrodo para las mediciones.

La medida de la resistividad es muy sencilla aplicando la siguiente ecuación:

$$\rho = 2R\varnothing \quad (2)$$

donde ρ es la resistividad eléctrica del hormigón, R es la resistencia eléctrica del hormigón y $\varnothing$ es el diámetro del disco.

El método de las cuatro puntas o de Wenner [7], descrito en la Norma UNE-83988-2 está basado en la utilización de cuatro electrodos en contacto con la superficie del material, separados entre sí con una distancia a , mediante los cuales se aplica una corriente en los electrodos externos y se mide la diferencia de potencial entre los electrodos internos, como se muestra a continuación (Figura 3).

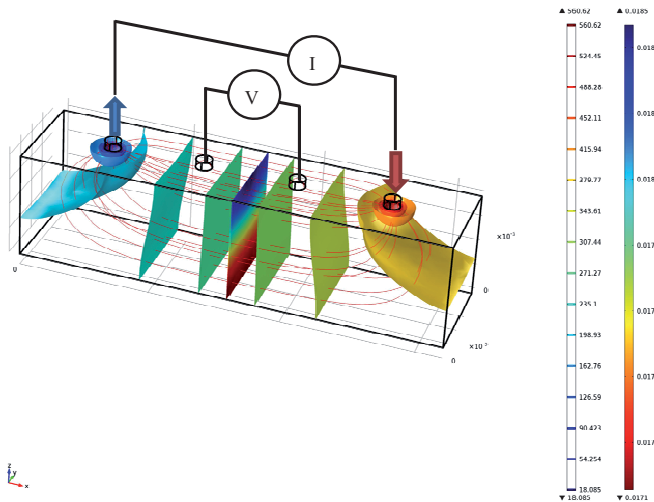


Figura 3 Esquema del método de Wenner para la medición de la resistividad.

La resistividad se obtiene como función del voltaje, intensidad y distancia entre electrodos:

$$\rho = 2\pi a \frac{\Delta v}{I} \quad (3)$$

donde ρ es la resistividad eléctrica del hormigón, a es la distancia entre electrodos, Δv es la diferencia de potencial e I es la intensidad.

2.3 Velocidad de corrosión

La medida de la velocidad de corrosión informa sobre la cantidad de metal que pasa a óxido por unidad de tiempo y de superficie de armadura expuesta al ataque. Hay dos métodos para la evaluación de la cinética de corrosión: el método de corriente continua denominado Resistencia de Polarización y método de corriente alterna a través de los diagramas de impedancia.

Debido a la mayor simplicidad, el método de resistencia de polarización es el más usado. El método de resistencia de polarización se debe a Stern y Geary [8]. En el entorno del potencial de corrosión, los incrementos del potencial e intensidad pueden considerarse lineales, la intensidad de corrosión se puede calcular a partir de la siguiente formula:

$$I_{\text{corr}} = \frac{B}{R_p} \quad (4)$$

La constante B puede variar entre valores de 13 y 52 mV en la mayoría de los sistemas metal-medio. En el hormigón armado se asumen valores de 26 mV para el acero activo y de 52 mV para el acero pasivo. Los primeros autores que la aplicaron al hormigón [9] encontraron una relación cuantitativa aceptable entre las estimaciones electroquímicas deducidas de la ecuación (4) y las pérdidas de peso de los aceros obtenidas por vía gravimétrica.

A partir de la intensidad de corrosión se puede determinar la pérdida de peso experimentada por el metal a partir de la ley de Faraday. El paso de un Faraday (96500 coulombios) da a lugar a la disolución o depósito de un equivalente gramo de sustancia:

$$\frac{I \cdot t}{96500} = \frac{g}{P_a \cdot n} \quad (5)$$

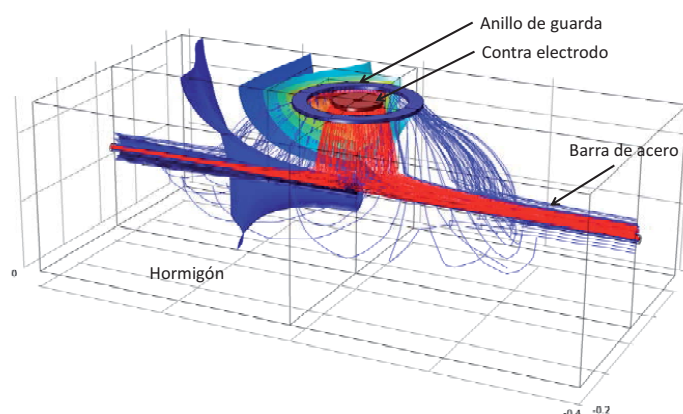
Donde I es la intensidad de corriente en amperios, t es el tiempo en segundos, g son los gramos de sustancia disuelta o depositada, P_a es el peso atómico del metal y n es el número de electrones. De esta forma se puede obtener que $1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ equivale a $11,6 \mu\text{m}/\text{año}$, donde la primera se denomina I_{corr} y la segunda v_{corr} .

En las medidas que se efectúan in-situ, además del electrodo auxiliar estándar, se utiliza un segundo electrodo que en forma de anillo rodea al anterior (anillo de guarda). Este anillo de guarda crea un campo de sentido contrario al producido por el electrodo auxiliar central con el fin de confinar la corriente aplicada por éste en un área predeterminada, y por tanto conocida [10-11] En la Figura 4 se muestra la distribución de las superficies equipotenciales y las líneas de corriente durante la medida con el equipo GECOR08 con confinamiento modulado de la corriente comercializado por la empresa Ingeniería de Seguridad y Durabilidad (ISD).

En la Tabla 2 se muestran los diferentes niveles de corrosión que se pueden obtener en función de la situación de la estructura. Se ha tomado como una velocidad de corrosión elevada cuando se pierden más de $10 \mu\text{m}/\text{año}$ y se considera que no existe corrosión cuando se obtienen valores inferiores a $1 \mu\text{m}/\text{año}$.

Tabla 2 Clasificación en niveles de las velocidades de corrosión que se miden in situ y en el laboratorio.

Velocidad de corrosión		Nivel de Corrosión
[$\mu\text{A}/\text{cm}^2$]	[$\mu\text{m}/\text{año}$]	
< 0,1	< 1	Despreciable
0,1 – 0,5	1 – 5	Bajo
0,5 - 1	5 – 10	Moderado
> 1	> 10	Alto

**Figura 4** Simulación de las superficies equipotenciales y líneas de corriente.

3 Selección de materiales

Se seleccionan cinco tipos de aceros inoxidables corrugados, que reflejan el rango de posibilidades y novedad en el sector de la construcción. Los más usados son los austeníticos EN 1.4307 (AISI 304L) y EN 1.4404 (AISI 316L), que se van a estudiar como referencia, y de reciente introducción los dúplex EN 1.4462 (AISI 2205), EN 1.4362 (AISI 2304) y EN 1.4482 (AISI 2001). Las barras corrugadas tienen una longitud de 160 cm y un diámetro de 12 mm.

4 Fabricación de la probeta de hormigón con armadura de acero inoxidable, “Bartolo”

4.1 Montaje de la estructura

Para las medidas electroquímicas, las barras se conectan eléctricamente mediante unos cables resistentes en agua de mar, con IP 65, en cuyo extremo se localiza una conexión macho para evitar que los pines se encuentren exteriores y un tapón especialmente diseñado para aislar la conexión del agua del mar. De este modo, se impide la entrada de los cloruros en la armadura a partir del cable. Estos cables se sueldan a los extremos de cada una de barras de acero inoxidables.

Posteriormente se cubre la zona de la soldadura y un poco más de cada extremo, con una resina epoxi que cumple doble función: proteger el cable del agua de mar, y consecuente entrada de cloruros, y proporcionarle consistencia a la soldadura. Por último, cada una de estas uniones se encinta con cinta aislante desde el cable hasta la barra de acero inoxidable (Figura 5).

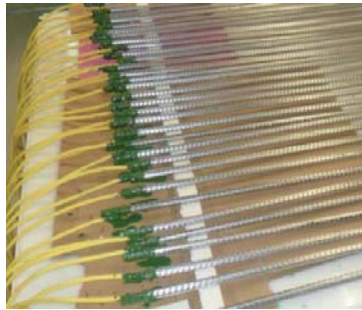


Figura 5 Barras de acero inoxidable con las conexiones eléctricas.

Se diseñan dos probetas de hormigón de gran tamaño con base cuadrada de $50 \times 50 \text{ cm}^2$ y una altura de 200 cm. Dentro de cada bloque de hormigón, denominado “Bartolo”, se introducen, además de una armadura de acero al carbono para soportar el peso propio, barras de 160 cm de longitud de los distintos aceros inoxidables austeníticos y dúplex. La disposición de las barras de acero inoxidable se observa en la Figura 6. Estas probetas se han denominado “Bartolo 1.a” y “Bartolo 1.b”.

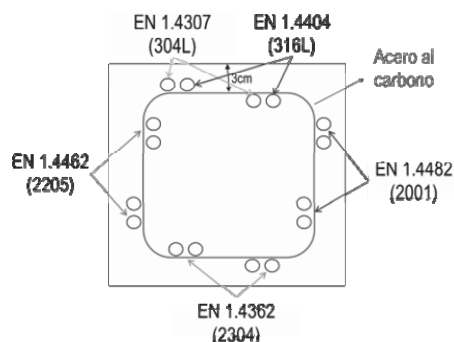


Figura 6 Distribución de las barras de acero inoxidable dentro del Bartolo.

Las barras de acero inoxidable se colocan en la armadura de acero al carbono mediante bridas y se aíslan eléctricamente colocando tubos aislantes justo en las zonas donde la armadura de acero al carbono toca con las barras de acero inoxidable (Figura 7).



Figura 7 Aislamiento de las barras de acero inoxidable.

4.2 Hormigonado del Bartolo

Una vez montada las estructuras con las barras de inoxidable, se introduce todo el conjunto dentro de los moldes que van a ser rellenos con hormigón y se sacan los cables fuera del molde (Figura 8) para poder realizar un seguimiento de la corrosión mediante medidas electroquímicas de las barras de acero inoxidable situadas dentro del hormigón y a su vez éste introducido en agua de mar.



Figura 8 Colocación de la estructura en el molde.

Se utiliza un cemento CEM I 42,5R/SR, fabricado y hormigonado en las plantas que Cementos Portland Valderrivas tiene situadas en Sevilla, cuyas características y composición del hormigón que lo constituye se adjunta en la Tabla 3.

Una vez colocadas las armaduras correctamente se lleva a cabo el hormigonado y se espera 28 días hasta que fragüen los Bartolos para poder ser desmoldados (Figura 9).

Tabla 3 Dosificación de los componentes.

DOSIFICACIÓN REAL (para una amasada de 1 m ³)							
Cemento [kg]	Agua [kg]	Arena [kg]	Grava ₁ [kg]	Grava ₂ [kg]	Aditivo [%]	Adición [kg]	a/c
350	153	856	440	592	1,5	-	0,44
ENSAYOS DE HORMIGÓN FRESCO							
Cono [cm]	Densidad [kg/m ³]		A.O. [%]	T _{AMBIENTE} [°C]		T _{HORMIGÓN} [°C]	
16	2361		3,2	14,0		17,6	



Figura 9 Hormigonado y fraguado de los Bartolos.

4.3 Colocación de los Bartolos para el inicio del ensayo

Después de 28 días de curado, los dos Bartolos de similares características se trasladan a la playa perteneciente al muelle de la Turba, en el Polígono Industrial Nuevo Puerto, en Palos de la Frontera (Huelva), donde se emplazan en la zona de carrera de mareas, enterrados a un metro de profundidad (Figura 10).



Figura 10 Colocación de los Bartolos en la playa de Huelva

En el instante de colocar los Bartolos en la orilla del mar, se realizan las primeras medidas electroquímicas, justo antes de que sean sumergidos por la subida de la marea.

Para realizar las medidas electroquímicas se utiliza el equipo GECOR08. Se han empleado dos tipos de sensores: el sensor A mide velocidades de corrosión en estructuras aéreas mediante la técnica de confinamiento modulado, y el sensor B permite hacer un mapeo de la resistividad y el potencial (Figura 11).

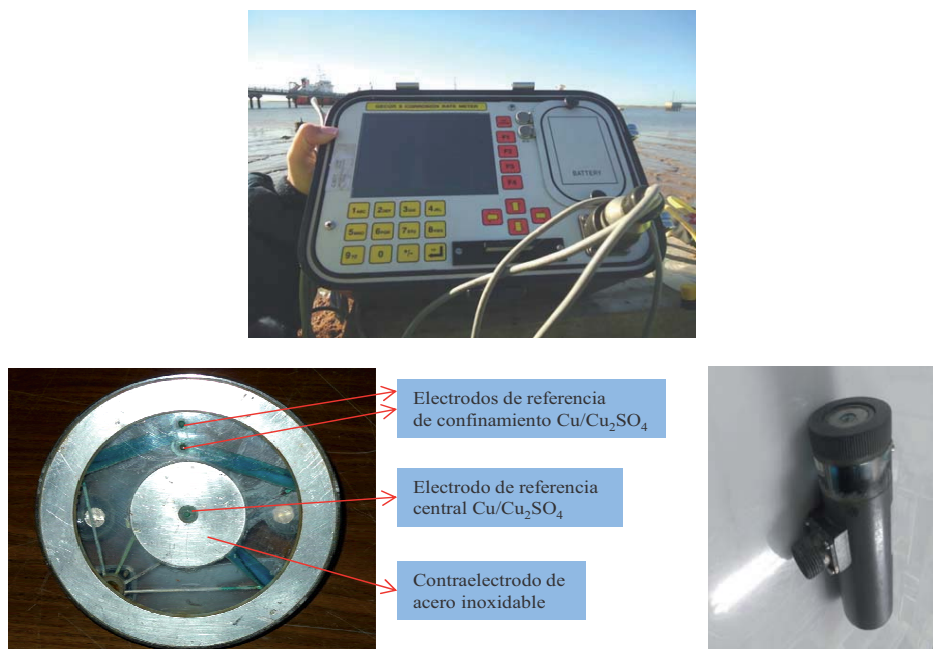


Figura 11 Equipo GECOR08, sensor A de velocidad de corrosión y sensor B de potencial y resistividad.

5 Resultados

Los resultados que se muestran a continuación se corresponden con la colocación de los Bartolos en la orilla del mar, coincidiendo con la marea más baja. En este momento se realizan las primeras medidas electroquímicas con el equipo GECOR08. Se obtienen potencial de corrosión (E_{corr}), resistencia y velocidad de corrosión (i_{corr}). Sólo se mide el Bartolo 1.a como referencia de partida de ambos Bartolos con aceros inoxidables embebidos en su interior. A continuación se muestra en la Tabla 4 las correspondientes medidas.

Después de tres meses de exposición, se realiza un mapeo con el sensor B en una de las caras del Bartolo 1.a (Tabla 5) y posteriormente, se realizan medidas de potencial, resistencia y velocidad de corrosión en ambos Bartolos con el sensor A (Tablas 6 y 7).

En todos los casos, si se toma como referencia la armadura de acero al carbono, durante el periodo de exposición de los Bartolos en un ambiente de carrera de mareas, se puede observar que la velocidad de corrosión de todos los aceros inoxidables es inferior a la del acero al carbono.

Tabla 4 Medidas in-situ con el GECOR08 de potencial, resistencia y velocidad de corrosión del Bartolo 1.a, recién colocado en la orilla del mar.

Numeración	Calidad	E_{corr} [mV]	Resistencia [kΩ]	i_{corr} [μA/cm ²]
1	2304	-274,28	1,71	0,088
2	2304	-324,85	2,56	0,092
3	2304	-270,83	2,92	0,079
4	2304	-303,29	2,74	0,080
5	2205	-204,59	6,10	0,060
6	2205	-184,64	4,31	0,062
7	2205	-193,85	3,28	0,076
8	2205	-153,40	4,46	0,088
9	316	-230,82	1,76	0,079
10	304	-129,00	8,52	0,054
11	316	-163,96	5,08	0,060
12	304	-118,35	6,66	0,055
13	2001	-113,72	1,17	0,112
14	2001	-133,44	4,52	0,067
15	2001	-131,88	4,42	0,058
16	2001	-167,22	1,98	0,107

Tabla 5 Mapeo de potencial y resistividad del Bartolo 1.a.

nº de medida	Potencial [mV]	Resistividad [kΩ·cm]
1	-652,39	3,89
2	-663,01	4,19
3	-661,64	4,35
4	-667,73	4,45
5	-662,11	5,14
6	-663,68	3,75
7	-668,82	4,01
8	-673,41	4,50
9	-666,28	3,68
10	-694,74	3,47
11	-694,79	3,91
12	-698,22	3,48

Tabla 6 Medidas in-situ con el GECOR08 de potencial, resistencia y velocidad de corrosión del Bartolo 1.a, a los tres meses de exposición.

Numeración	Calidad	E_{corr} [mV]	Resistencia [kΩ]	i_{corr} [μA/cm ²]
1	2304	-681	1,370	0,68
2	2304	-632	0,760	0,19
3	2304	-639	0,625	0,70
4	2304	-610	1,105	0,48
5	2205	-585	1,180	0,50
6	2205	-602	1,590	0,24
7	2205	-542	0,720	0,18
8	2205	-507	0,860	0,47
9	316	-551	0,925	1,01
10	304	-534	0,985	0,68
11	316	-560	0,870	0,94
12	304	-411	0,895	0,59
13	2001	-486	1,010	0,45
14	2001	-483	0,820	0,45
15	2001	-485	0,905	0,34
16	2001	-601	0,790	0,36
Armadura	Acero al carbono	-380	0,865	2,58

Tabla 7 Medidas in-situ con el GECOR08 de potencial, resistencia y velocidad de corrosión del Bartolo 1.b, a los tres meses de exposición.

Numeración	Calidad	E_{corr} [mV]	Resistencia [kΩ]	i_{corr} [μA/cm ²]
1	2304	-590	0,575	0,39
2	2304	-672	2,090	1,01
3	2304	-562	0,505	0,38
4	2304	-562	0,650	0,37
5	2205	-637	1,245	0,36
6	2205	-423	1,045	0,12
7	2205	-671	0,950	0,74
8	2205	-532	0,930	0,24
9	316	-535	0,975	0,21
10	304	-471	0,995	0,21
11	316	-484	0,795	0,23
12	304	-486	0,765	0,24
13	2001	-532	0,905	0,24
14	2001	-523	0,870	0,21
15	2001	-545	1,740	0,20
16	2001	-522	0,700	0,25
Armadura	Acero al carbono	-662	0,850	3,80

6 Conclusiones

En este capítulo se muestra un método para estudiar el comportamiento frente a la corrosión de las armaduras de acero inoxidable en estructuras que se encuentran en ambientes agresivos.

Los resultados obtenidos muestran el buen comportamiento de estos aceros en estructuras de grandes dimensiones expuestas al agua de mar. El estudio a largo plazo nos informará del comportamiento real de los aceros inoxidables y nos dará una visión más precisa para la adecuada selección de materiales en entornos marinos.

Referencias

- [1] Andrade, C. y Martínez, I., "Use of indices to assess the performance of existing and repaired concrete structures", *Construction and Building Materials* 23 (9), (2009) 3012-3019.
- [2] Tuutti, K., "Service life of structures with regard to corrosion of embedded steel", *Journal of the American Concrete Institute* 77 (5), (1980) 380-381.
- [3] Elsener, B., et al., "Hall-cell potential measurements—Potential mapping on reinforced concrete structures", *Materials and Structures* 36 (7), (2003) 461-471.
- [4] Polder, R., et al., "Test methods for on site measurement of resistivity of concrete", *Materials and Structures* 33 (10), (2000) 603-611.
- [5] Andrade, C. y d'Andrea, R., *Electrical resistivity as microstructural parameter for the calculation of reinforcement service life*, in W. Sun, et al. (eds.), *Microstructure Related Durability of Cementitious Composites*, Vols 1 and 2, Rilem Proceedings, 61; Bagneux: RILEM Publications (2008) 1483-1490.
- [6] Feliu, S., et al., "A new method for in-situ measurement of electrical resistivity of reinforced concrete", *Materials and Structures* 29 (190), (1996) 362-365.
- [7] Wenner, F., "A method for measuring earth resistivity", *Journal of the Franklin Institute* 180 (3), (1915) 373-375.
- [8] Feliu, V., et al., "Equivalent circuit for modelling the steel-concrete interface. II. Complications in applying the Stern-Geary equation to corrosion rate determinations", *Corrosion Science* 40 (6), (1998) 995-1006.
- [9] Andrade, C. y González, J. A., "Quantitative measurements of corrosion rate of reinforcing steels embedded in concrete using polarization resistance measurements", *Materials and Corrosion* 29 (8), (1978) 515-519.
- [10] Andrade, C. y Alonso, C., "Test methods for on-site corrosion rate measurement of steel reinforcement in concrete by means of the polarization resistance method", *Materials and Structures* 37 (9), (2004) 623-643.
- [11] Andrade, C., et al., "On-site corrosion rate measurements: 3D simulation and representative values", *Materials and Corrosion* 63 (12), (2012) 1154-1164.

CAPÍTULO 9

Aceros inoxidables de alta resistencia mecánica para estructuras pretensadas

M.C. Alonso y M. Sánchez

Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja
C/ Serrano Galvache 4, 28033 Madrid
mcalonso@ietcc.csic.es / mercesanc@ietcc.csic.es

Resumen

En la Acción Europea Cost 534 [1] se puso de manifiesto la necesidad de identificar medidas correctoras para las estructuras pretensadas, entre las que se contempla como método prometedor el uso de aceros inoxidables de alta resistencia (AIAR). Esta tipología de aceros inoxidables busca lograr largas vidas en servicio en ambientes de especial agresividad con riesgo de corrosión.

El capítulo contempla los distintos requisitos mecánicos y de durabilidad de los AIAR para lograr cumplir las prestaciones exigidas a los aceros para estructuras pretensadas, tanto desde los aspectos microestructurales derivados del proceso de trefilado al que se ven sometidos para aumentar sus prestaciones mecánicas, como su comportamiento mecánico, relajación, o tolerancia al daño. También se recoge el estado del conocimiento para identificar la capacidad protectora frente a la corrosión de distintos tipos de AIAR, tanto austeníticos como dúplex. Se analizan las limitaciones prácticas para determinar parámetros tecnológicos como la concentración crítica de cloruros (CCC) para iniciar una corrosión localizada o la respuesta en cuanto a riesgo de fragilización (CBT o FH) al tener que trabajar bajo condiciones de elevada carga mecánica en servicio.

1 Estructuras de hormigón pretensado y riesgo de corrosión

El hormigón, como material poroso que es, incorpora en su estructura una fase acuosa que está en equilibrio químico con las fases sólidas resultantes de los procesos de hidratación del cemento. La composición de dicha fase acuosa va a depender del tipo y contenido en cemento empleado en la fabricación del hormigón. Lo más característico de esta fase acuosa es su elevado carácter alcalino, que puede alcanzar en cementos tipo portland convencionales valores de pH entre 12,6 (para fases acuosas de cementos ricos en Ca(OH)_2 y bajas en álcalis) hasta valores de pH=13,5 para cementos Portland con alto contenido en álcalis (NaOH y KOH).

Cuando al hormigón se le incorpora una armadura de acero para mejorar sus prestaciones mecánicas a tracción es cuando el carácter alcalino del hormigón adquiere una especial relevancia. La elevada alcalinidad de la fase acuosa de los poros al entrar en contacto con la armadura de acero favorece la formación de una película pasiva sobre la misma, protegiéndola del medio ambiente y agresivos de la atmósfera que pueden penetrar a través de los poros del hormigón a lo largo de su vida en servicio. Debido a esta estructura porosa, agresivos como los cloruros previamente disueltos en la fase acuosa de los poros y/o el CO_2 atmosférico que neutralizan el recubrimiento alcalino de hormigón, penetran alcanzando el nivel de la armadura, lo que produce la desestabilización de la película pasiva que termina con el inicio de un proceso de corrosión y su posterior propagación, con la consiguiente pérdida de las propiedades durables del conjunto de la estructura.

El hormigón pretensado se puede clasificar, en una primera aproximación, como un tipo particular de hormigón armado en el que el acero empleado para trabajar solidariamente con el hormigón debe poseer unas prestaciones mecánicas determinadas, ya que en servicio debe soportar elevadas cargas mecánicas a tracción. En las estructuras de hormigón pretensado, las elevadas exigencias mecánicas sobre la armadura precisan del empleo de aceros con alto límite elástico capaces de soportar cargas a tracción entorno a $\sigma_{\max} \approx 1700 \text{ MPa}$ y deben trabajar en servicio bajo cargas mecánicas de tracción del 70-80% de su carga de rotura. El proceso mecánico para lograr en el acero estas elevadas exigencias mecánicas se consigue a partir de emplear aceros de composición eutécticoide con microestructura perlítica [2] que se someten a un endurecimiento mediante un proceso de trefilado en frío.

Este tipo de estructuras de hormigón pretensado pueden lograr su función de hacer que el hormigón se encuentre comprimido, bien poniendo al acero de alta resistencia (barra o tendón) en contacto directo con el hormigón, recibiendo el nombre genérico de estructuras pretensadas, al estar sometido el acero a tensión cuando entra en contacto con el hormigón, o bien por incorporar las barras de acero de alta resistencia (tendón) dentro de una vaina o conducto que se somete a tensión cuando el hormigón ha alcanzado una cierta resistencia mecánica, este tipo de estructuras recibe el nombre de hormigón postensado. El proceso de postensado termina con el sellado de la vaina mediante un relleno que puede estar constituido por una lechada de cemento [3]. En ambas tipologías de pretensado, el acero se encontraría en contacto con el medio alcalino característico de este tipo de hormigones, y por tanto el medio alcalino del hormigón protegería al acero pasivándole, como ocurre con el acero para armaduras pasivas.

Las estructuras de hormigón pretensado se han utilizado en todo el mundo durante muchos años (unos 70) aportando importantes ventajas y retos a las estructuras de hormigón convencional. El hormigón pretensado normalmente se aplica en construcciones de grandes luces como, puentes, aparcamientos multialtura, túneles, edificaciones singulares, etc. Aunque se han logrado avances significativos en proyecto y diseño de las estructuras pretensadas y han manifestado una respuesta aceptable respecto al riesgo de sufrir problemas de durabilidad a lo largo de su vida en servicio, algunos daños asociados a fallos inesperados por fenómenos de corrosión aparecidos a edades tempranas en determinadas tipologías de estructuras pretensadas, junto con la elevada vida en servicio de muchas de

ellas, han puesto de manifiesto la necesidad de identificar el origen y riesgo de estos daños y la búsqueda de medidas correctoras para minimizarlos [1].

Entre los problemas de corrosión asociados a este tipo de estructuras está no solo el riesgo de corrosión como consecuencia de la llegada del agresivo a nivel de la barra o del tendón, una vez atravesada la barrera de hormigón o de la lechada, de forma similar a como ocurre con el hormigón armado, sino también el hecho de que al estar sometidas en servicio a una carga mecánica elevada, los ataques de corrosión locales se solapan a procesos de fragilización del acero inducidos por el ambiente, como la fragilización por hidrógeno (FH) y la corrosión bajo tensión (CBT) o la combinación de ambos [4]. Algunos de estos fenómenos se han visto más favorecidos dependiendo de la composición y microestructura del acero de alta resistencia empleado [4-6], lo que ha llevado a que algunas estructuras pretensadas sean incluso más sensibles al proceso de corrosión.

Los costes de mantenimiento y reparación asociados a este tipo de construcciones son muy altos [7], lo que junto con los daños aparecidos por problemas de corrosión de uno u otro tipo en las estructuras pretensadas está favoreciendo el desarrollo de nuevos materiales para pretensado con el fin de aumentar la vida en servicio de las estructuras de hormigón pretensadas, como se ha puesto de manifiesto en [1]. Entre los tipos de protección propuestos destaca el empleo de aceros inoxidables de alta resistencia (AIAR).

2 Aceros inoxidables de alta resistencia

Los AIAR son un tipo de aceros inoxidables con propiedades mecánicas específicas para permitir su uso como refuerzos de pretensado. Este tipo de aceros de alta resistencia se producen también mediante un proceso de deformación en frío (trefilado) que mejora el límite elástico y la tensión a rotura de los aceros inoxidables convencionales.

El uso de cables de acero inoxidable de alta resistencia mecánica puede ahorrar en el costo de mantenimiento de este tipo de estructuras con vista a largas vidas en servicio. En análisis coste-beneficio utilizando acero inoxidable en ambientes extremadamente corrosivos (por ejemplo, en puentes, aparcamientos de varios pisos debido al empleo de sales de deshielo o ambientes marinos) se evaluó resultando el empleo de AIAR una solución inteligente para alargar la vida útil de las estructuras pretensadas [8,9].

Los cables de acero inoxidable de alta resistencia se han empleado en puentes, pasarelas y torres expuestas directamente a la atmósfera [10-14], como se aprecia en la Figura 1. La experiencia práctica con los AIAR se ha centrado en aplicaciones que no requieren superar los $\sigma_{\max} \cong 1400$ MPa, trabajando en servicio al 40% de su carga de rotura. Las exigencias en servicio para este tipo de aplicación de los AIAR hacen que la experiencia no sea directamente aplicable a las circunstancias en las que los AIAR se utilicen para estructuras de hormigón pretensado y que se estén centrando esfuerzos concretos para viabilizar este tipo de AIAR para estructuras con las exigencias del hormigón pretensado [10-14].

Del mismo modo que en el caso de los aceros de pretensado convencionales la resistencia máxima a la tracción de los AIAR también aumenta con el aumento del grado de estirado en frío [14], el valor de elongación característico cae a pesar de permanecer en un nivel lo suficientemente alto [10].



Figura 1. Aplicación de cordones AIAR externos expuestos a la atmósfera: Pasarela Max-Eith-Stern , Stuttgart, Alemania (izda.) y detalle de tendón (dcha.).

2.1 Influencia del trefilado en las prestaciones mecánicas de los AIAR

Como se ha comentado, el proceso de trefilado de los aceros inoxidables busca aumentar el límite elástico y la resistencia a tracción del acero que, para el caso de poder ser empleados en estructuras pretensadas, requiere que se alcancen unos valores mínimos, para soportar las condiciones de servicio comentadas.

El módulo elástico de cables de acero inoxidable es más bajo (140 kN/mm^2) que el del acero convencional (210 kN/mm^2). Este hecho tiene una influencia positiva para la aplicación de AIAR en estructuras de hormigón pretensado debido a que se reduce la pérdida de tensión de pretensado por fenómenos de fluencia, la pérdida de retracción y de relajación [15,16].

El comportamiento a relajación de los alambres de AIAR se ha investigado mediante ensayos de relajación bajo carga ($R = 0,7R_m$) durante 1.000 h a la temperatura de 25°C . La Figura 2 muestra que el comportamiento de relajación de los aceros inoxidables estirados en frío es similar al del acero al carbono de pretensado trefilado convencional. Una relajación muy baja ($<2,5\%$) se puede lograr mediante el tratamiento de estabilización durante o después del estirado en frío [15,16].

Un aspecto importante como la tolerancia al daño en los AIAR, ha sido abordado por [17] concluyendo, para un alambre de acero dúplex tipo 1.4462, que el proceso de estirado en frío dota a este tipo de acero inoxidable de una resistencia a la tracción comparable a la del acero de pretensado, y que la tolerancia al daño en probetas prefisuradas es superior a la de los aceros eutectiodes de pretensado

convencionales. También encontraron que esta mayor tolerancia al daño ocurre a pesar de que la deformación uniforme máxima se corresponde con la de un material de baja ductilidad. La fractura final es de tipo anisotrópico y es consistente con la microestructura marcadamente orientada en la dirección del trefilado del acero. No se producen fallos catastróficos del acero prefisurado, el crecimiento de la fisura se desarrolla mediante procesos de extensión desviada y parada y el fallo final ocurre mediante procesos de inestabilidad plástica que rompe con fractura dúctil por sobrecarga. Por lo tanto la anisotropía inducida al acero inoxidable por el trefilado es determinante para la mayor tolerancia al daño encontrada en el AIAR tipo 14462.

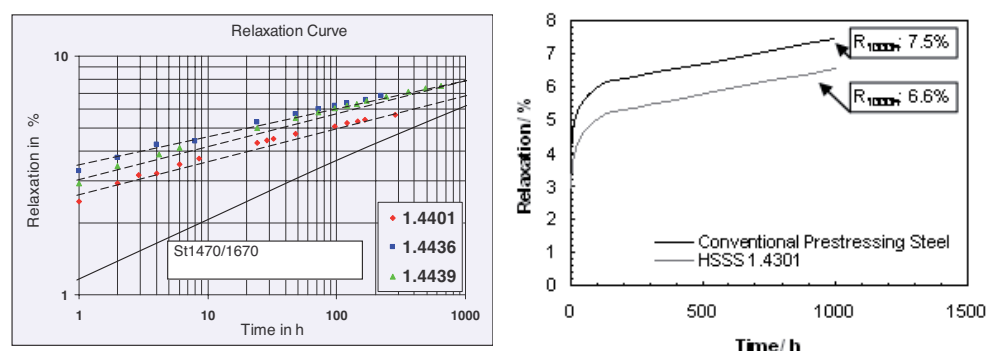


Figura 2 Izda: Curvas de relajación en cables y alambres de AIAR tipo austeníticos. Dcha: Comparación con acero trefilado de pretensado [15,16].

2.2 Influencia del trefilado en la microestructura de los AIAR

El proceso de trefilado induce cambios en la microestructura de los aceros inoxidables. Estos cambios van a depender básicamente de la composición y microestructura inicial, como se recoge para distintos tipos de AIAR en [18-21].

Los aceros tipo austeníticos inicialmente presentan el típico grano austenítico, pero el trefilado va a inducir cambios dependiendo de su composición. Así, algunos aceros que poseen austenita inestable, pueden sufrir transformaciones a martensita durante el proceso del trefilado, como se aprecia en la Figura 3 izda., de forma más o menos masiva dependiendo del tipo y composición del acero y del grado de trefilado, cuyas placas se distribuyen en el seno de los granos austeníticos deformados por el trefilado [22]. La transformación martensítica tiene lugar debido a la elevada compresión que sufre la barra durante el trefilado por la que las estructuras austeníticas inestables de la red de hierro del acero, inicialmente centrada en las caras, se reorganizan dando una estructura martensítica de cristal tetragonal centrado en el cuerpo. Este desarrollo de martensita aumenta la dureza y la resistencia a la tracción del acero inoxidable [23]. Cuando no se produce este tipo de transformación durante el trefilado, la microestructura austenítica se mantiene con menor tamaño de grano, en cuyo seno se distribuyen las placas de martensita. Hay determinados elementos de aleación que se consideran estabilizadores de la

austenita como Ni, Mn y Mo [23], cuya incorporación en la proporción adecuada es fundamental cuando se emplean aceros tipo austeníticos para producir AIAR.

En el caso de los aceros inoxidables tipo dúplex, con los característicos granos de austenita dentro de la matriz de ferrita, tras el proceso de trefilado se produce un refinamiento de la microestructura y una orientación de la deformación de los granos en la dirección del trefilado, similar a como se muestra en la Figura 3 dcha. [22]. Sin embargo, la aparición de fases martensíticas es menos probable.

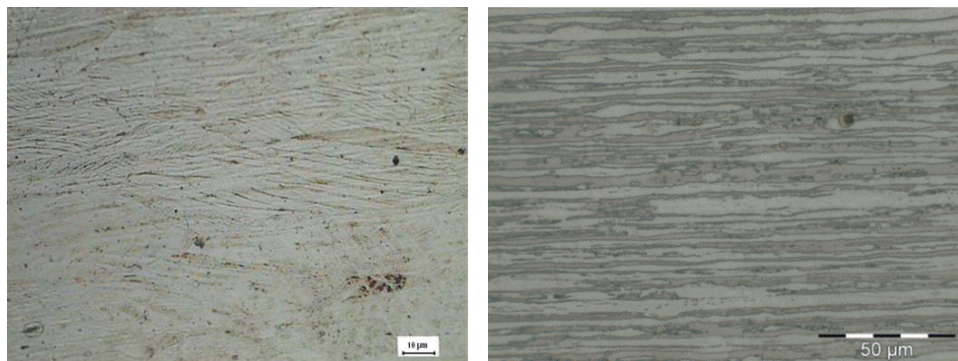


Figura 3 Izda: Microestructura longitudinal de un AIAR tipo austenítico con transformación martensítica tras el trefilado. Dcha: Microestructura longitudinal de un AIAR tipo dúplex trefilado [22].

3 Capacidad de pasivación de los AIAR en medios alcalinos

Si el acero inoxidable ha de trabajar en contacto con el medio alcalino del hormigón, la capacidad de pasivación se hace especialmente relevante para poder identificar la protección aportada por un determinado tipo de acero inoxidable a lo largo de su vida en servicio. Por lo tanto, es un aspecto fundamental evaluar esta capacidad de pasivación para poder contribuir a cuantificar la extensión de la vida útil aportada por los AIAR frente a riesgos de corrosión en ambientes agresivos de servicio.

La pasivación del acero inoxidable en medio alcalino es un fenómeno complejo que depende de múltiples factores como la composición de la aleación, el ambiente (temperatura, humedad y alcalinidad del material de base cemento empleado) y de las condiciones de generación de la capa pasiva. Las propiedades de esta capa pasiva se han estudiado en diferentes condiciones, bien crecidas de forma acelerada y controlada o de forma natural. En el caso de los AIAR son muy escasos los estudios realizados, únicamente destacan los abordados por [19,21,24].

Los procesos de pasivación de los AIAR se pueden estudiar desde distintas perspectivas. A través de la identificación de los procesos redox que tienen lugar durante una pasivación inducida, que van a depender del tipo de aleación y del pH

del medio, como se refleja en la Figura 4 izda. [24], lo primero y más relevante que se observa es que los AIAR desarrollan un proceso de pasivación en el medio alcalino del hormigón, de forma similar a como lo hace el acero de pretensado [19], pero las características electroquímicas y composición de esta capa son diferentes y van a depender de diferentes factores. El incremento de la alcalinidad del medio induce mayores corrientes en la región de potenciales donde intervienen los elementos de la aleación, como el Cr, asociados con la facilidad de oxidación del Cr^{III} a Cr^{VI} [21,24]. Si se acepta una estructura de la capa pasiva tipo espinela, la disminución en contenido en Cr^{III} puede verse compensada por la incorporación de Ni a la capa, haciéndola más conductora. Igualmente el contenido en Mo de los AIAR afecta a las propiedades de la capa, de forma que al aumentar el pH puede estar más favorecida la incorporación del Mo a la capa pasiva, que finalmente influirá en la capacidad de protección de un determinado tipo de AIAR.

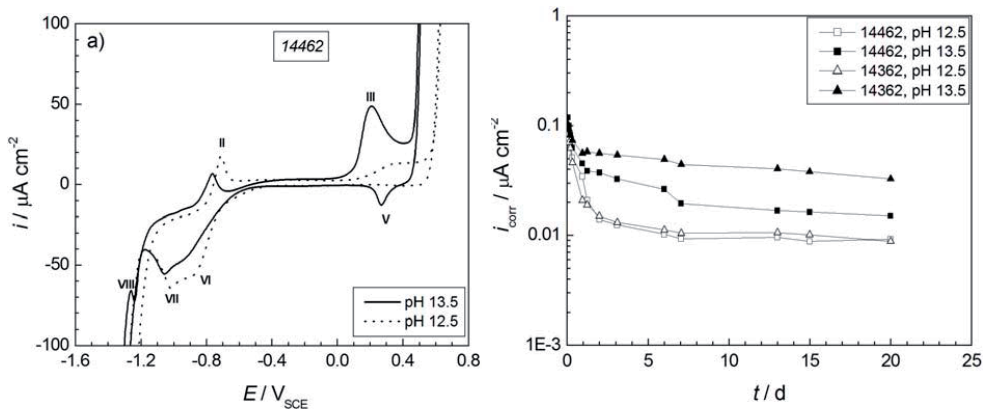


Figura 4 Izda: Procesos redox por formación inducida de capa pasiva en AIAR dúplex con Mo a pH 13,5. Dcha: Corriente de corrosión en la generación espontánea de capa pasiva, influencia del tipo de AIAR y del pH del medio [24].

Es importante resaltar aquí que, en condiciones reales, la pasivación de los AIAR embebidos en hormigón tiene lugar de forma espontánea, como consecuencia del contacto del acero con el medio alcalino del hormigón. En este caso, el descenso del pH en la interface con la capa pasiva favorece la formación de capas más estables, como se deduce de la Figura 4 dcha. [24]. El descenso de la densidad de corriente de la capa pasiva sugiere la formación de una capa pasiva más estable cuando se expone a medios alcalinos, que evoluciona con el tiempo. Las mejoras en la resistencia a la corrosión con el envejecimiento natural en los medios alcalinos, como sería el caso de los hormigones, pueden atribuirse a cambios en el espesor y en la composición de la capa pasiva, asociados también a los distintos pH posibles que dependerán del tipo y contenido en cemento empleado. La estabilización de la capa pasiva a niveles de oxidación más estables esta favorecida tanto por la presencia de Mo como por el envejecimiento. En medios más alcalinos, equivalente al empleo de cementos tipo Portland más alcalinos, la

capa pasiva se enriquece en óxidos más reactivos [24], que sin embargo puede llegar a ser más protectores, como se pone de manifiesto en presencia de cloruros.

Por otro lado, cambios en la temperatura del medio inducen también cambios en la capa pasiva formada, de modo que incrementos de temperatura conducen a un aumento de la conductividad eléctrica de la capa pasiva, con mayores densidades de corriente medidas, indicando su influencia en la pasivación espontánea del AIAR [19]. El aumento de la densidad de corriente detectado confirma la mayor conductividad de la capa pasiva formada a 50°C, por lo que cabría suponer que la capa pasiva que se forma podría ser diferente.

4 Corrosión de AIAR en medios alcalinos con cloruros

Dado que la capa pasiva generada en los AIAR en medio alcalino no es única, sino que tiene una estructura y composición variable, su capacidad de protección frente a la acción de los cloruros también debe ser variable y llevará a que distintos tipos de AIAR puedan soportar distintos contenidos en cloruro, representando la determinación de este parámetro un aspecto crítico a la hora de poder cuantificar la vida útil de un AIAR con vías a ser empleado en estructuras pretensadas. Así pues, el desarrollo y empleo de ensayos, lo más realistas posible, es crítico para definir las condiciones de empleo óptimo para este tipo de aceros.

Las primeras investigaciones para evaluar el comportamiento frente a la corrosión de los AIAR en hormigón en ambientes con cloruros se llevaron a cabo sobre aceros inoxidable de tipo austenítico [10-16,18-20,25-29]. A pesar de que los resultados obtenidos han mostrado una elevada resistencia a la corrosión, incluso en condiciones ambientales de elevada agresividad, se ha observado que cuando existe una transformación en la microestructura austenítica a martensita, asociada al proceso de trefilado, la susceptibilidad a la corrosión de estos AIAR está afectada y aumenta también el riesgo de fragilización por hidrógeno, como se verá más adelante.

Los resultados más relevantes en AIAR de tipo austenítico indican que las picaduras que se generan en medios alcalinos [18-20] y en hormigón alcalino, fisurado o no, se producen a potenciales de picadura más catódicos al disminuir el contenido en elementos aleantes como el Ni y Mo y al aumentar el contenido en cloruro [10], como se deduce de la Figura 5.

Nürnberg y Wu [11] observaron una reducción del potencial picadura en el caso de AIAR tipo 304 austenítico en comparación con las armaduras 304 convencionales, especialmente con cloruros en hormigón carbonatado o no, que asociaron a la microestructura austenítica inestable y a la formación de martensita. Para el hormigón carbonatado, cuando sinérgicamente se solapan contenidos en cloruro a nivel de la armadura, el potencial de picadura aparece a valores más catódicos, demostrando así su menor capacidad para resistir la acción de los cloruros, lo que indica un mayor riesgo de corrosión por picadura de ese AIAR en esas condiciones respecto a si estuviera en un medio alcalino [10].

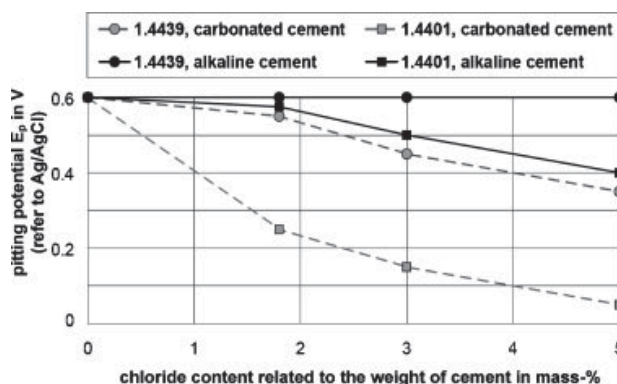


Figura 5 Potencial de picadura de AIAR en mortero dependiendo del tipo de acero y del contenido en cloruros [11].

Alonso y Recio [15,19,25,29] han encontrado que el potencial de picadura de los AIAR austeníticos se desplaza a valores más catódicos por la disminución del Mo y contenidos de Ni, lo que significa menor resistencia a la corrosión por picaduras, siendo aún menor si coincide con la formación de fases martensíticas (Figura 6).

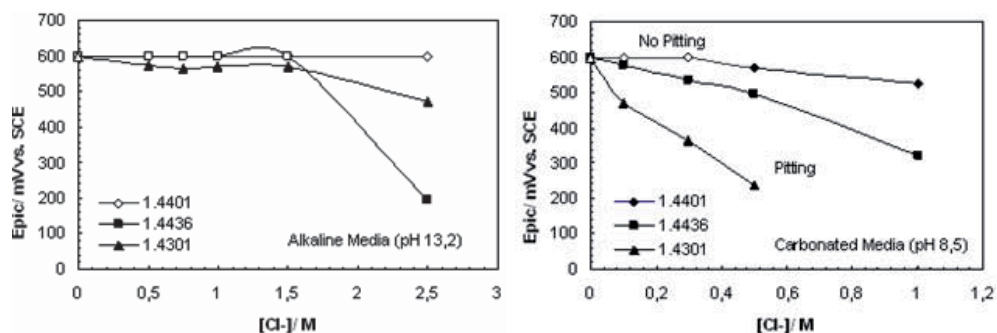


Figura 6 Potencial de picadura de AIAR austeníticos [15,25].

La formación de martensita en el trefilado de AIAR austeníticos reflejó un crecimiento de la picadura por ataque selectivo a través de las láminas de martensita como se aprecia en la Figura 7, observado por [28] en medio alcalino con cloruros.

Recio y Alonso [15,19,25] trabajando con AIAR austenítico 1.4436 han confirmado por distintos métodos el ataque del ión cloruro, encontrándose un valor crítico de $\text{Cl}^-/\text{OH}^- > 15$. Detectaron un aumento a la susceptibilidad a la corrosión

conforme disminuye el pH del medio, siendo las capas pasivas más conductoras, formadas en medios más alcalinos, las que mejor resisten el ataque del ión cloruro. Por otro lado vieron que el incremento de la temperatura produce un aumento en la susceptibilidad a sufrir procesos de corrosión [19,27], que aumenta al disminuir el pH. Igualmente observaron que la aplicación de una carga externa equivalente al 80% de la carga máxima del acero produce también un aumento en la susceptibilidad del proceso de picadura, que es más significativo conforme disminuye la alcalinidad del medio [19].

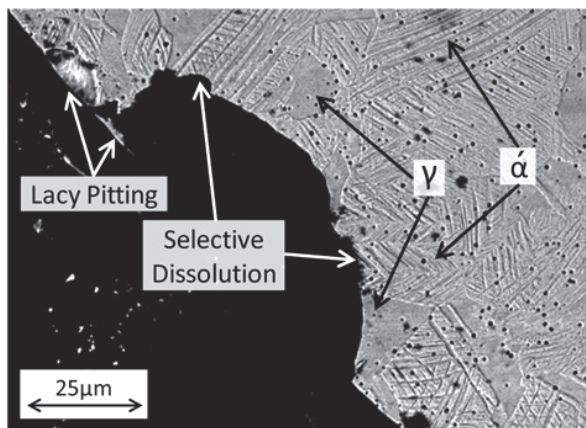


Figura 7 Sección transversal de crecimiento de picadura selectiva a través de láminas de martensita de AIAR 31600 [28].

Más recientemente, la investigación con AIAR se ha extendido a los aceros inoxidables tipo dúplex [20,28,21,30-34]. Este tipo de AIAR han manifestado en general una elevada resistencia al ataque localizado provocado por el ion cloruro, dependiendo del contenido en elementos aleantes como Ni y Mo.

La presencia de una concentración de cloruro inferior a la crítica para iniciar un proceso de corrosión activa afecta de forma significativa a los procesos de oxidación que ocurren en la capa pasiva. La disolución de la película externa de $\text{Cr}(\text{OH})_3$ presente en la película pasiva parece estar favorecida por la presencia de cloruro en el medio, debido a que el incremento progresivo de cloruro favorecería la oxidación de elementos como el cromo formando otros compuestos como cromatos que podrían actuar como inhibidores a nivel de la interface capa pasiva/medio agresivo evitando así la destrucción completa de la capa pasiva e inicio de la corrosión del AIAR dúplex. Al aumentar el contenido en cloruro, el proceso se intensifica en el sentido de favorecer la disolución de la capa, lo que implica a su vez disminución del espesor, más acentuado con el incremento de la concentración de cloruro en el medio. De este modo, la susceptibilidad de la película pasiva al ataque por cloruro va aumentando hasta que la película se rompe a una cierta concentración de este ión (concentración crítica de cloruro) [21,34].

La alcalinidad del medio influye de forma significativa en la concentración crítica de cloruro para una corrosión activa de los AIAR tipo dúplex, como se deduce de la Figura 8 para AIAR dúplex tipo 2304 con bajo contenido en Mo [21,30]. Este comportamiento se asocia a cambios en la estructura y composición de la propia capa pasiva, lo que limita su solubilización. Respecto a la influencia del contenido de Mo en la respuesta de los AIAR dúplex frente a la acción del ión cloruro, los aceros con elevado contenido de Mo presentan una resistencia mayor frente a la corrosión por picadura, como cabría esperar [19].

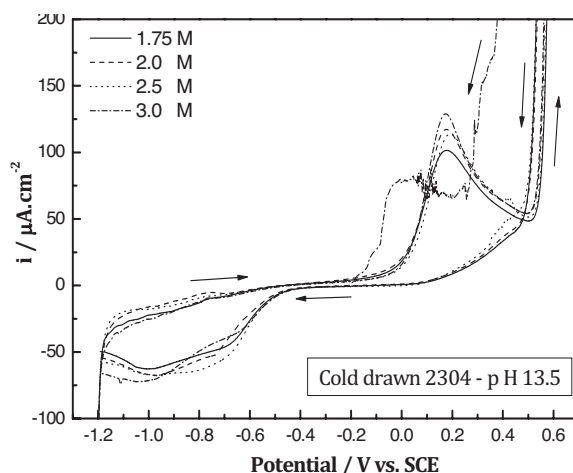


Figura 8 Resistencia a la corrosión por picadura en AIAR dúplex tipo 2304 en disolución de pH 13,5 [21].

Los resultados del comportamiento de los AIAR dúplex a la propagación de la corrosión por picadura en medios alcalinos a elevada temperatura indican que la temperatura crítica de picadura (TCP) aumenta en el caso de AIAR dúplex con Mo en su composición. También el aumento de la alcalinidad del medio parece estar asociado con un incremento de la TCP [21,31].

En el caso de los aceros trefilados inoxidables dúplex se ha registrado una mejora del comportamiento a alta temperatura en comparación con los alambres de partida, como se puede deducir en la Figura 9. Así, la evolución de la carga de picadura en condiciones extremas confirma que aunque los aceros trefilados tipo dúplex son más resistentes contra la acción de cloruro, una vez iniciada la picadura, la velocidad de propagación es más rápida en el caso de los aceros deformados en frío (trefilados) en comparación con el alambre de partida [21].

4.1 Concentración crítica de cloruros en los AIAR

Como se ha venido comentando, la determinación de la concentración crítica de cloruros (CCC) es fundamental para el cálculo de los modelos de vida útil de las estructuras de hormigón y, por tanto, también de las estructuras pretensadas. En el

caso de los AIAR, las mayores aportaciones sobre la concentración de cloruros necesaria para iniciar una corrosión se han hecho en medios alcalinos simulados [19,20,21,28,32-34], que si bien permiten identificar diferencias entre distintas condiciones de ensayo, como pH o tipo de AIAR, Figura 10 [34], se alejan considerablemente de las condiciones de un ambiente real.

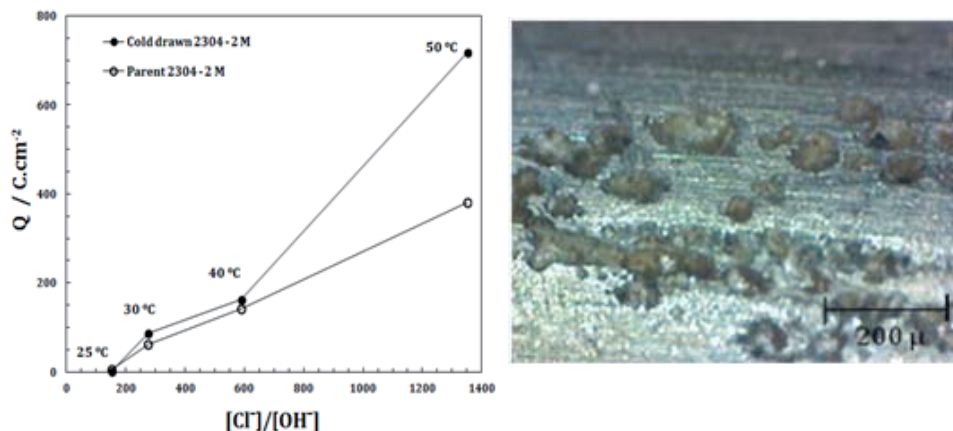


Figura 9 Izd: Carga electroquímica de propagación de picadura en Al 2304 trefilado y sin trefilar en 2M Na Cl, influencia de la temperatura. Dch: Formación y propagación de picadura [21,31].

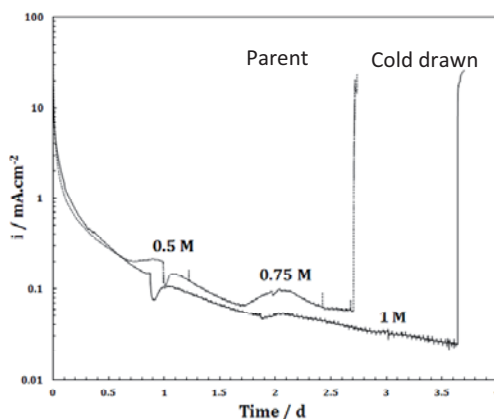


Figura 10 Determinación de la CCC en acero inoxidable tipo dúplex trefilado y sin trefilar en disolución alcalina saturada en $Ca(OH)_2$ [34].

La CCC depende de varios factores, entre ellos, de la metodología aplicada para su determinación. A pesar de que los ensayos naturales son los que mejor reflejan la realidad, en el caso de los AIAR estarían limitados debido a la alta protección aportada por estos aceros, lo que alargaría tanto los ensayos que hace

inviabile su aplicación práctica, por lo que son recomendables ensayos más acelerados. El empleo de ensayos potencioestáticos como ensayo acelerado conduce a mayores valores en comparación de los ensayos potenciodinámicos. Esto probablemente está relacionado con el tipo de capa pasiva que se forma. Entre los métodos más empleados destacan los de tipo potencioestático en los que se busca la aparición de un potencial de picadura para una determinada concentración de cloruros o bien un incremento de corriente que permita determinar el inicio de la corrosión haciendo que el agresivo penetre desde el exterior hasta el nivel de la armadura [10,11,21,32-34].

En el caso de emplear hormigones o morteros, la determinación de la cantidad de cloruros a nivel del acero en el momento en que esta se inicia es el valor que permitirá ser introducido en los modelos de vida útil y que marcará el final de la etapa de iniciación, y por tanto identificará la capacidad de protección de un determinado tipo de AIAR. Entre los estudios con este tipo de AIAR en morteros y hormigones destacan los realizados por [10,11,21,34], concluyendo que cuanto mayor es el contenido en Ni y Mo, mayor resistencia frente a la corrosión presentan los aceros. La CCC necesaria para iniciar una corrosión activa en los aceros tipo dúplex con Mo en su composición, incluso en las condiciones más agresivas, ha sido aproximadamente un orden de magnitud superior a la determinada para los AIAR dúplex sin Mo.

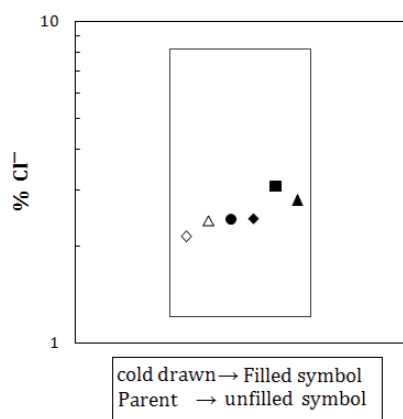


Figura 11 Variación de la CCC para AIAR dúplex 2304 [34].

En AIAR austeníticos, tipo 304 y 316, se han determinado valores de CCC en hormigón del 5% en peso de cemento, que se reducen hasta 2 y 3% en hormigón carbonatado [10,11], siendo aun así superiores al acero perlítico de pretensado [19]. Respecto a la determinación potencioestática de la CCC de los AIAR dúplex en morteros, en el caso de penetración del cloruro (con proceso de generación y envejecimiento inicial de la capa pasiva), las concentraciones críticas encontradas se sitúan en torno al 3% Cl⁻ totales (respecto el peso de cemento) para los aceros AIAR dúplex 2304 trefilados como se aprecia en la Figura 11 [34].

5 Fragilización de los AIAR inducida por el medio

Los aceros de pretensado, al tener que trabajar en servicio al 70-80% de su carga de rotura, si entran en contacto con medios agresivos que desestabilizan la capa pasiva, pueden llegar a desarrollar en el proceso de propagación de la corrosión fenómenos de fragilización inducidos por el medio. Es este uno de los aspectos más críticos en cuanto al riesgo de pérdida de la capacidad protectora en medios agresivos. En el caso de los AIAR son también unas condiciones de riesgo que deben ser valoradas desde dos perspectivas: riesgos de corrosión bajo tensión (CBT) y riesgo de fragilización por hidrógeno (FH).

5.1 Corrosión bajo tensión

Los procesos de CBT se suelen encontrar asociados básicamente a la rotura de la capa pasiva y propagación de la corrosión de forma localizada que evoluciona debido a la tensión al producirse grietas que crecerán llegando a la fractura final del acero. En el caso del acero inoxidable bajo tensión, los ambientes más favorables para que aparezca CBT son los ambientes con alto contenido en cloruros, junto con ambientes carbonatados y altas temperaturas. En experiencias reales como en piscinas cubiertas, se ha encontrado este tipo de corrosión local [14,18]. Nürnberger [10,14] encontró que en AIAR tipo austenítico con transformación martensítica existía riesgo de sufrir CBT cuando se iniciaba una corrosión localizada, proponiendo un modelo termodinámico de la contribución de la martensita en el ataque localizado de inicio de la corrosión y propagación de la picadura.

Igualmente, Recio y Alonso [15,29,35] buscaron desarrollar métodos de ensayo para estudiar el riesgo de CBT en AIAR tipo 1.4436 con transformación martensítica, utilizando métodos potestostáticos y potenciodinámicos para inducir el daño local por picadura en presencia de cloruro y bajo carga mecánica [29,35]. En el caso de los ensayos potestostáticos aplicando carga progresiva hasta rotura, se detectó que si se inicia una corrosión local se puede producir una fragilización inducida por el medio y bajo la aplicación de un potencial superior al potencial crítico de picadura es donde se garantiza que la corrosión es activa. Para la concentración crítica $0,5 \text{ M Cl}^-$, se detectó un aumento de la fragilización causada por el inicio de la picadura, como se aprecia en la Figura 12, y los parámetros mecánicos quedaron afectados. Se han encontrado unas condiciones críticas para el pH 13,2 y potencial de +350 mV (ESC) en las que el riesgo de CBT aumenta [29]. A partir de ensayos potestostáticos en presencia de iones cloruro se ha conseguido inducir procesos de CBT a un potencial de +350 mV (ECS), aunque la dispersión de los resultados de este tipo de ensayos es alta.

Similares conclusiones se obtuvieron a través de desarrollar un ataque local controlado causado por la presencia de cloruros, que indujeron pérdida de las propiedades en el AIAR austenítico 1.4436, como se precia en la Figura 13 [35]. En el trabajo se propone una metodología para estudiar el riesgo de CBT en aceros inoxidables de alta resistencia expuestos a ambientes alcalinos con altos contenidos en cloruro y al 80% de su carga de rotura. Llegando a la conclusión de que si el AIAR es capaz de desarrollar daños locales inducidos por corrosión de forma controlada a partir de la evaluación de la carga electroquímica es posible conocer el riesgo de desarrollar fragilización por CBT del AIAR.

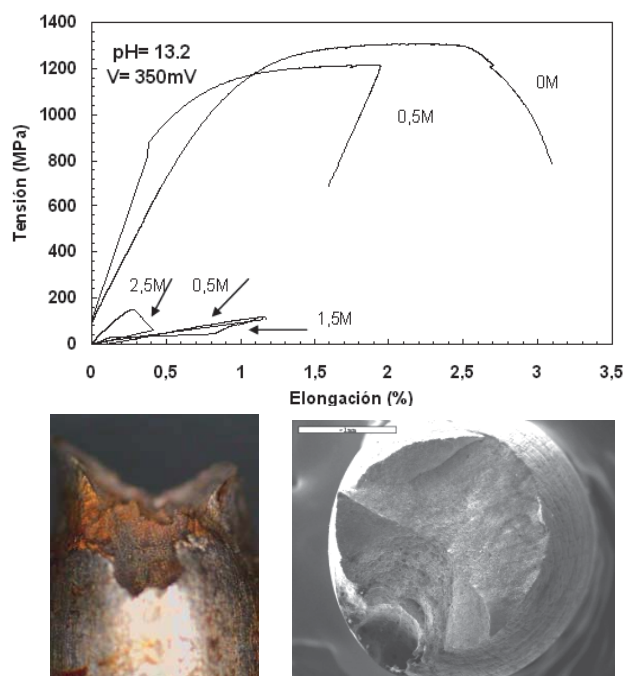


Figura 12 Curvas de tracción del alambre de acero inoxidable a pH 13,2 y varias [Cl] y potencial de +350 mV (ESC), y aspecto de la fractura y estricción [29].

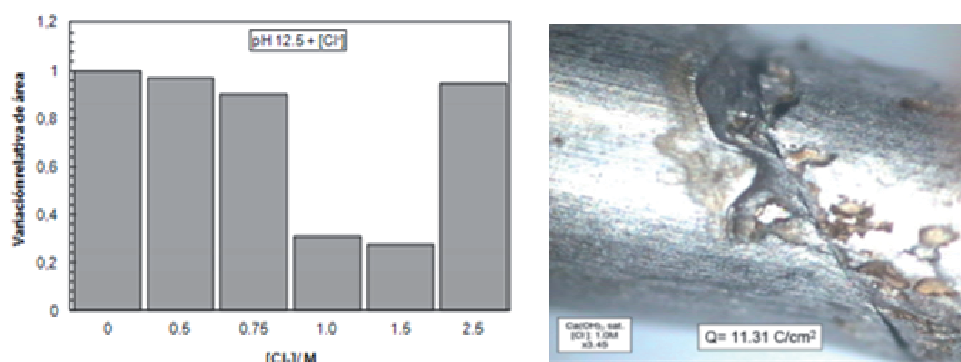


Figura 13 Izda: Variación de la reducción en área en AIAR 1.4436. Dcha: Control local de daño [35].

En el caso concreto de un AIAR tipo austenítico, 14436, es necesario un valor de carga entre 10 a 80 C/cm² de daño local inducido para que el proceso de CBT tenga lugar y [Cl⁻] > 0,5M. Existe riesgo de CBT cuando se alcanza el nivel de daño crítico en aceros inoxidables austeníticos con transformación martensítica. Este daño se alcanza más fácilmente a menores pH y con el aumento de concentración de agresivo en el medio al aumentar el pH [35].

Desde el punto de vista de la composición química del acero, los aceros inoxidables austeníticos con Mo y ricos en Ni serán menos propensos a sufrir procesos de corrosión bajo tensión. El Mo es beneficioso por inhibir los procesos de corrosión por picadura y el Ni debido a su capacidad austenoestabilizante.

5.2 Fragilización por hidrógeno

La fragilización por hidrógeno (HE) se produce debido a la penetración del hidrógeno atómico en la red de estructura de martensita que aumenta la susceptibilidad a la fragilización inicial [10,14,22,36]. El cambio microestructural de la austenita en martensita, inducida por el proceso de deformación de estirado en frío, afecta a la susceptibilidad del acero. La susceptibilidad a la FH depende de la composición química del AIAR y de la presencia de defectos en la superficie, como la aparición de estrías por el trefilado o a la presencia de corrugas [22].

Se ha visto que el ensayo tipo FIP es también aplicable para determinar el riesgo de FH en los AIAR. Los aceros tipo austenítico que sufren una transformación martensítica en su estructura por el trefilado son los mas sensibles a FH [11,22,36], aún así es de destacar que en general, los AIAR son mucho mas resistentes a sufrir FH que los aceros de trefilado convencionales. Así, frente a 5 a 10 horas para un acero trefilado, en AIAR no se alcanza una rotura antes de 60 h y el proceso de fragilización puede ser tan lento que supere 500 y 2000 h en función de la microestructura, grado de trefilado, estado de su superficie y tipo de AIAR empleado (Figura 14) [22,36].

6 Conclusiones

Es posible lograr AIAR para su aplicación en estructuras de hormigón pretensado, capaces de cumplir las prestaciones mecánicas exigibles para este tipo de aplicación, adaptando las necesidades en cuanto al nivel de trefilado en función de la microestructura, composición y características del alambrón de partida.

Los estudios ponen de manifiesto que tanto aceros inoxidables austeníticos como dúplex cumplen adecuadamente con su capacidad protectora, sin embargo es importante hacer determinaciones en condiciones próximas a su aplicación real empleando los tipos de AIAR y metodologías adecuadas al tipo de material y escenario.

Es posible determinar la capacidad protectora en función del tipo de acero y conocer la influencia que el tratamiento de trefilado tiene en la microestructura y tolerancia al daño para garantizar largas vidas en servicio sin merma por los cambios microestructurales asociados al proceso de trabajado en frío y garantizar su capacidad protectora para alcanzar la vida en servicio prevista en la fase de proyecto.

En general, los AIAR muestran alta resistencia a la FH o CBT, aunque es conveniente evitar cambios en la microestructura con formación de fases martensíticas durante el trefilado.

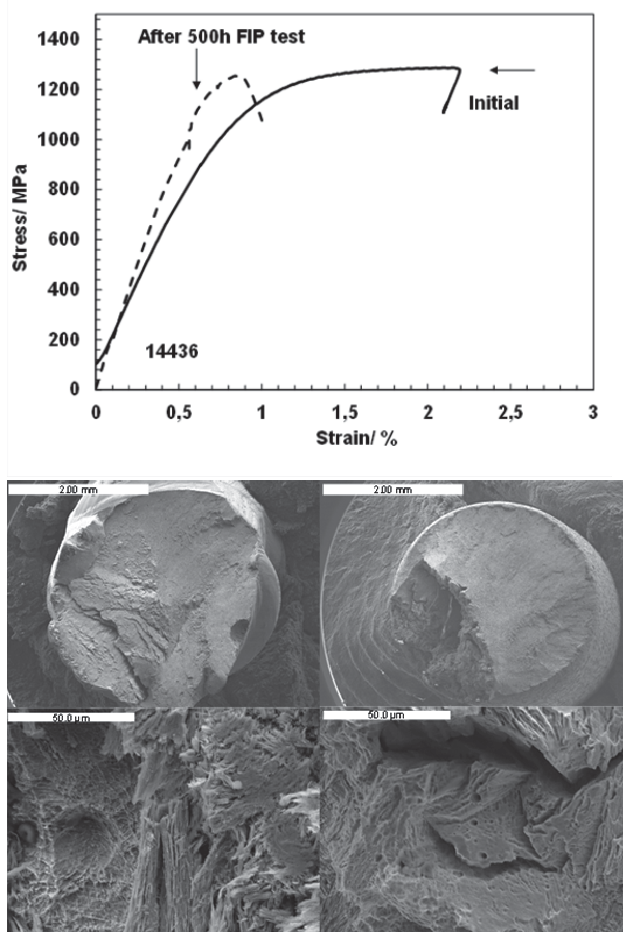


Figura 14 Curvas tensión–deformación del AIAR 1.3336 en ensayo FIP y aspecto de fractura frágil [22].

Es importante adecuar el tipo de AIAR a emplear a la tipología de estructura y ambiente agresivo con el fin de optimizar al máximo las condiciones de coste beneficio en prestación durable y mecánica.

Agradecimientos

Los autores desean agradecer al MINECO por la financiación concedida a través de los proyectos INOXPRE (BIA 2007-65394) e IMCORPRO (BIA2011-22760) para la realización de los estudios con AIAR y a INOXFIL por el aporte de los AIAR utilizados por los autores en sus estudios.

Referencias

- [1] COST 534 final Report. *New materials and systems, methods and concepts for prestressed concrete structures*. Ed. R.B. Polder, M.C. Alonso, D.J. Clealand, B. Elsener, E. Proverbio, O. Vennesland y R. Raharinaivo. Edt. European Science Fundation, Cost (2009)
- [2] González, B., Matos, J.C. y Toribio, J., “Relación microestructura-propiedades mecánicas en acero perlitico progresivamente trefilado”. *Anales de Mecánica de la Fractura* 26 (2009) 142-147.
- [3] Lin, T. Y. y Burns, N. H., *Design of prestressed concrete structures*. 3rd Edition. John Wilky & Sons Inc. (1981) 1-38.
- [4] Nürnberger, U., “Influence of material and processing on stress corrosion cracking of prestressing steel”. *Materials and Corrosion* 48 (1997) 602-612.
- [5] Nürnberger, U., “Corrosion induced failure mechanisms of prestressing steel”. *Materials and Corrosion* 53 (2002) 591-601.
- [6] Alonso, M.C., Villegas, M.A. y de las Heras, E., *Developments in steel tendons. Design and materials*. COST 534 final report, Ed. R.B. Polder, M.C. Alonso, D.J. Clealand, B. Elsener, E. Proverbio, O. Vennesland y R. Raharinaivo. Edt. European Science Fundation, Cost (2009) 6-9.
- [7] Fib TG 5.4.2, Report on Durability specifics for pretressed concrete structures: Durability of post-tensioning tendons (2005).
- [8] Nürnberger, U. y Agouridou, S., “Nichtrostende Stähle in der Bautechnik – Korrosionsbeständigkeit als Kriterium für innovative Anwendungen”. *Beton und Stahlbeton* (2001) 561-613.
- [9] Klinghoffer, O., “Practical and Economical Aspects of Application of Austenitic Stainless Steel, AISI 316, as Reinforcement in Concrete”. EUROCORR '99 (1999).
- [10] Wu, Y. y Nürnberger, U., “Corrosion-technical properties of high-strength stainless steel for the application in prestressed concrete structures”. *Materials and Corrosion* 60 (2009) 771-780.
- [11] Nürnberger, U. y Wu, Y., “Stainless steel in concrete structures and in the fastening technique”. *Materials and Corrosion* 59 (2008) 144-158.
- [12] Schmidt, W., Dolmalski, H.H. y Schaffrath, W., “Zur verfestigung chemisch bestandiger austenitischer drahte durch Kaltumformung”. *Thyssen Edelstahl Technische Berichte* 12 (1985) 101-111.
- [13] Gümpel, P. y Helmut, F., “Über die Eigenschaften von kaltverformten Drähten aus stickstoffhaltigen nichtrostenden Stählen für die Seilherstellung”. *Thyssen Edelstahl Technische Berichte* 14 (1988) 25-38.
- [14] Nürnberger, U., “Prestressing steel-corrosion damages and application of stainless steels tendons”. Cost 534 – Final workshop, Toulouse, France (2007).
- [15] Wu, Y., Recio, F.J., Nurnberger, U. y Alonso, M.C., *Stainless steel tendons*. Cost 534 final report, Ed. R.B. Polder, M.C. Alonso, D.J. Clealand, B. Elsener,

- E. Proverbio, O. Vennesland y R. Raharinaivo. Edt. European Science Foundation, Cost (2009) 22-34
- [16] Alonso, M.C, Sánchez, M., Mazario, E., Recio, F.J., Mahmoud, H. y Hingorani, R., *High strength stainless steel 14301 for prestressed concrete structures protection*. Concrete under severe conditions. Environment and Loading, (CONSEC-10), Ed. P. Castro-Borges, E.I. Moreno, O.E.K. Sakai, Gjorv y N. Banthia, London, Edt. Taylor&Francis Group, v 2 (2010) 1047-1054.
- [17] Valiente, A. y Lordachescu, M., "Damage tolerance of cold-drawn ferritic-austenitic stainless steels wires". *Const. and Build. Mat.* 36 (2012) 874-880.
- [18] Wu, Y., PhD Korrosionstechnische Eignung hochfester nichtrostender stähle für den spanbetonbau. Univ. Stuttgart (2008).
- [19] Recio, F.J., PhD Corrosion de aceros inoxidables y galvanizados de alta resistencia como alternativos a los aceros de pretensado. UAM (2010).
- [20] Mosser, R., PhD. High strength stainless Steel for corrosion mitigation in prestressed concrete development and evaluation. Georgia Inst. of Technology, School of Civil Engineering (2011).
- [21] Mahmoud Amin, H., PhD High strength stainless Steel protection capacity for prestressed concrete structures. UAM (2013).
- [22] Recio, F.J., Wu, Y., Alonso, M.C. y Nürnberger, U., "Hydrogen embrittlement risk in cold-drawn stainless steel". *Materials Science and Engineering A*, (2013) 57-64.
- [23] Perng, T.P. y Alstetter, C.J., "Hydrogen effects in austenitic stainless steels". *Mater. Sci. and Eng. A* 129 (1990) 99-107.
- [24] Sánchez, M., Mahmoud, H. y Alonso, M.C., "Electrochemical response of natural and induced passivation of high strength duplex stainless steels in alkaline media". *Journal of Solid State Electrochemistry* 3 (2012) 1193-1202.
- [25] Alonso, M.C., Recio, F.J. y Sanchez, M., "High strength stainless steels for prestressed structures in marine environment". 1st International Conference. Construction Heritage in Coastal and Marine Environments. Damage, Diagnosis, Maintenance and Rehabilitation, Lisboa. Portugal (2008).
- [26] Recio, F.J., Alonso, M.C. y Herrasti, P., "Passivation, pitting, corrosion and stress corrosion cracking of high strength stainless steel for prestressing structures in contact with alkaline media". Guimaraes, Portugal (2009) 92-99.
- [27] Recio, F.J., Alonso, M.C. y Herrasti, P., "Influencia de la temperatura en la resistencia frente a corrosión de aceros inoxidables de alta Resistencia expuestos a medios alcalinos contaminados". XXXI Reunión del GE, Tenerife (2009).
- [28] Mosser, R., Singh, P.M., Khan, L.F. y Kurtis, K.E., "Chloride-induced corrosion resistance of high-strength stainless steels in simulated alkaline and carbonated pore solutions". *Corros. Sc.* 57 (2012) 241-253.
- [29] Alonso, M.C. y Recio, F.J., "Aceros inoxidables de alta resistencia mecánica en medios alcalinos con cloruros". *Anales de Mecánica de Fractura* 24 (2) (2007) 649-654.

- [30] Mahmoud, H, Sánchez, M. y Alonso, M.C., "Influencing parameters in the process of passivation of high strength stainless steels in alkaline media". XIX Congreso de la sociedad iberoamericana de electroquímica. XXXI Reunión del GE, Alcalá de Henares (2010).
- [31] Alonso, M.C., Mahmoud, H., Sánchez, M. y Nóvoa, X.R., "El efecto de la temperatura y la concentración crítica de cloruros en el comportamiento frente a la corrosión de los aceros inoxidables dúplex de alta resistencia en disoluciones alcalinas". XXXII Reunión del GE, Murcia (2010).
- [32] Mahmoud, H., Sánchez, M. y Alonso, M.C., "Caracterización de la concentración crítica de cloruros de aceros inoxidables dúplex en medios alcalinos". XXXIII Reunión del GE, Madrid (2012).
- [33] Mahmoud, H., Sánchez, M., Alonso, M.C. y Bertolini, L., "Capacidad de protección de los aceros inoxidables de alta resistencia mecánica para estructuras pretensadas". I Jornada de Jóvenes Investigadores – Instituto de Cerámica y Vidrio – Madrid, España (2012).
- [34] Mahmoud, H., Alonso, M.C. y Sánchez, M., "Service life extension of concrete structures by increasing chloride threshold using stainless steel reinforcements". 3rd International Conference of Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting (ICCRRR), Cape Town (2012) 39-46.
- [35] Recio, F.J. y Alonso, M.C., "Evaluación del riesgo de corrosión bajo tensión inducida por la generación de picaduras en acero inoxidable de alta resistencia". *Anales de Mecánica de Fractura II* (2013) 439-444.
- [36] Recio, F.J., Alonso, M.C., Nurnberger, U. y Wu, Y., "Fragilización por hidrógeno en aceros inoxidables de alta resistencia". *Anales de Mecánica de Fractura I* (2011) 175-179.

CAPÍTULO 10

Resistencia al fuego de armaduras de acero inoxidable

Capítulo traducido y adaptado por S. Muñoz y E. Medina de [1]:

J.M. Franssen y T. Gernay

Universidad de Lieja – Argenco, Instituto de Mecánica e Ingeniería Civil
C/Chemin des chevreuils, 1 – 4000 Lieja, Bélgica

Introducción

Un incendio constituye un riesgo por dos razones, la toxicidad del aire y las altas temperaturas. Dependiendo de si se produce al aire libre o en un recinto cerrado la magnitud del peligro varía notablemente. En el exterior, es poco probable superar los 700°C, sin embargo, en el interior la temperatura puede llegar a ser mucho más elevada. Infraestructuras críticas son los túneles, además de por ser recintos cerrados, por la naturaleza de los materiales inflamables que albergan.

El diseño y la resistencia de los materiales son aspectos claves para garantizar un tiempo suficiente hasta el colapso. Los efectos en las estructuras de hormigón armado empiezan en el propio comportamiento de los materiales. El hormigón pierde menos capacidad a altas temperaturas que el acero, por lo tanto, utilizar aceros con mejores propiedades a altas temperaturas como los inoxidables aumentan las prestaciones del conjunto de la estructura.

En este capítulo se describen las características térmicas del acero inoxidable y cómo varían sus características mecánicas en función de la temperatura. Por medio de simulaciones informáticas (software SAFIR de la Universidad de Lieja) se ha realizado un análisis térmico de armaduras de acero inoxidable de diferentes tipos y al carbono, embebidas en hormigón con distintos recubrimientos, en sección de columna y de viga. Finalmente, se ha realizado un análisis estructural de dichos elementos sometidos a diferentes cargas en puntos temporales distintos en condiciones de fuego.

1 Propiedades del acero inoxidable

1.1 Propiedades térmicas

Según el Eurocódigo 3 (EN 1993-1-2, apartado C.1) [2], las propiedades térmicas son las mismas para todos los aceros inoxidables que cumplen con EN 1993-1-4. Dichas propiedades se resumen a continuación.

1.1.1 Conductividad térmica

La conductividad térmica λ [W/mK] del acero inoxidable varía en función de su temperatura T [°C] de acuerdo a la siguiente ecuación:

$$\lambda = 14,6 + 1,27 \times 10^{-2} T \tag{1}$$

El gráfico de la Figura 1 muestra la conductividad térmica del acero inoxidable en función de la temperatura. Dicha conductividad es significativamente inferior a la del acero al carbono convencional [3]. En la Figura 2 se compara la conductividad térmica de los aceros inoxidables austeníticos AISI 304 y 316 con el acero al carbono.

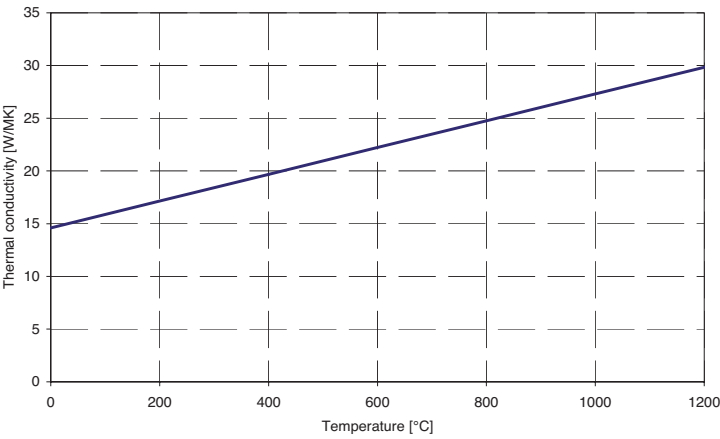


Figura 1 Conductividad térmica del acero inoxidable en función de la temperatura [1].

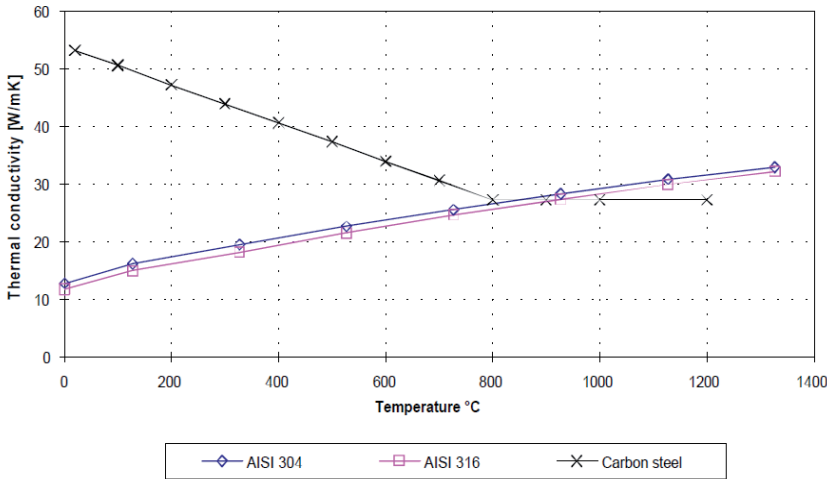


Figura 2 Conductividad térmica de los aceros inoxidables austeníticos AISI 304 y 316 y el acero al carbono.

1.1.2 Calor específico

El calor específico c [J/kgK] se obtiene en función de la temperatura T [°C]:

$$c = 450 + 0,28T - 2,91 \times 10^{-4} T^2 + 1,34 \times 10^{-7} T^3 \quad (2)$$

El gráfico de la Figura 3 muestra la evolución del valor de calor específico del acero inoxidable en función de la temperatura.

El acero inoxidable no presenta el pico de temperatura a 735°C que se observa en la curva de calor específico del acero al carbono [3], como se puede observar en el gráfico de la Figura 4.

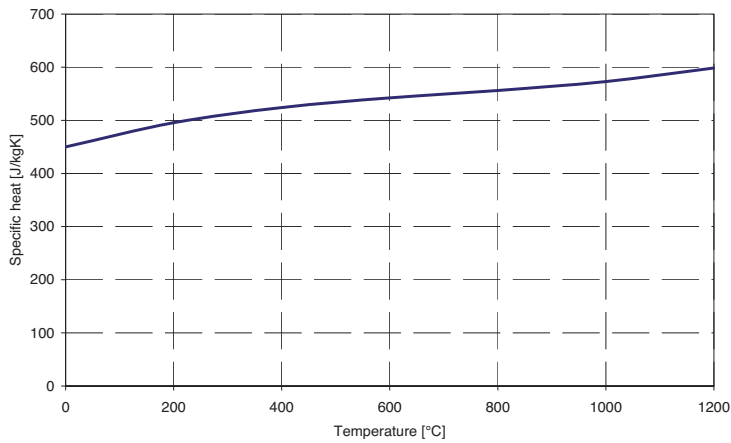


Figura 3 Calor específico del acero inoxidable [1].

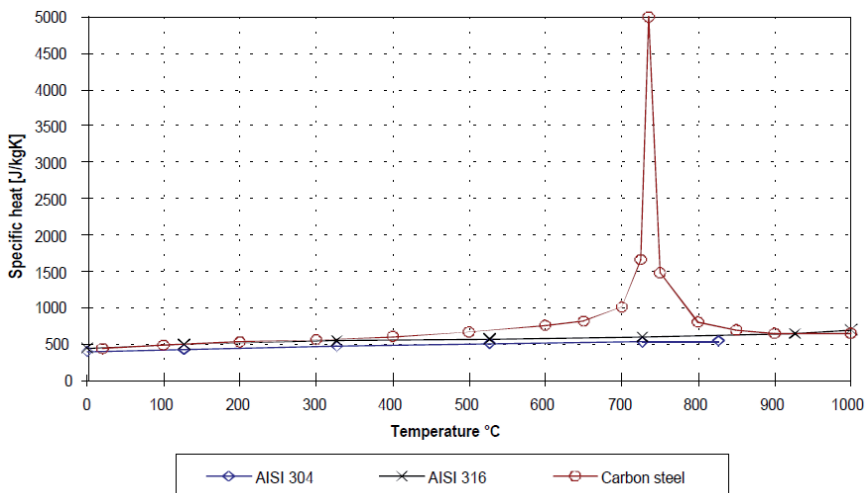


Figura 4 Comparación entre el calor específico de los aceros inoxidables AISI 304 y 316 y el del acero al carbono.

1.1.3 Densidad

La densidad del acero inoxidable austenítico puede tomarse:

$$\rho = 7.850 \text{ kg/m}^3. \quad (3)$$

1.1.4 Condiciones de contorno

Estas propiedades, como la emisividad o el coeficiente de convección, no son relevantes ya que, en el caso del hormigón armado, el acero inoxidable no está en contacto directo con el fuego.

1.2 Propiedades Mecánicas

1.2.1 Coeficiente de dilatación

El coeficiente de dilatación del acero inoxidable austenítico se puede determinar por la siguiente ecuación, obtenida de [2] Anexo C (C.1) (T [°C]):

$$\varepsilon_{th} = -3,2 \times 10^{-4} + 1,59042 \times 10^{-5} T + 4,81486 \times 10^{-9} T^2 - 1,243 \times 10^{-12} T^3 \quad (4)$$

La Figura 5 muestra la evolución del coeficiente de dilatación térmica del acero inoxidable considerado en el análisis en función de la temperatura.

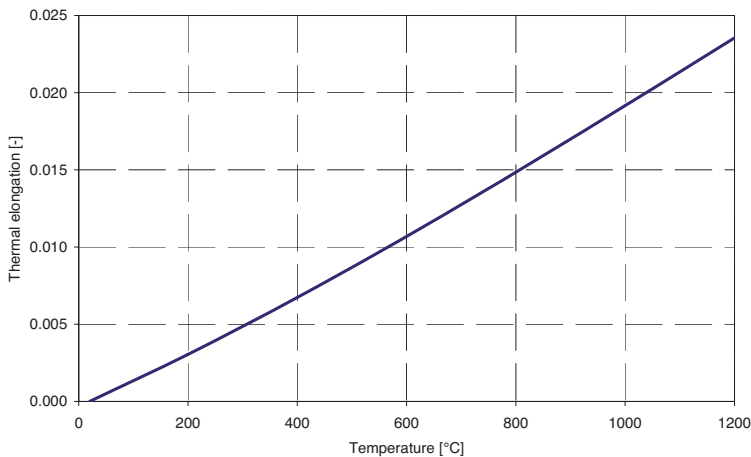


Figura 5 Dilatación térmica del acero inoxidable [1].

El gráfico de la Figura 6 muestra el coeficiente de dilatación térmica del acero inoxidable como resultado de un análisis en el software SAFIR. La comparación con el gráfico de la Figura 5 verifica que la ley de expansión térmica ha sido correctamente implementada por el software.

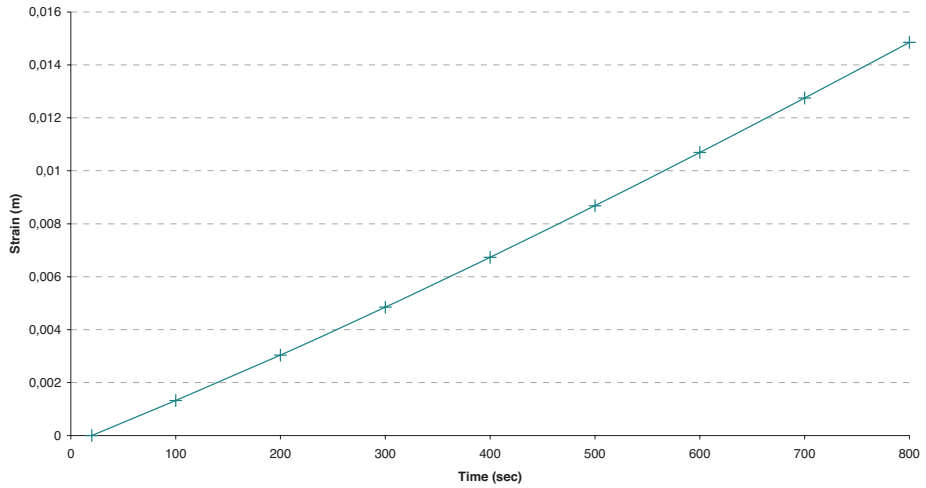


Figura 6 Dilatación térmica del acero inoxidable calculado por SAFIR.

El coeficiente de dilatación térmica del acero inoxidable es significativamente mayor que el del convencional acero al carbono como se puede ver en el gráfico de la Figura 7 [3].

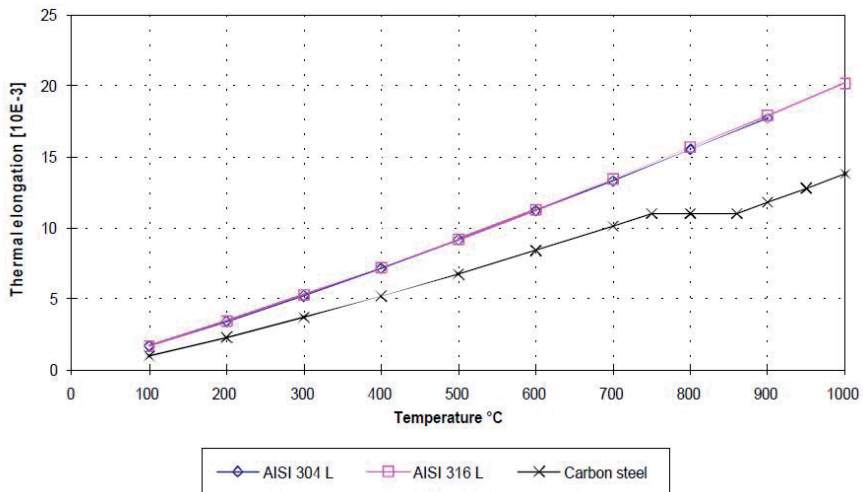


Figura 7 Comparación entre el coeficiente de dilatación térmica de los aceros inoxidables AISI 304L y 316L y el acero al carbono.

1.2.2 Relación tensión deformación

Para velocidades de calentamiento entre 2 y 50 K/min, en la Tabla 1 y Figura 8 se reproduce de [2] la relación tensión-deformación del acero inoxidable.

Tabla 1 Relación tensión-deformación del acero inoxidable a elevadas temperaturas.

Strain range	Stress σ	Tangent modulus E_t
$\varepsilon \leq \varepsilon_{c,\theta}$	$\frac{E \cdot \varepsilon}{1 + a \cdot \varepsilon^b}$	$\frac{E(1 + a \cdot \varepsilon^b - a \cdot b \cdot \varepsilon^b)}{(1 + a \cdot \varepsilon^b)^2}$
$\varepsilon_{c,\theta} < \varepsilon \leq \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{0.2p,\theta} - e + (d/c) \sqrt{c^2 - (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon)^2}$	$\frac{d(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon)}{c \sqrt{c^2 - (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon)^2}}$
Parameters	$\varepsilon_{c,\theta} = f_{0.2p,\theta} / E_{a,\theta} + 0.002$	
Functions	$a = \frac{E_{a,\theta} \varepsilon_{c,\theta} - f_{0.2p,\theta}}{f_{0.2p,\theta} \varepsilon_{c,\theta}^b}$ $b = \frac{(1 - \varepsilon_{c,\theta} E_{ct,\theta} / f_{0.2p,\theta}) E_{a,\theta} \varepsilon_{c,\theta}}{(E_{a,\theta} \varepsilon_{c,\theta} / f_{0.2p,\theta} - 1) f_{0.2p,\theta}}$ $c^2 = (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{c,\theta}) \left(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{c,\theta} + \frac{e}{E_{ct,\theta}} \right)$ $d^2 = e(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{c,\theta}) E_{ct,\theta} + e^2$ $e = \frac{(f_{u,\theta} - f_{0.2p,\theta})^2}{(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{c,\theta}) E_{ct,\theta} - 2(f_{u,\theta} - f_{0.2p,\theta})}$	

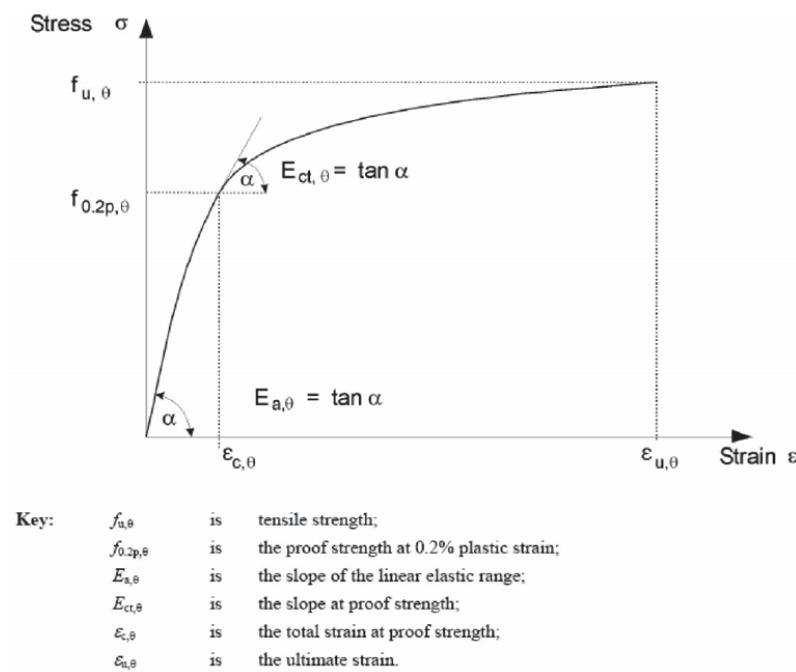


Figura 8 Relación tensión-deformación del acero inoxidable a elevadas temperaturas [2].

La evolución, en función de la temperatura, de los parámetros que definen la relación tensión-deformación del acero inoxidable tipo 1.4311 no se recoge en el Eurocódigo 3. Se han considerado los valores de la Tabla 2.

El gráfico de la Figura 9 muestra la relación tensión-deformación a diferentes temperaturas, obtenidas mediante el análisis SAFIR. Demuestra que el modelo ha sido correctamente implementado por el software.

Tabla 2 Parámetros que definen la relación tensión-deformación del acero inoxidable tipo 1.4311 a diferentes temperaturas.

Temp.	$f_{0,2}$	$k_{f,0,2}$	UTS	k_{UTS}	ϵ_{su}	$k_{E,01}$	$k_{E,02}$
°C	MPa	-	MPa	-	-	-	-
20	530	1,000	750	1,000	0,3	1.000	0.110
100	481	0.908	683	0.911	0.3	0.960	0.050
200	420	0.792	600	0,800	0,3	0.920	0.020
400	380	0,717	550	0,733	0,3	0.840	0.020
600	330	0,623	470	0,627	0,3	0.760	0.020
700	265	0.482	365	0.487	0.3	0.710	0.020
800	180	0,340	260	0,347	0,3	0.630	0.020
900	126	0,140	113	0,150	0,3	0.450	0.020
1000	32	0.060	53	0.070	0.3	0.200	0.020
1100	16	0.030	23	0.030	0.3	0.100	0.020
1200	0	0.000	0	0.000	0.3	0.000	0.020

- Los valores xxx se han obtenido de [2].
- Los valores xxx se han obtenido por interpolación.
- Los demás valores se han tomado iguales que los del tipo 1.4301.

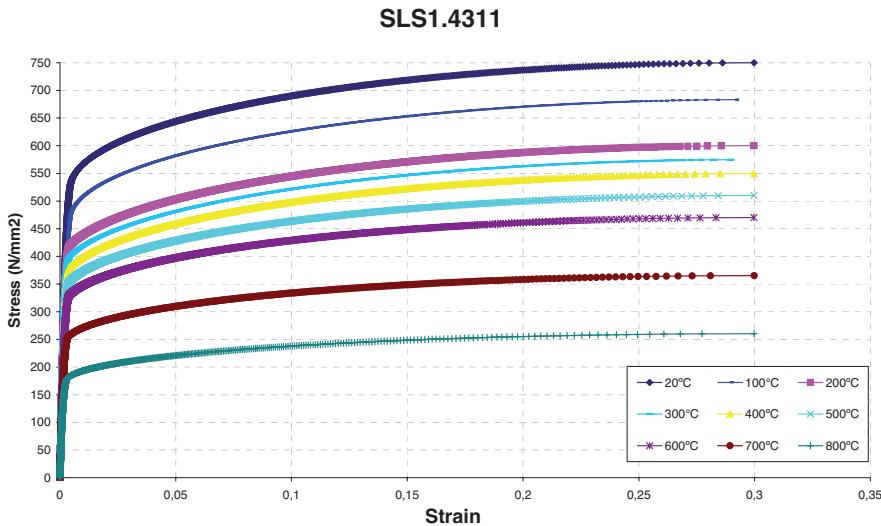


Figura 9 Relación tensión-deformación del acero inoxidable tipo 1.4311 a diferentes temperaturas según análisis SAFIR.

El gráfico de la Figura 10 es una ampliación del anterior, en la región de menores deformaciones.

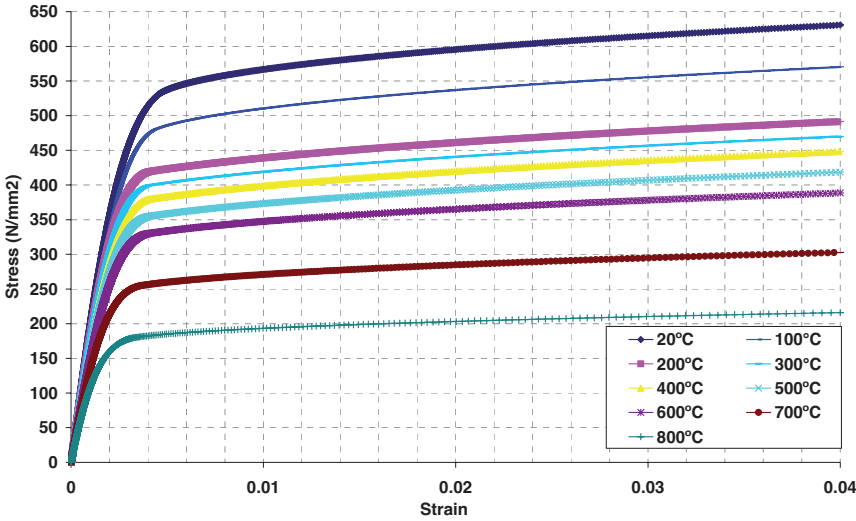


Figura 10 Zoom de relación tensión-deformación para el 1.4311 de SAFIR.

La Figura 11 muestra la evolución según la temperatura (hasta 1.200°C) de las fuerzas relevantes de diferentes tipos de acero, al carbono e inoxidables.

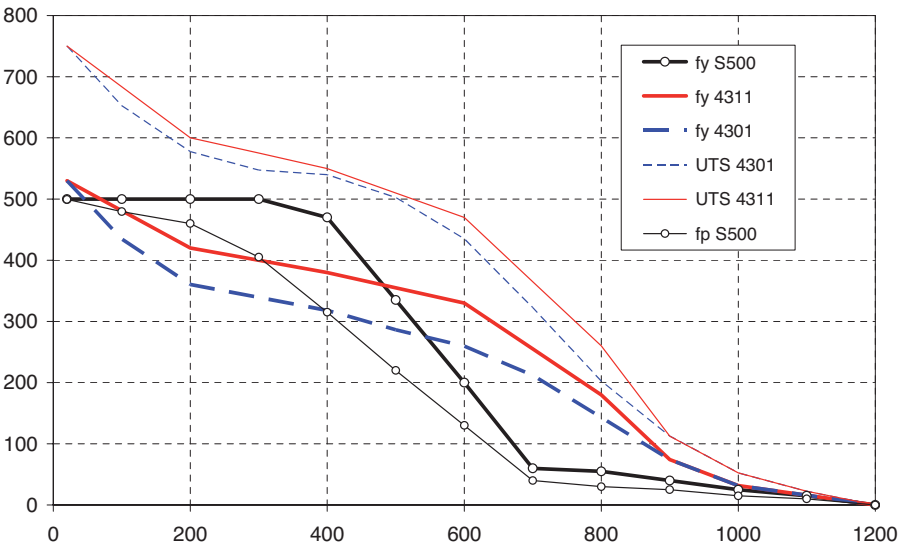


Figura 11 Evolución de fuerzas relevantes de varios tipos de acero según la temperatura.

La Figura 11 muestra que la resistencia del 1.4311 (objeto de este estudio) es mayor que la del austenítico 1.4301 (AISI 304) a temperaturas por debajo de 800°C. Se debe enfatizar que el alargamiento del acero inoxidable alcanza valores muy altos (30% en el 1.4311) antes de llegar a su carga máxima (Figura 9), mientras un alargamiento del 0,02% es suficiente para alcanzar su límite elástico como en el acero al carbono. Las líneas más gruesas del gráfico de la Figura 11 se corresponden con el límite elástico del acero al carbono y con un alargamiento del 0,02% para el acero inoxidable. Este valor al 0,02% es más representativo como valor de tensiones donde se produce una caída de la rigidez del acero inoxidable respecto al acero al carbono para temperaturas inferiores a 500°C.

2 Análisis Térmico

Se ha determinado numéricamente la distribución de temperaturas en una viga de 15 cm de hormigón armado, según la curva de ISO 834, teniendo en cuenta la temperatura ambiente por el lado superior.

Se han considerado diferentes análisis térmicos para diferentes diámetros de las barras corrugadas con 6, 12 y 18 mm de diámetro, y una distancia axial de las barras a la cara inferior de exposición de la viga de 20, 30 y 40 mm. Cada una de estas 9 combinaciones han sido analizadas con acero al carbono (se han utilizado las propiedades que recoge el Eurocódigo 2, EN 1992-1-2) y con acero inoxidable.

La Figura 12 muestra la evolución de la temperatura calculada para barras de 6 mm de diámetro, de acero al carbono e inoxidable, con recubrimientos de hormigón de 20, 30 y 40 mm. Prácticamente no se pueden apreciar diferencias entre un acero y otro, por lo que el factor determinante es claramente el recubrimiento de hormigón.

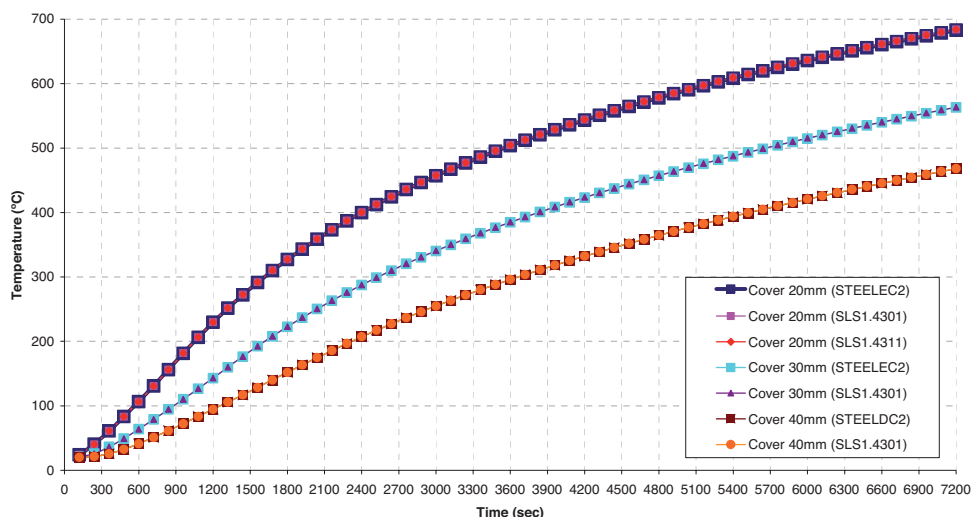


Figura 12 Evolución de la temperatura en barras de 6 mm de acero al carbono y acero inoxidable 1.4301 y 1.4311, con diferentes recubrimientos.

Se puede extraer la misma conclusión para análisis térmicos llevados a cabo en secciones cuadradas. La Figura 13, por ejemplo, muestra una sección de 250x250 mm con cuatro barras de 16 mm en las esquinas. El recubrimiento al eje de las barras es de 30 mm. También se representa el perfil de las isotermas.

La Figura 14 muestra de nuevo una evolución de temperaturas muy similar, aunque se observa un retraso temporal en la curva del acero al carbono debido al pico de calor específico cerca de los 735°C (Figura 4). Esta pequeña diferencia se aprecia aquí y no en la Figura 12 debido a que el diámetro de las barras es mayor.

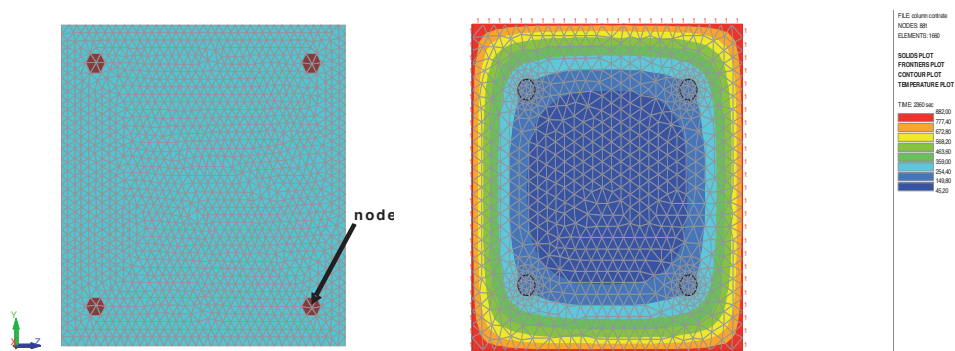


Figura 13 Caracterización de la sección de una columna (izda.) e isotermas de la sección (dcha.).

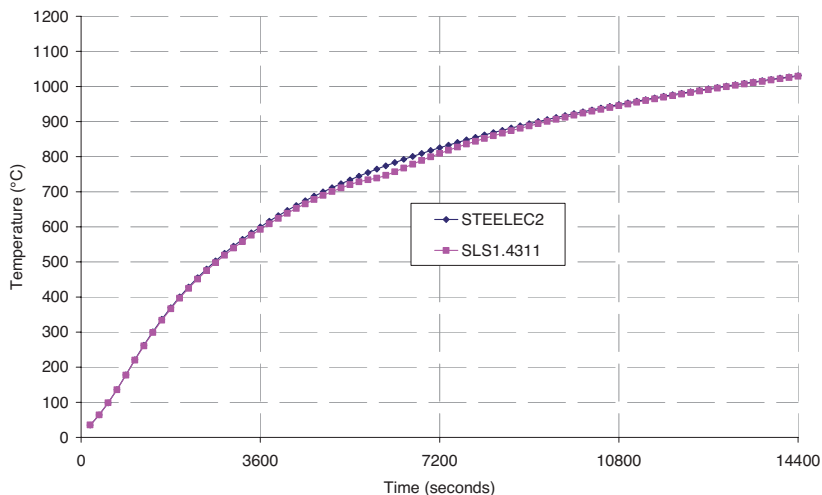


Figura 14 Evolución de la temperatura en las barras para los dos aceros, al carbono e inoxidable 1.4311.

La Figura 15 muestra la caracterización utilizada para una sección de 250x500 mm que será utilizada como viga en el análisis estructural. Las tres barras tienen un diámetro de 18 mm y el recubrimiento al eje de las barras es de 30 mm.

La sección se ha sometido a la curva estándar de fuego ISO en las tres caras. La temperatura de las barras se ha comparado para acero al carbono y para acero inoxidable 1.4311. Los nodos donde se ha medido la temperatura se muestran en la Figura 15, dcha. En este caso, también las temperaturas son muy similares, como se recoge en el gráfico de la Figura 16.

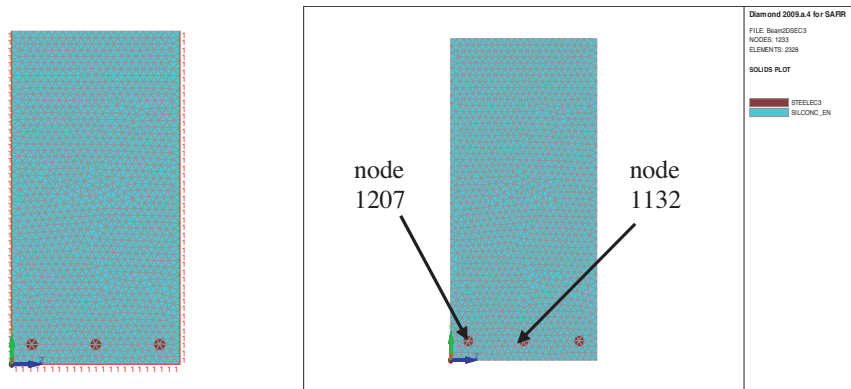


Figura 15 Sección de la viga de hormigón armado (izda.) y nodos donde se compara la temperatura (dcha.).

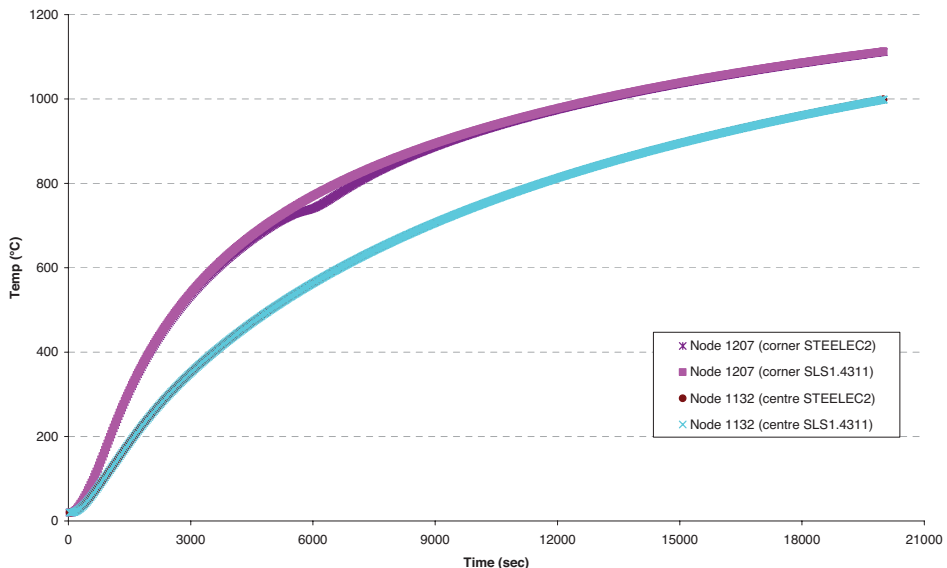


Figura 16 Evolución de la temperatura en las barras de acero al carbono y acero inoxidable 1.4311 de la sección de la viga.

3 Análisis estructural

3.1 Columna

Una columna de carga simple, de 4 metros de altura, con una sección como la mostrada en la Figura 13, se ha calculado con diferentes cargas axiales en condiciones de fuego. Cada una de esas cargas se corresponde con un punto temporal diferente sometido al fuego. Se ha considerado una imperfección geométrica de 3 mm a media altura de la columna.

Con los valores obtenidos se han dibujado las dos curvas de resistencia al fuego que se muestran en la Figura 17, una suponiendo que la columna se arma con acero al carbono y la otra con acero inoxidable 1.4311.

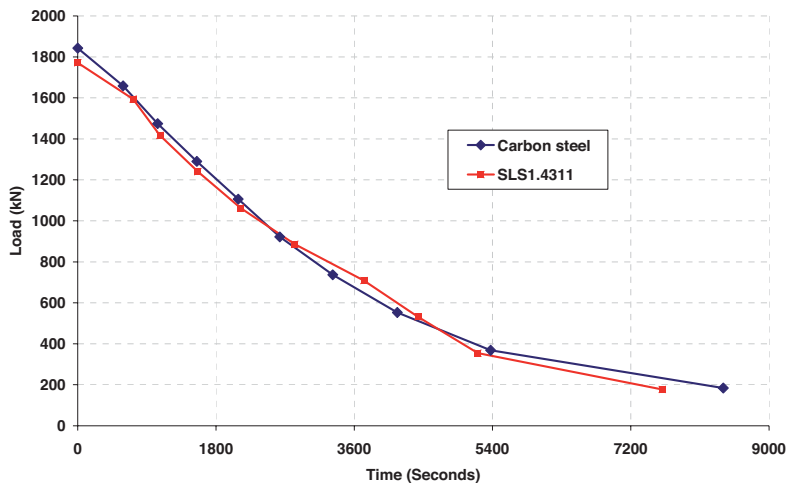


Figura 17 Curva de resistencia al fuego de una columna armada con acero al carbono y acero inoxidable 1.4311.

No se observa ninguna diferencia entre las dos curvas. Esto se debe a las propiedades de tensión-deformación del hormigón, en el que la tensión correspondiente a la compresión (ver $\varepsilon_{c1,0}$ en la Figura 18) varía de 0,0025 a temperatura ambiente a 0,025 a temperaturas de 600°C. Si, en este elemento cargando a compresión pura, todas las áreas de la sección tienen la misma compresión, la carga de colapso será igual a la suma de la fuerza de compresión del hormigón más la correspondiente a las barras con un alargamiento del 0,25% a temperatura ambiente o de 2,5% a altas temperaturas. Por ello, mientras el acero al carbono desarrolla su resistencia máxima, el acero inoxidable se queda por debajo de la máxima.

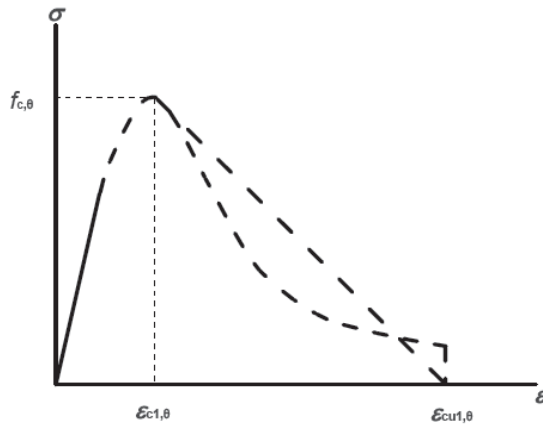


Figura 18 Relación tensión-deformación en el hormigón.

3.2 Viga

Se analiza una viga simplemente apoyada, de 6 m de luz, con carga uniformemente repartida y sección la representada en la Figura 15.

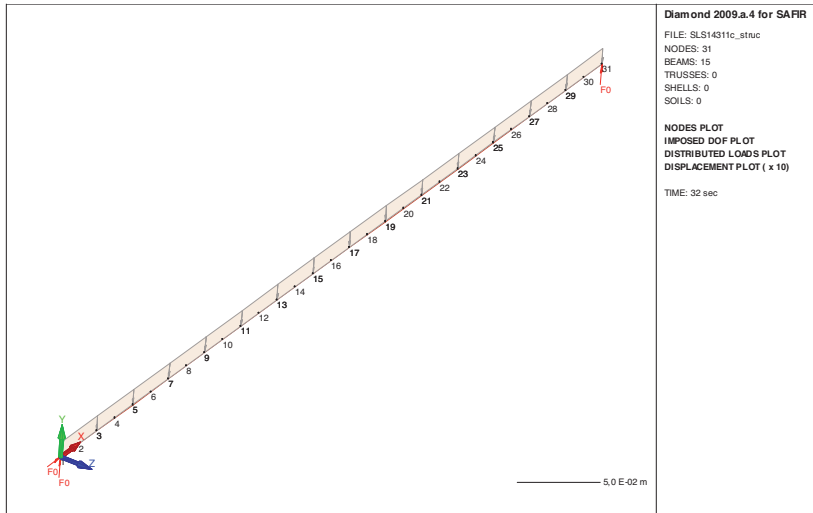


Figura 19 Modelo estructural de la viga.

A temperatura ambiente, se calcula una capacidad de carga de la viga de 37,4 kN/m si se arma con barras corrugadas tradicionales de acero al carbono con un límite elástico de 500 Mpa, que contrasta con una capacidad de 45,4 kN/m si se arma con acero inoxidable 1.4311.

La comparación de las curvas carga-desplazamiento de las Figuras 20 y 21 indican un modo de fallo más progresivo para el acero inoxidable que para el acero al carbono convencional. Hay que enfatizar que el modelo tensión-deformación que se considera para el acero al carbono es elástico-plástico perfecto, porque este es el modelo para altas temperaturas, aquí utilizado a 20°C. En realidad, se produciría algún endurecimiento por deformación que podría generar un modo de fractura más dúctil.

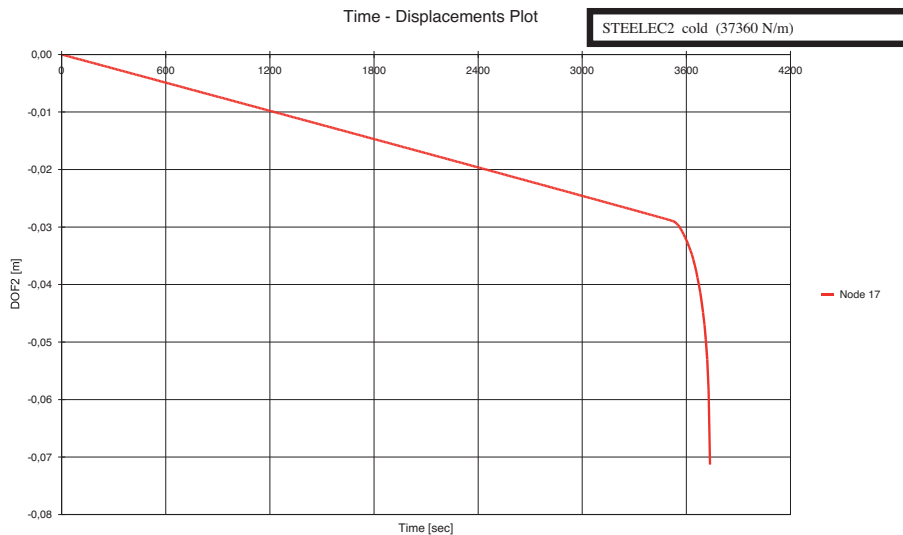


Figura 20 Curva carga-desplazamiento de la viga armada con acero al carbono.

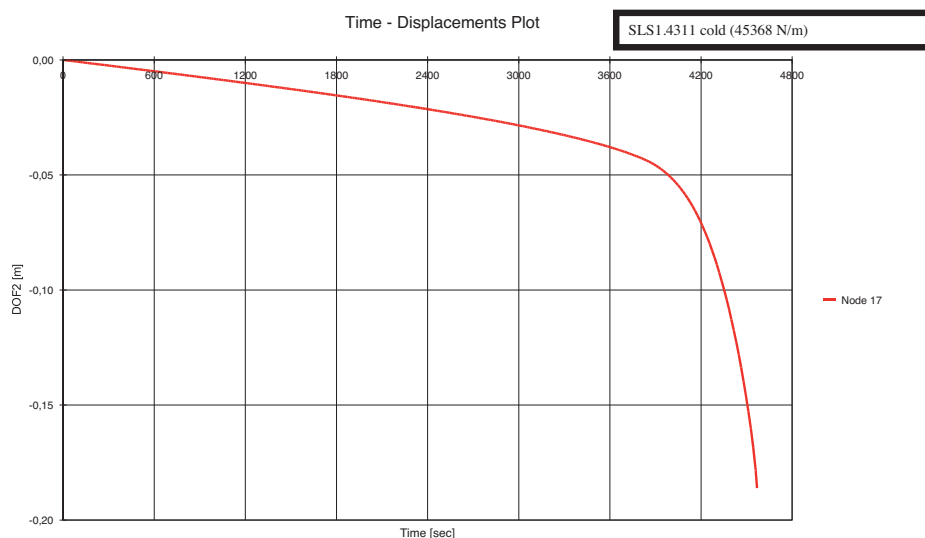


Figura 21 Curva carga-desplazamiento de la viga armada con acero inoxidable 1.4311.

A continuación, se somete la viga a diferentes niveles de carga y se calcula el tiempo de resistencia al fuego para cada carga. Debido a la alta ductilidad del acero inoxidable a altas temperaturas, se utiliza un segundo criterio además del tiempo hasta colapso. Se considera que ha llegado a su resistencia a fuego máxima, previo al colapso, cuando la flecha alcanza un valor de $L/20$, en este caso 30 cm. Los resultados se muestran gráficamente en la Figura 22. En el acero inoxidable (1.4311), se ha representado con línea a trazos el fallo por colapso y con línea continua el fallo por flecha excesiva.

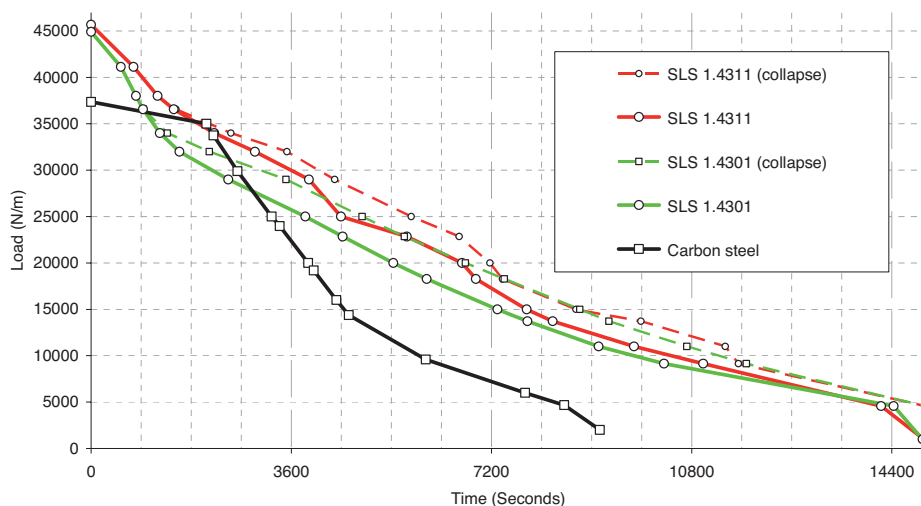


Figura 22 Curvas de resistencia al fuego de la viga armada con acero al carbono y con acero inoxidable 1.4301 y 1.4311, para diferentes niveles de carga.

Para la viga de acero al carbono, el fallo es bastante repentino, con un punto previo al fallo bien marcado (ver Anexos en [1]), y el tiempo de colapso está muy cerca del criterio de flecha del acero inoxidable. Por eso sólo se incluye una curva del acero al carbono en la figura.

La curva de resistencia al fuego correspondiente a los aceros inoxidables muestra tiempos de resistencia al fuego sistemáticamente más largos que los obtenidos con el acero al carbono tradicional, especialmente para cargas bajas.

Nota: En una estructura de hormigón armado, si el fallo es por tensión en las barras de acero y si el coeficiente de seguridad en el límite elástico es 1,15 y el de las cargas permanentes 1,35, el nivel de carga en situación de incendio no puede superar $1/(1,15 \times 1,35) = 0,644$. En este caso, si la viga hubiera sido diseñada con acero al carbono, la carga en el incendio no podría superar $0,644 \times 37,4 \text{ kN/m} = 24 \text{ kN/m}$. Si existen cargas variables significantes a temperatura ambiente, la carga en el momento del incendio será inferior a 24 kN/m. Aún así, en estructuras de hormigón, es común que la carga permanente suponga un valor significativo del total. Por tanto, es poco probable que el nivel de carga en condiciones de incendio descienda a niveles muy bajos.

Si no se considera el criterio de flecha máxima igual a $L/20$, la diferencia de comportamiento entre ambos aceros es todavía mayor porque, debido al endurecimiento por deformación que puede sufrir el acero inoxidable, tiene una resistencia mayor una vez deformado. En otras palabras, mantiene su capacidad hasta el colapso cuando el alargamiento es importante (Figura 24), mientras, con acero al carbono convencional, el fallo se produce inmediatamente después del desplazamiento, es decir, el material “avisa” mucho menos (Figura 23).



Figura 23 Evolución del desplazamiento frente a una carga de 20 kN/m en acero al carbono.

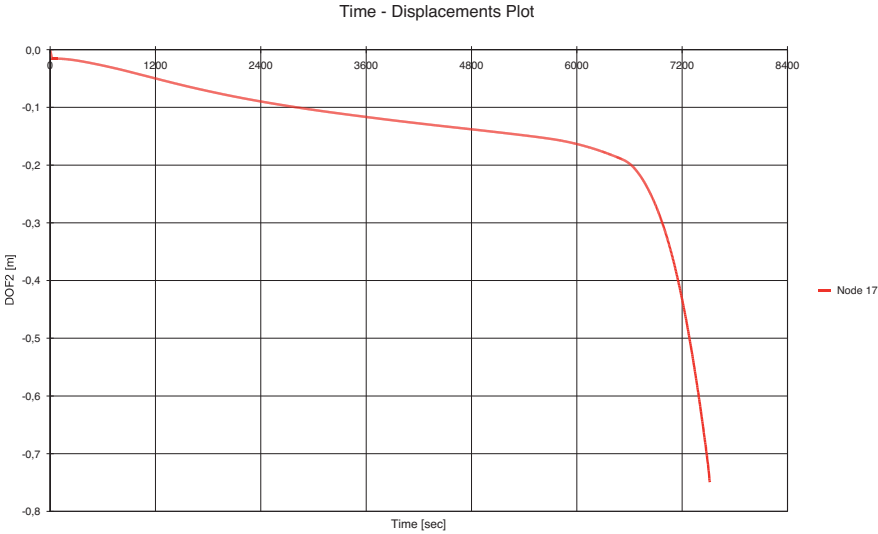


Figura 24 Evolución del desplazamiento frente a una carga de 20 kN/m en acero inoxidable 1.4311.

La Figura 25 muestra las curvas de resistencia al fuego de la viga (las de la Figura 22) armada con el acero inoxidable 1.4311 (suponiendo el fallo por colapso y por flecha) y con acero al carbono (fallo por colapso). Se ha calculado una nueva curva del acero al carbono considerando un recubrimiento mayor, de 40 mm (distancia medida al eje de las barras). Se comprueba que esta nueva curva del acero al carbono se aproxima más al comportamiento del acero inoxidable, sobre todo para cargas medias.

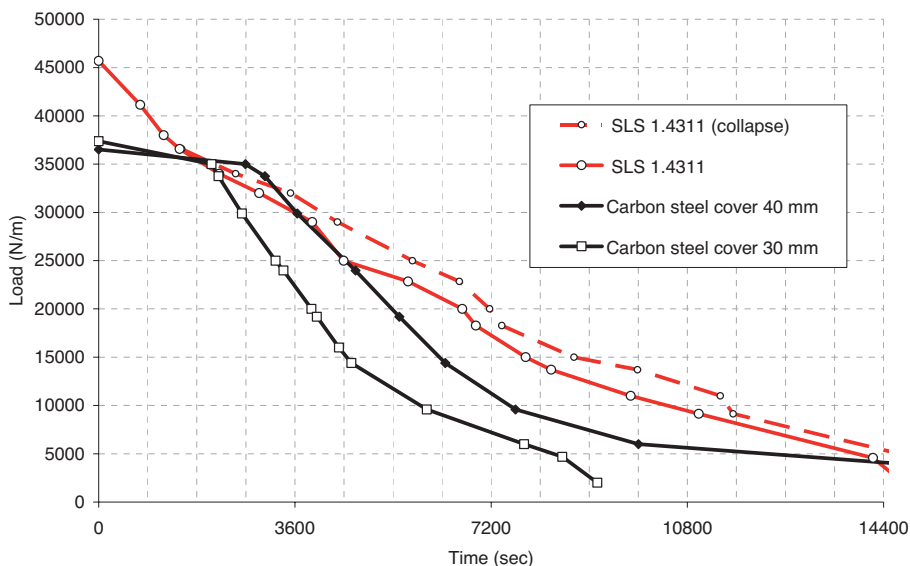


Figura 25 Curvas de resistencia al fuego de la viga, considerando un recubrimiento de 40 mm para la viga armada con acero al carbono.

Por lo tanto, el comportamiento frente al fuego de una viga de hormigón armada con corrugado de acero inoxidable es superior al de la misma viga armada con acero al carbono porque admite, durante más tiempo, mayores cargas antes del colapso o de sufrir una flecha excesiva. El acero al carbono sólo se puede aproximar a los resultados del acero inoxidable si se aumentan los recubrimientos.

La conclusión, obtenida para el acero inoxidable 1.4311, es válida para otros tipos de acero inoxidable por tener propiedades térmicas similares, y es extensible a cualquier otro elemento estructural de hormigón que trabaje a flexión, como las losas o los forjados.

En concreto, este mejor comportamiento frente al fuego del acero inoxidable se puede aplicar con superiores ventajas en los forjados reticulares con casetón recuperable, donde los nervios de ambas direcciones quedan expuestos a la acción del fuego en tres de sus caras y el espesor del recubrimiento es determinante en el diseño del forjado.

Nota

Este capítulo está basado en el trabajo [1] encargado por ISSF International Stainless Steel Forum, traducido y adaptado por S. Muñoz y E. Medina.

Referencias

- [1] Prof. dr ir Jean-Marc Franssen, "Analysis of the fire resistance of reinforced concrete members with stainless steel SLS 1.4300 rebars". 2009.
- [2] Eurocódigo 3: *EN 1993 – 1 – 2: 2005. Design of steel structures. Part 1-2: General rules. Structural fire design.*
- [3] ISSF International Stainless Steel Forum: Stainless Steel Mechanical & Physical Properties. "Data for Fire Resistance Simulation". www.worldstainless.org.

CAPÍTULO 11

Rehabilitación con armaduras de acero inoxidable

M. Salvador^a, J. R. Fuentes^b, V. Bonaste^b y A. Salmerón^b

^a Escuela Universitaria de Arquitectura Técnica, Universidad Politécnica de Alicante (UPA)
Ctra. San Vicente del Raspeig, s/n 03690 San Vicente del Raspeig, Alicante

^b K10 Arquitectura, C/ Ángel Lozano 18, 03001 Alicante

1 Fundamentos sobre la corrosión

A continuación se expondrán los criterios a tener en cuenta a la hora afrontar un proyecto de reparación y los parámetros que intervienen sobre la toma de decisiones de carácter constructivo-técnico.

Estas aclaraciones se refieren a los temas relacionados con la corrosión y a la importancia de esta en la vida útil de las piezas de hormigón prefabricado.

1.1 Fundamentos sobre corrosión

En las estructuras tradicionales, la corrosión se define como el deterioro de un material metálico como resultado de las reacciones químicas de oxidación con el medio ambiente.

Es necesario resaltar que no sólo hay que considerar si un metal dado se corroe o no, sino también la velocidad a la que lo hace, ya que la corrosión puede proceder tan lentamente que a efectos de vida útil, sea despreciable.

1.2 Protección y durabilidad de las armaduras en el hormigón

La durabilidad del hormigón armado como conjunto se basa casi íntegramente en la protección que proporciona la capa de hormigón sobre las armaduras embebidas en él. Esta protección se establece a dos niveles:

- Física: por la barrera que representa el recubrimiento.
- Química: la elevada alcalinidad del hormigón desarrolla sobre el acero una capa pasivante.

Esencialmente son dos las causas que pueden dar lugar a la destrucción de la capa pasivante del acero al carbono dejándolo desprotegido:

- La disminución de la alcalinidad de hormigón por reacción con sustancias

ácidas del medio.

- La presencia de una cantidad suficiente de cloruros en contacto con la armadura.

1.3 Oxidación en un hormigón carbonatado

La carbonatación del hormigón es la pérdida de esa alcalinidad debido a la entrada de dióxido de carbono CO_2 a través de la red de capilares y poros que, reaccionando con las sustancias alcalinas del cemento, transforma los hidróxidos en carbonatos reduciendo así el pH del hormigón.

El frente de carbonatación avanza desde el exterior de la pieza y cuando alcanza la armadura, la película de pasivación que protege el acero al carbono se desestabiliza y pierde su función protectora de forma generalizada.

Una vez desaparece la protección, se deja la puerta abierta para que, en presencia de humedad prolongada, se produzcan las reacciones de oxidación.

Un dato importante a la hora de evaluar los efectos de la carbonatación en una pieza de hormigón armado, es la velocidad a la que avanza la carbonatación. Esta depende principalmente de:

- La concentración de CO_2 en el ambiente.
- Del contenido de humedad del hormigón.
- De la porosidad del hormigón.

Una vez expuesto el proceso de carbonatación se puede concluir que cuanto más poroso es el hormigón que envuelve el acero y mayor es la concentración de CO_2 , la velocidad de avance de la carbonatación se acelera.

1.4 Oxidación en un hormigón contaminado por cloruros

Los cloruros se pueden encontrar dentro del hormigón de dos formas: cloruros libres, es decir en el agua contenida en los poros, que son los que pueden ser agresivos para las armaduras, y cloruros combinados, formando parte de la masa del hormigón, fundamentalmente como cloroaluminatos. La suma de libres y combinados se suele llamar cloruros totales.

Los iones cloruro tienen la propiedad de destruir de forma puntual la capa pasivante de las armaduras cuando se encuentran en contacto con ellas, lo que provoca una corrosión conocida con el nombre de “corrosión por picaduras”. Estos puntos son el ánodo de la pila de corrosión, por lo que progresan en profundidad, pudiendo llegar a producir la rotura puntual de las barras.

El tiempo que tardan los cloruros en llegar hasta la armadura se llama “periodo de iniciación” y dependerá principalmente de:

- La concentración de cloruros en el medio exterior.
- La naturaleza del catión que acompaña al cloruro.
- La calidad del hormigón, tipo de cemento, proporción de aluminato tricálcico y relación a/c.
- La temperatura.

- El ancho y cuantía de las fisuras.
- El material que componen las armaduras.

1.5 Vida útil de las armaduras

Como vida útil se puede llegar a entender aquella durante la cual el elemento considerado conserva todas las características mínimas de funcionalidad, resistencia y aspectos externos exigibles.

La presencia de cloruros y la disminución de la alcalinidad son los factores que actúan durante el período de iniciación (factores desencadenantes). Una vez que alcanzan la armadura, los factores que inciden en que el período de propagación sea más o menos rápido son el contenido de humedad y el oxígeno (factores acelerantes) que rodean a la armadura y el material en que se haya fabricado ésta.

Factores desencadenantes

Los factores que pueden llegar a desencadenar el proceso de corrosión de las armaduras de acero son:

- Contaminación por cloruros.
- Reducción del pH por efecto de la carbonatación del hormigón.

Factores acelerantes

Los factores que fijan el proceso de corrosión de las armaduras son:

- El contenido de humedad, que a su vez fija la disponibilidad de oxígeno en las cercanías de la armadura.
- La proporción de cloruros.
- La temperatura.

Las velocidades de corrosión máximas se dan en hormigones con contenidos en humedad altos, pero sin saturar los poros. En este caso, el oxígeno llega libremente hasta la armadura y la resistividad es lo suficientemente baja para permitir elevadas velocidades de corrosión.

1.6 Causas y efectos de la corrosión

La corrosión de armaduras generalmente se presenta con síntomas visibles de manchas de óxido en la superficie del hormigón, delaminaciones o grietas que corren siempre paralelas a las armaduras, pero también la corrosión se puede presentar sin ningún signo visible en la superficie del hormigón, dependiendo de los siguientes factores:

- Diámetro y separación de redondos.
- Espesor y calidad de recubrimiento.
- Geometría de la pieza.
- Magnitud de la propia corrosión.
- Contenido en humedad del hormigón.

Los productos derivados de la corrosión de las armaduras son más voluminosos que el acero original, traducándose en la aparición de fuerzas expansivas que someten al hormigón circundante a tensiones de tracción, provocando en última instancia una fisuración del recubrimiento que discurre longitudinalmente paralela a las armaduras corroídas. Si el proceso no es detenido puede saltar todo el recubrimiento, dejando al descubierto la armadura.

Sin embargo no siempre se produce fisuración cuando las armaduras se corroen, si el hormigón está muy húmedo, los óxidos se generan a una velocidad constante y pueden emigrar a través de la red de poros y aparecer en la superficie en forma de manchas.

Para determinar las causas y factores que intervienen en un caso concreto, en primer lugar hay que proceder a efectuar una inspección visual preliminar. Los puntos a tratar en esta inspección previa son los siguientes:

- Examen visual de todos los elementos que puedan presentar corrosiones. Toma de fotografías para registro posterior.
- Anotación y catalogación de todas las lesiones.
- Identificación de la agresividad del ambiente.
- Eliminación del recubrimiento del hormigón en algunos puntos singulares para la observación visual directa de las armaduras.
 - Fotografías del proceso de extracción de muestras.
 - Registro del espesor del recubrimiento.
 - Disminución del diámetro de la armadura.
 - Aspecto del hormigón.
- Completar la inspección anterior con los siguientes ensayos:
 - Profundidad de carbonatación.
 - Presencia de cloruros y su origen (interno / externo).
 - Calidad del hormigón.

Para proceder a la extracción de las muestras se tendrán en consideración los siguientes aspectos:

- Identificación de las zonas expuestas a la atmósfera más agresiva.
- Zonas aparentemente más dañadas con presencia visible de signos de corrosión.
- Zonas de máximo trabajo mecánico.
- Zonas de vientos predominantes y asoleamiento.

Una vez terminada la toma de datos se puede proceder a establecer el primer diagnóstico de la situación. Es durante esta fase de primer diagnóstico cuando se planteará la necesidad de efectuar un estudio más detallado o no.

Realizar un diagnóstico correcto de las causas de la iniciación del proceso y de los factores que han influido en su propagación hasta el estado de deterioro consiguiente, resulta fundamental cuando se pretende una reparación duradera.

2 Un caso práctico. Reparación de los aplacados de fachada de Residencial Torres Blancas

2.1 Descripción del inmueble

El inmueble objeto de estudio está constituido por dos torres de viviendas situado en el Residencial Torres Blancas, Av. Niza 1 y 2 de la Playa San Juan, Alicante.

El proyecto del Residencial es original del Arquitecto D. Guillermo López Campos y la dirección de obra del Arquitecto José Antonio Peiró Alejandre.

El conjunto edificado se compone de dos torres separadas entre sí unos 15 metros aproximadamente, con 18 plantas de viviendas cada una. En cada planta de cada torre se distribuyen 4 viviendas, 2 centrales y 2 laterales con amplias terrazas originalmente abiertas, de manera que nos encontramos con un conjunto residencial de unas 144 viviendas (Figura 1).

Las dos torres se unen en planta baja por distintos locales destinados a usos comunes, zaguanes de escalera, cafetería, etc. y una entreplanta abierta de uso comunitario, de manera que la primera vivienda se sitúa ya a una altura desde vial de acceso de unos 7 a 8 metros aproximadamente.



Figura 1 Vista área de Residencial Torres Blancas, Alicante.

La urbanización se ordena en una manzana sensiblemente cuadrada entre las avenidas de Niza, Costa Blanca y Benidorm. En la primera línea frente al mar, en la avenida Niza, se sitúan las torres destinadas principalmente a viviendas, en la parte trasera alineada con la avenida Costa Blanca se organiza la superficie destinada a zonas comunes ajardinadas, piscina y pistas deportivas, quedando la zona central destinada a aparcamientos privados.

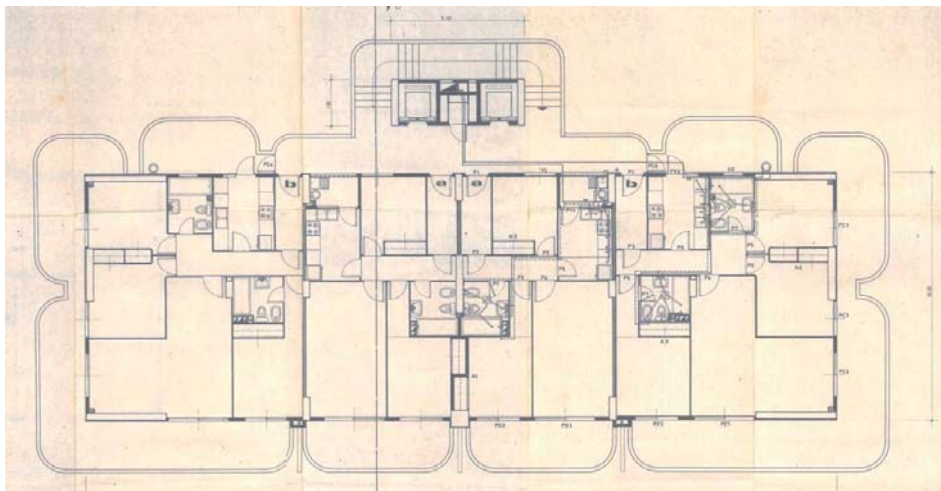


Figura 2 Planta tipo de una de las torres.

Cada torre está formada por un núcleo de escaleras entorno a dos cajas de ascensores en su fachada oeste. Este núcleo de comunicaciones da servicio a cada planta a través de corredores abiertos que dan acceso a las viviendas según el esquema de la Figura 2.

La antigüedad del inmueble es de, aproximadamente, 30 años. La estética principal del edificio se constituye por medio de los antepechos de las terrazas de cada vivienda y los elementos de barandillas en un primer plano.

Los antepechos están revestidos por aplacados de hormigón prefabricado color blanco, y se caracterizan por dotar a la fachada de una textura ranurada en dirección vertical, al tiempo que tienen un ligero movimiento y establecen un ritmo que unifica las fachadas. Tras los antepechos de las terrazas, se encuentran los elementos de barandillas fabricadas en metacrilato color verdoso, que en contraste con el blanco de los aplacados, constituyen un elemento singular dentro de la estética general de las fachadas.

La siguiente descripción se obtiene de la apreciación “in situ” de los elementos y se limita a aquellos que, como se verá más adelante, afectan a elementos de fachada. El resto de elementos constructivos se obvia en este documento por ser irrelevantes para la redacción del Proyecto de Reparación.

Los antepechos de terraza se encuentran revestidos por piezas prefabricadas de hormigón armado, encontrándonos varios tipos de piezas con medidas distintas. Estas piezas disponen de un tacón interior que sirve de apoyo sobre el borde del forjado. La pieza se compone de una armadura de piel tipo malla y de otra principal incorporada en el tacón de apoyo.

En los laterales de la pieza, cerca de la junta con las piezas adyacentes, la armadura principal del tacón, sale del hormigón quedando libre unos 15 cm a cada lado. Este tramo de armadura, que queda fuera del hormigón, se encuentra unido por soldadura a una pletina anclada al borde de forjado.



Figura 3 Vista frontal de una de las torres durante los trabajos de rehabilitación.

El sistema de sustentación de las piezas de antepecho funciona de dos maneras principalmente:

- A esfuerzos verticales: de peso propio de la pieza y sobrecargas, la pieza transmite la carga al forjado a través del apoyo del tacón.
- A esfuerzos horizontales: de viento fundamentalmente, la pieza queda estable mediante la soldadura de la armadura principal del tacón a una pletina anclada al borde del forjado. La armadura embebida en la pieza, en los extremos laterales de la misma, sale del hormigón quedando libre unos 15 cm a cada lado, lo cual permite fijar por soldadura la pieza con suficiente seguridad.

Cabe destacar que las juntas entre dos piezas se encuentran recubiertos con estopada de escayola por su parte interior.

Todas las fachadas han ido sufriendo modificaciones desde su ejecución, las cuales se comentan a continuación.

Las principales modificaciones que ha sufrido la fachada a lo largo de los años han sido fundamentalmente los acristalamientos de las terrazas originales, invadiendo y ganando espacio interior a las viviendas, así como el pintado general de la fachada. Así, algunos propietarios han optado por acristalar, total o parcial-

mente sus terrazas, consiguiendo de este modo una gran diversidad de soluciones que modifican la estética original del inmueble.

Actualmente, del total de las terrazas, aparecen sin acristalar aproximadamente unas 90 viviendas de las 144 existentes. En la Figura 4 se muestra un esquema de las terrazas acristaladas actualmente.

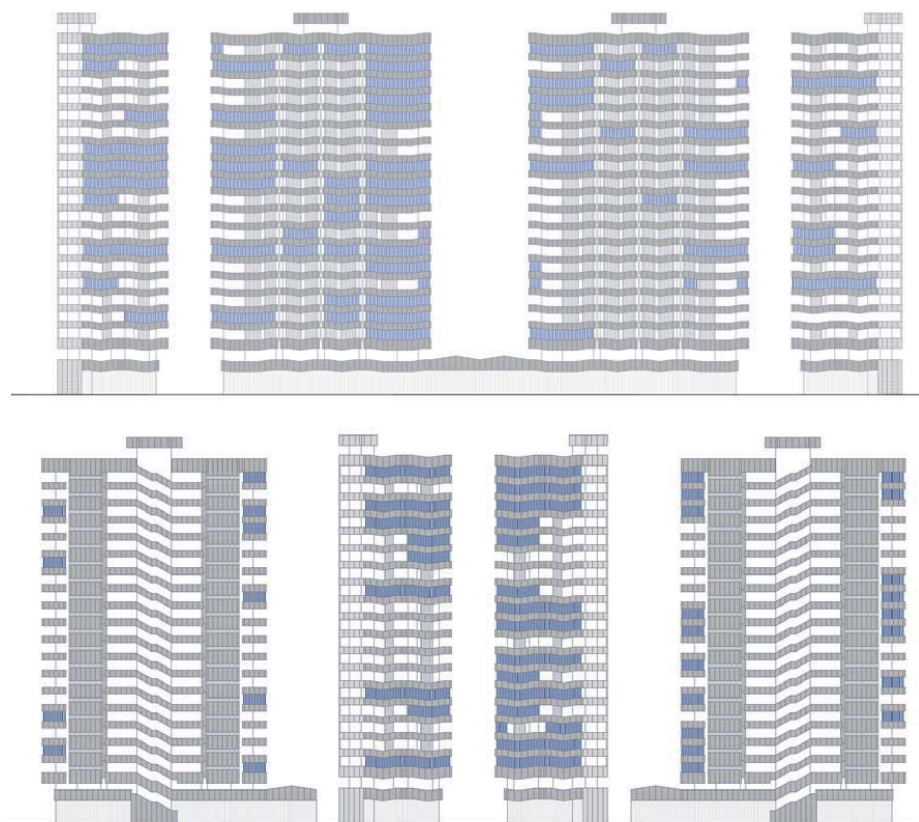


Figura 4 Fachadas de las dos torres con las terrazas acristaladas marcadas en color oscuro.

Cuando se acristala encima del antepecho, que estaba inicialmente ventilado y abierto en sus dos caras, éste se convierte en un cerramiento que separa el ambiente interior del exterior, y además se le añade una carga adicional de la carpintería y el vidrio que antes no tenía.

Por último, se observa que los aplacados de fachada están revestidos con una pintura que no tiene capacidad para transpirar, de manera que se modifica su estado inicial de ventilarse, además de generar una dificultad de evaporación de la humedad que estaba contenida en las piezas antes de pintar.

2.2 Lesiones existentes en los aplacados de fachada

A continuación se comentan las lesiones detectadas.

2.2.1 Fisuración en aplacados de fachada

Las fisuras en el hormigón son roturas que aparecen generalmente en la superficie del mismo, debido a la existencia de tensiones superficiales superiores a las admisibles. Cuando la fisura atraviesa de lado a lado el espesor de una pieza, se convierte en grieta.

En la inspección visual realizada en los descensos de fachada, se han observado algunos tipos de fisuraciones que pasamos a describir a continuación.

- **Fisuración antigua**

En varias zonas se observa un tipo de fisuración debajo de la capa de pintura que reviste las piedras (Figura 5), lo que indica una fisura previa a la aplicación de la pintura en fachadas, que se encuentra ya estabilizada dado que en muchos casos no rompe la capa de pintura.



Figura 5 Fisuración antigua en los aplacados de fachada.

- **Fisuración activa**

En algunas piezas también se aprecia un tipo de fisura leve según tres patrones característicos:

- A) Fisuras en juntas verticales entre dos piezas:**

Estas fisuras se encuentran en un alto porcentaje de las piezas. Realmente se producen en el mortero de relleno de juntas entre dos piezas de hormigón.



Figura 6 Fisuras verticales en las juntas de mortero entre las placas.

B) Fisuras horizontales de directriz recta:

Son fisuras que presentan una directriz recta sensiblemente horizontal y de pequeña entidad. En algunas de las probetas extraídas en los aplacados, coincidente con este tipo de lesión se ha encontrado una línea de alambre de acero de 4 mm de diámetro que constituye la armadura de piel de las piezas.



Figura 7 Fisuras horizontales de directriz recta.

C) Fisuras verticales en cuña:

Se observan tipos de fisuración con una distribución en cuña, focalizando una línea de armadura en inicio de corrosión. En la inspección realizada en los descensos de fachada, este tipo de lesión corresponde con la localización de la armadura principal de las piezas en los anclajes, al nivel de la cara superior del forjado, con un diámetro de unos 8 mm.

2.2.2 Grietas en aplacados de fachada

Entendemos por grietas la rotura que alcanza la totalidad del espesor de la pieza, debilitándola localmente y generando una situación de riesgo de desprendimientos.

En la toma de datos efectuada, hemos podido detectar distintos tipos de grietas según su forma.

- **Grietas en anclajes**

Son grietas localizadas sensiblemente a la altura de la cara superior del forjado, coincidentes con la posición de la armadura principal de las piezas en el anclaje. Se manifiestan en forma de cuñas, llegando a generar la rotura de trozos en las crestas, quedando sueltos y con riesgo de desprendimientos (Figuras 8, 9 y 10).



Figura 8 Grietas en forma de cuñas coincidentes con la armadura principal (I).



Figura 9 Grietas en forma de cuñas coincidentes con la armadura principal (II).



Figura 10 Grietas en forma de cuñas coincidentes con la armadura principal (III).

- **Grietas verticales en crestas**

En algunas piezas, se pueden observar grietas que discurren verticalmente a ambos lados de una cresta en las zonas superiores de la pieza, abarcando entre 20 y 30 cm aproximadamente (Figura 11). Esta grieta, en alguna zona, llega a producir la rotura de trozos de hormigón que pueden retirarse fácilmente con la mano y por lo tanto suponen un riesgo de desprenderse.

En la inspección realizada en los descensos, al retirar alguno de estos trozos, se observa que coincide con la localización de una armadura vertical distinta al mallazo de piel. Esta armadura tiene aproximadamente un diámetro de 8 mm y solamente se ha detectado en algunas piezas.



Figura 11 Grietas verticales en las crestas de los aplacados.



Figura 12 Deterioro de la pintura que se aplicó sobre los aplacados.

Con frecuencia este tipo de grietas va acompañado del deterioro de la pintura de revestimiento dejando marcas en forma de pequeñas burbujas que eclosionan, como se puede observar en la Figura 12.

- **Grietas en repisa superior**

En la repisa superior de las piezas, visibles perfectamente desde el interior de las terrazas, se observan agrietamientos en el hormigón (Figura 13). Este daño no se aprecia de manera generalizada a lo largo de la pieza, sino que se acumula en zonas, frecuentemente en los extremos, pero llega a producir la rotura de trozos del hormigón, principalmente los elementos de crestas, quedando sueltos y existiendo riesgo de desprenderse.



Figura 13 Grietas en la repisa superior de los aplacados.

2.2.3 Oxidación en armaduras de piel

Las piezas de hormigón prefabricado tienen dos tipos de armadura, una armadura de piel, fina, tipo malla con redondos lisos de 4 mm de diámetro, y otra principal más gruesa a la altura de la cara superior del forjado que constituye el anclaje.

Mediante la extracción de testigos cilíndricos, podemos ver el corte transversal de los alambres de acero que constituyen la armadura de piel. Este corte muestra la sección circular del acero rodeado en ocasiones de una capa de óxido. En función del óxido encontrado podemos establecer si en la zona del corte existe mayor o menor oxidación.

Cabe destacar que la inspección visual del corte, facilita una información puntual de la pieza que deberá verse complementada con otro tipo de datos obtenidos en los ensayos correspondientes.

Basándose en las muestras obtenidas podemos estimar el porcentaje de las armaduras de piel con problemas de corrosión.

2.2.4 Oxidación en armadura de anclajes

Respecto a la armadura principal descrita anteriormente, que constituye el anclaje de la pieza de hormigón, hemos de considerar dos zonas diferentes, una parte del acero que se encuentra embebida en el hormigón de la pieza, y otra que sale del hormigón quedando al aire para soldarse a un elemento metálico que espera anclado a borde de forjado.

- **Parte embebida en el hormigón**

La inspección de la parte embebida se realizó desde el exterior en los descensos realizados por fachada. La gravedad de la oxidación se manifiesta por la aparición de grietas en cuña, y en los casos en los que se ha podido quitar el trozo de hormigón agrietado, se ha observado un deterioro del acero importante con exfoliación y pérdida de material del acero.

Cabe destacar que en el caso que nos ocupa, y dada la geometría y naturaleza de las piezas, la pérdida de acero por efectos de la corrosión, en cuanto a capacidad portante se refiere, no es significativa, ya que antes de llegar a ese grado de oxidación, se generan roturas de pequeños trozos de hormigón que se desprenden y atentan contra la seguridad de las personas.

- **Parte fuera del hormigón**

Por otro lado, la parte de esta armadura que sale del tacón de la pieza y queda al aire, ha sido inspeccionada en los ensayos de demolición de las piezas. En estas catas se ha observado que el acero se encuentra mayoritariamente en buen estado, incluso se puede apreciar todavía la pintura color naranja de las pletinas ancladas a borde de forjado (Figura 14).



Figura 14 Detalle de las piezas de acero ancladas a borde de forjado.

Hemos podido comprobar que por el interior, se utilizó escayola con estopa para el rejuntado de las placas y que en algunos casos este material ha estado en contacto con los anclajes.

Los elementos a los que se suelda la armadura de las piezas, barras y pletinas ancladas a borde de forjado, están protegidos en la mayoría de los casos, como se ha podido observar en las catas realizadas, con la habitual protección de la época de minio de plomo, color naranja, que generalmente se encontraba en perfecto estado.

Respecto a las barras que salen del aplacado en sus extremos, y que se utilizaron para soldar al elemento metálico anclado al forjado, pletina o redondo, éstas no se han visto en ningún caso que estuvieran protegidas con el minio.

En algunos casos, las barras de la pieza que quedan al aire, se ven afectadas por oxidación, apreciándose manchas de óxido sobre todo cuando entra en contacto con la estopada de escayola usada en las juntas interiores entre las dos piezas.

Pero hay que destacar que en ningún caso se puede temer por la estabilidad de las piezas como consecuencia de la corrosión encontrada, debido a que las barras de acero están tan sobredimensionadas, que aunque se quedaran reducidas a la mitad, un alambre de 4 mm, serían totalmente válidas para soportar las acciones máximas a las que podría estar sometido. No hemos de olvidar que la pieza está apoyada sobre el forjado por medio del tacón de hormigón, y que la armadura que sale en horizontal sólo sirve para sujetarse levemente frente a esfuerzos horizontales, esta armadura no es la responsable de transmitir el peso de la piedra al forjado.

2.3 Solución adoptada para la reparación de los aplacados

El conjunto de soluciones adoptadas se centra en la eliminación de las causas que han provocado la gran mayoría de lesiones y en la reparación de los efectos propiamente dichos que ha tenido el desarrollo del proceso patológico sobre los diferentes elementos constructivos del edificio.

La propuesta de reparación para las piezas prefabricadas de hormigón pasa por 3 actuaciones: sustitución, reparación y protección.

2.3.1 Sustitución de aplacados

- **Criterios de sustitución de aplacados**

Esta actuación se llevará a cabo en las piezas en donde se han detectado las siguientes lesiones:

A) Fisuras por oxidación inicial de la armadura principal

Como veíamos en apartados anteriores, las piezas tienen un armado de piel fino y un armado principal de aproximadamente 8 mm de diámetro. Este armado más grueso se encuentra en horizontal a la altura de la cara superior del forjado embebido en el tacón de apoyo de las piezas. Además en algunas piezas, que no en todas, hemos encontrado algún armado vertical de unos 6 mm de diámetro.

Estos tipos de armadura, más gruesas que el mallazo de piel, cuando están en un grado de oxidación inicial generan una fisuración muy localizada. Conforme avanza la corrosión, y una vez abierta la fisura lo hace de manera acelerada, estas armaduras son capaces de generar agrietamientos importantes, rompiendo el hormigón existiendo riesgo de desprendimientos. Cuando este tipo de fisuración se convierte en grieta, la lesión es grave y su protección muy complicada. Es por ello por lo que se sustituirán todas aquellas piezas que posean fisuras vinculadas a la armadura principal de la pieza, vertical u horizontal. Para asegurarnos que no se vuelven a repetir estos procesos de corrosión, se elige acero inoxidable para garantizar la durabilidad de la nueva pieza.

B) Grietas y desprendimientos por oxidación de la armadura principal

Esta lesión es una situación avanzada de la oxidación de barras de 6 y 8 mm de diámetro, que tienen entidad suficiente para romper trozos de hormigón en forma de cuña y generar desprendimientos.

La posición de estas grietas aparece vinculada a la armadura principal de las piezas, horizontal en el tacón de apoyo, y verticales. Nos encontramos con grietas de directriz recta y con otras en forma de cuña.

Se sustituyen todas aquellas piezas con presencia de grietas derivadas de la oxidación de la armadura principal.

C) Contaminación por cloruros

Este tipo de lesión únicamente se detecta mediante ensayos en laboratorio, como hemos comentado anteriormente. Un alto contenido en cloruros representa un factor que acelera la corrosión.

Este tipo de lesión aparece en mayor cantidad en las fachadas norte, algo razonable si tenemos en cuenta que son las fachadas más expuestas a los vientos y menos soleadas, con lo que la humedad permanece más tiempo en el hormigón, y con ella los agentes contaminantes.

Es por ello por lo que las piezas cuyo grado de contaminación se encuentre por encima del umbral crítico recomendado, se deben sustituir.

• Propuesta de sustitución de aplacados

Esta actuación se llevará a cabo en la fachada norte de cada torre, y en las piezas del resto de fachadas que manifiesten las lesiones anteriormente descritas.

Para ello se procederá a la demolición de la pieza a sustituir mediante corte con radial. La demolición de cada pieza se realizará a tramos dado el enorme peso de cada una de las piezas.

Una vez demolida la pieza se procederá a ejecutar la subestructura metálica que recibirá a la nueva. La nivelación y plomada de esta subestructura son fundamentales, dado que de su posición dependerá el ajuste de cada pieza.

La geometría de la pieza nueva será similar a la original, de hormigón prefabricado blanco con una cara vista ranurada y un espesor máximo de 6 cm. Se armará interiormente empleando para ello barras corrugadas de acero inoxidable AISI 316L o AISI 2205 de 6 mm de diámetro en todos los casos. La disposición del armado aparece detallada en la Figura 15. De esta manera, sabiendo que es una zona crítica desde el punto de vista de la corrosión, garantizamos la durabilidad de la nueva estructura.

Además del armado, cada pieza se fabricará con un par de perfiles en “L” para su apoyo en su cara interior y un par de placas verticales para su anclaje en acero inoxidable 316L. Durante su fabricación, se dejarán unos agujeros sin hormigonar mediante unos pasadores metálicos cilíndricos de acero inoxidable a través de los cuales se atornillará la pieza a la subestructura metálica.

A continuación se procederá a colocar la pieza nueva, apoyándola primero y atornillándola después. Se colocará en sentido horizontal, atacando de frente para no alterar las fábricas de ladrillo existentes.

El apoyo se realizará entre el perfil en “L” de la pieza y la superficie horizontal de la placa en “U” atornillada al frente el forjado, teniendo especial cuidado en alinearlas a las piezas colindantes.

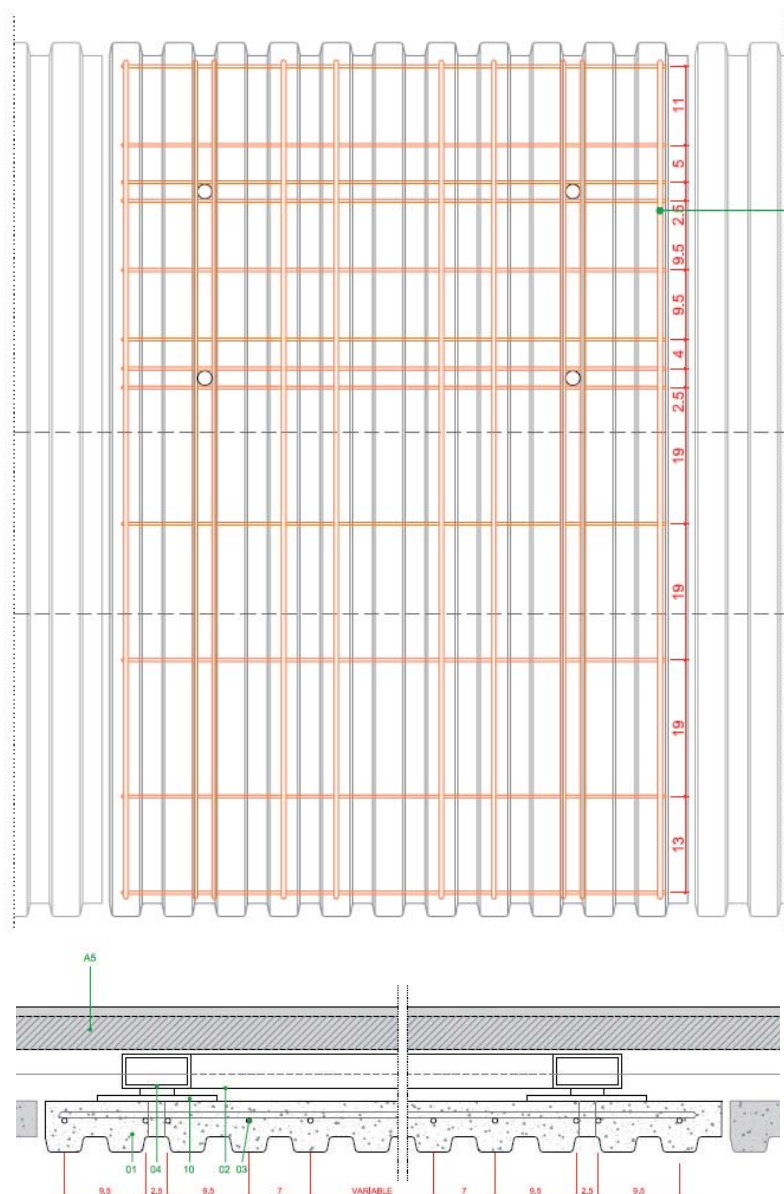


Figura 15 Alzado y sección del nuevo armado de acero inoxidable de las placas.

El anclaje se realizará atornillando la pieza a través de sus agujeros y las placas verticales a la subestructura metálica soldada al forjado.

Para finalizar, se tapanán los agujeros con hormigón de las mismas características que el empleado en el hormigonado de las piezas para posteriormente revestir todas las piezas con una protección de acabado.

2.3.2 Reparación de grietas

- **Criterios de reparación de grietas**

Esta actuación afecta a un número muy reducido de piezas que presentan las siguientes lesiones:

A) Grietas por oxidación de la armadura de piel

Si recordamos, las armaduras de piel de las piezas, están formadas por un mallazo de alambres lisos de 4 mm de diámetro. En las catas efectuadas en estas fisuras, hemos encontrado que coinciden con la situación de algún alambre del mallazo. Si se produce la oxidación en este tipo de armadura de piel, se produce un aumento de volumen en el alambre que intenta empujar al hormigón. Si esa tensión es lo suficientemente fuerte, será capaz de fisurar el hormigón que rodea a la armadura, y si fuera superior, sería capaz de ir avanzando la fisura hasta transformarla en una grieta. Debido al reducido espesor del mallazo, lo más habitual es que éste solamente puede, cuando se oxida, llegar a fisurar el hormigón, después el acero puede seguir oxidándose pero no genera desprendimientos de trozos de hormigón.

B) Grietas leves por oxidación de la armadura principal

Como ya se ha comentado en el apartado anterior, la presencia de estas grietas conlleva la sustitución de las piezas.

Sin embargo, nos hemos encontrado con situaciones en las que la lesión se encuentra todavía en un estado muy inicial. En estos casos, se pasará a reparar para posteriormente proteger y pintar.

- **Propuesta de reparación de grietas**

Esta actuación se llevará a cabo en las piezas de fachada que manifiesten las lesiones anteriormente descritas.

En primer lugar se limpia la superficie ranurada de las piezas afectadas mediante chorreado abrasivo de silicato de aluminio. Se deja la pieza totalmente limpia, seca y libre de cualquier resto de pintura.

A continuación se abre la grieta mediante un cajeado que abarcará todo el recorrido de la grieta siguiendo la geometría de la greca. Dicha roza alcanzará una profundidad y anchura entre 1 y 1,5 cm. Una vez realizada la roza, se eliminará todo el resto de polvo que pudiera tener la hendidura como resultado de la ejecución de la roza y se aplicará con brocha dos capas de impregnación incolora con inhibidor migratorio de corrosión en toda la superficie de la roza. Una vez seco se procederá a la aplicación de una capa de imprimación para mejorar la adherencia con el posterior material de sellado.

A continuación se rellenará la roza mediante masilla de base cementosa de alta adherencia y se rematará superficialmente con un mortero cosmético para igualar las superficies.

Por último, y tras la reparación de las grietas, se procederá a proteger la armadura de la piedra en su totalidad mediante un inhibidor de la corrosión, para finalmente acabar con un revestimiento de protección y acabado.

2.3.3 Protección de la armadura de los aplacados

- **Criterios de protección**

La protección de las piezas se realizará sobre todas aquellas que no se van a sustituir.

- A) Fisuras por oxidación de las armaduras de piel**

Se han detectado piezas en donde la oxidación de las armaduras de piel únicamente han ocasionado la aparición de fisuras, sin llegar en ningún caso a original grietas ni desprendimientos de trozos de hormigón.

- B) Fisuras de montaje**

En algunas catas, hemos podido observar que detrás de algunas fisuras, no existe armadura, e incluso que estas fisuras quedan detrás de la pintura de la fachada sin que ésta se rompa. Esto nos indica que este tipo de fisuración es antigua y que ya existía antes de aplicar la pintura, pero además nos indica que se ha estabilizado pues de lo contrario seguiría rompiendo la pintura.

- **Propuesta de protección**

Como ya hemos ido comentando, el primer paso para proteger las piezas es limpiarlas. Se limpiará la superficie de la totalidad de las piedras que no se van a sustituir mediante chorreado abrasivo de silicato de aluminio. Se dejará la pieza totalmente limpia, seca y libre de cualquier resto de pintura.

Mediante medios mecánicos de proyección a baja presión se aplicará el inhibidor de corrosión. Este proceso se realizará en un mínimo de 4 capas consecutivas, dejando como mínimo un intervalo de 15 minutos entre cada aplicación o hasta que la superficie esté seca.

Tras la aplicación del inhibidor se volverán a limpiar las piezas para eliminar cualquier resto de suciedad, grasas y polvo del soporte.

Por último se aplicará una capa de protección y acabado a todas las piezas de la fachada para dotarla de homogeneidad, las sustituidas y las reparadas.

2.4 El acero inoxidable corrugado en el armado de los aplacados

Para la ejecución de los nuevos aplacados se establecen unos criterios de durabilidad a la hora de seleccionar el acero con el que se confeccionarán las armaduras y los elementos más críticos.

En una primera aproximación, hay básicamente dos motivos por los que se suelen utilizar armaduras corrugadas de acero inoxidable, estos son, por su resistencia a la corrosión en situaciones agresivas y por sus propiedades mecánicas.

En el caso que nos ocupa, el motivo de la intervención en el edificio es precisamente el fallo por corrosión de las armaduras de acero originales de los aplacados, es por ello razonable que la propiedad entienda esta actuación como una inversión a largo plazo y tenga en cuenta además otras cualidades exigibles al armado de las nuevas piezas.

Estas cualidades son principalmente una excelente resistencia a la corrosión en ambientes agresivos con alta presencia de ión cloruro, coste de mantenimiento mínimo o nulo, y reducción de riesgos por errores en los procesos de fabricación de las piezas de aplacado, concretamente por espesores de recubrimiento muy reducidos y por soldaduras inapropiadas.

Sobre la base de estas premisas, las alternativas al uso de acero corrugado inoxidable como armado, presentaban incertidumbres de durabilidad puesto que la eficacia de otros sistemas depende mucho de los procesos de manipulación, soldaduras y puesta en obra. Estos son aquellos sistemas que depositan la responsabilidad de la protección del acero frente a la oxidación a un material de recubrimiento, ya sea cinc, una resina, etc.

Una vez elegido el corrugado de acero inoxidable como el armado que más garantías ofrece, en cuanto a los criterios descritos anteriormente, llega el momento de decidir sobre el tipo de acero inoxidable.

Dentro de los tipos de acero inoxidable, buscamos aquellos que tengan mayor resistencia a la corrosión, entre los que destacamos el austenítico AISI 316 y el dúplex AISI 2205, cuyo comportamiento en ambientes agresivos con alto contenido de ión cloruro da mejores resultados.

A pesar de todos los criterios técnicos, una vez iniciadas las obras aparecen variables que el proyectista no puede llegar a contemplar en un momento inicial, y es la disponibilidad de stock de los fabricantes y/o almacenistas en los momentos actuales de dificultad económica.

2.5 Manipulación del acero inoxidable en obra

Casi todos los aceros inoxidables se pueden soldar por los métodos utilizados en la industria hoy en día. Sin embargo, y debido a la diferencia que hay entre estas aleaciones y el acero al carbono, hay variaciones en las técnicas de soldadura y manipulación.

Primero es importante que se sigan unos procedimientos para prevenir la corrosión en la soldadura y el área adyacente, la referida a la zona afectada por el calor (HAZ). Segundo, es deseable mantener unas propiedades mecánicas óptimas en la unión, y tercero, dar algunos pasos para disminuir los problemas de la deformación por el calor.

La principal diferencia entre el inoxidable y otros tipos de acero es su comportamiento que proporciona la resistencia a la corrosión. En la soldadura es necesario elegir una varilla que proporcione un metal de aporte que tenga propiedades de resistencia a la corrosión lo más idénticas posibles o mayores a la del metal base.

En el caso que nos ocupa, se utiliza un material de aporte enriquecido en níquel, de manera que se evite que éstos se conviertan en puntos débiles frente a los agentes agresivos. Estas precauciones son importantes porque los problemas de corrosión empiezan en las áreas soldadas, como por ejemplo la precipitación de carburos que puede conducir a la corrosión intergranular en ambientes corrosivos.

Una vez controlada la manipulación particular del armado, es importante sistematizar los procesos de ejecución y compatibilizarlos con la geometría de las piezas y su hormigonado. Estas piezas de fachada tienen un espesor total de 6 cm, por lo que una barra corrugada perfectamente colocada tendría siempre un recubrimiento inferior a 30 mm. Pero la geometría de las piezas tiene la singularidad de reproducir una superficie grecada con lo que en la cresta de la greca disponemos de 6 cm de espesor total de hormigón, pero en el valle, este espesor se reduce a 4,2 cm y, por lo tanto, el recubrimiento del acero en estas zonas es inferior a 20 mm.

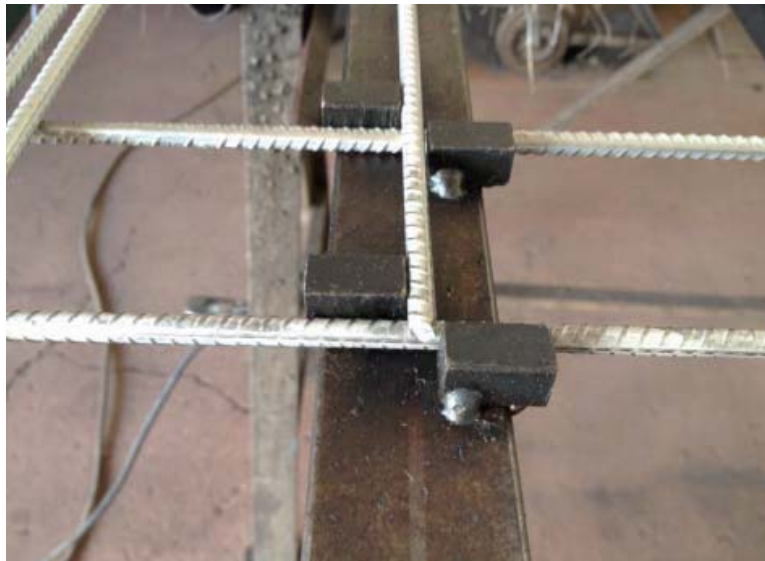


Figura 16 Armaduras de acero inoxidable para los nuevos aplacados.

Además, el armado conforma un emparrillado de barras de diámetro 6 mm, verticales y horizontales que se cruzan, con lo que en una situación de ejecución perfecta, en las zonas de valle, en realidad se dispone de menos de 15 mm de recubrimiento de armaduras.

Seguramente hoy día, en una obra nueva se evitarían estas dificultades en la fase de diseño, pero en una obra de reparación, estas situaciones vienen impuestas por la realidad existente de un edificio de más de 30 años. Incluso podría paliarse si se tratara de una reparación integral de la fachada, pero en este caso en el que se actúa con una sustitución parcial de las piezas, las soluciones técnicas deben adaptarse a estos condicionantes constructivos.

Es precisamente en estos casos, en las obras de reparación, en las que la realidad existente condiciona la solución y afecta a la durabilidad del sistema, cuando el uso de un material de altas prestaciones como el corrugado inoxidable cobra una vital importancia y hace viable lo inviable, convirtiéndose en la solución adecuada a todos los niveles, de diseño, ejecución, manipulación, durabilidad, mantenimiento, y al final de la historia rentable económicamente.

CAPÍTULO 12

Análisis económico de estructuras de hormigón con armaduras de acero inoxidable

E. Medina^a, V. Matres^b y D. M. Bastidas^c

^aEscuela Universitaria de Arquitectura Técnica, Universidad Politécnica de Madrid (UPM)
Avda. Juan de Herrera 6, 28040 Madrid

^bDepartamento Técnico, Laboratorio de Corrosión, Acerinox Europa S.A.U., España

^cCentro Nacional de Investigaciones Metalúrgicas, CENIM-CSIC
Dpto. Ingeniería de Superficies, Corrosión y Durabilidad
Avda. Gregorio del Amo 8, 28040 Madrid

Resumen

La mayor inversión económica que supone la utilización de armaduras de acero inoxidable, en lugar de las de acero al carbono, tiene una repercusión parcial sobre el coste total de la estructura de hormigón que depende de varios aspectos, como son el grado de acero elegido, el ahorro de armaduras si son de acero inoxidable por la posible relajación de las medidas de durabilidad del hormigón, o la utilización de dichas armaduras sólo en los elementos estructurales más expuestos a los agentes agresivos. Para realizar una comparativa económica sobre la utilización de diferentes grados de aceros inoxidables, se han diseñado dos estructuras de hormigón, una correspondiente a un edificio de viviendas y otra a un aparcamiento subterráneo, ambas situadas próximas a la costa, y se han cuantificado y presupuestado varias opciones de armado de la estructura. La nueva armadura de acero inoxidable dúplex de bajo contenido en níquel EN 1.4482 (AISI 2001) es una opción a considerar muy interesante para alargar la vida útil de la estructura con un sobrecoste inicial contenido que se amortiza rápidamente con el ahorro en los costes de mantenimiento a medio y largo plazo.

1 Introducción

Las barras corrugadas elaboradas con acero inoxidable, incluso las del tipo dúplex de bajo contenido en níquel, son en la actualidad de cuatro a siete veces más caras que las tradicionales de acero al carbono B-500-SD, dependiendo del grado elegido. Esto se debe al sobrecoste que suponen los metales aleantes. Además, el níquel es una aleación que viene presentando, desde mediados de mayo de 2006, grandes fluctuaciones en el precio de mercado (Figura 1), lo que le convierte en el aleante más determinante en el precio final del acero inoxidable.

Por ese motivo, en los últimos años se están experimentando con nuevas aleaciones inoxidables que tengan las mismas o similares prestaciones que las

clásicas y multifuncionales AISI 304 y AISI 316 pero cuyo precio final sea más económico, basándose fundamentalmente en reducir el contenido de níquel, aunque eso suponga el incremento de otros aleantes como el manganeso o el cobre.

Los aceros dúplex primero, y los austeníticos y dúplex de bajo contenido en níquel después, son buena prueba de ello.



Figura 1 Evolución del precio del níquel en los últimos años (www.ariva.de).

Sin embargo, ese sobrecoste del material acero inoxidable tiene una repercusión parcial sobre el coste final de la estructura de hormigón, cuya valoración exacta se tiene que calcular para cada caso concreto. Algunos ejemplos tipo, como los que se exponen a continuación, pueden ofrecer una idea aproximada que permita al proyectista y al promotor tomar en consideración la utilización de armaduras de acero inoxidable.

Según la instrucción EHE-08 [1], la vida útil nominal de las estructuras de hormigón armado en edificación y en obra civil debe superar al menos 50 años, que aumenta a 100 años en el caso de estructuras de importancia especial. Por ello, la comparativa económica que se realice para elegir entre la utilización de armaduras de acero al carbono o de acero inoxidable, debe considerar lo que se denomina el ciclo de vida de la estructura. En él, se tienen en cuenta todos los costes referentes a la estructura, desde la compra de los materiales y su construcción, hasta los posteriores de mantenimiento, posibles reparaciones y futura demolición y reciclaje de los materiales.

Diferentes estrategias para prolongar la vida útil de las estructuras de hormigón sometidas a ambientes agresivos, como son el empleo de hormigones de altas prestaciones, el incremento de los espesores de los recubrimientos, el uso de inhibidores, la protección catódica o el empleo de armaduras galvanizadas o recubiertas con epoxi, también suponen un sobrecoste en la ejecución de la estructura, y por lo tanto, la mejor opción económica para cada caso se debe analizar teniendo en cuenta el ciclo de vida de la estructura.

En el caso de la opción de las armaduras de acero inoxidable, los estudios de ciclo de vida le son muy favorables porque garantizan una mayor vida útil de la estructura sin costes de inspección, mantenimiento o reparación, especialmente cuando se consideran plazos de vida útil iguales o superiores a los 100 años [2]. Sin embargo, son pocos los estudios económicos sobre la repercusión de dichas armaduras en edificación. La mayoría se refieren a obra civil. Por ejemplo, en el caso de estructuras expuestas a zona de mareas, la utilización de armaduras de acero inoxidable es más económico que la de acero al carbono, teniendo en cuenta el ciclo de vida, siempre que los costes de construcción no supongan un incremento superior al 14% [3]. En el caso de los puentes de carretera, la utilización de armaduras de acero inoxidable en las zonas más expuestas puede suponer un sobrecoste inferior al 1,5% del coste total de la estructura, y en la reparación de algunos puentes, el uso de armaduras de acero inoxidable ha reducido incluso los costes iniciales de construcción, aunque estos son ejemplos inusuales [4].

Para realizar una comparativa del sobrecoste económico de la construcción en edificación que supone para una estructura de hormigón el utilizar armaduras elaboradas con acero inoxidable en lugar de acero al carbono, se van a considerar dos ejemplos tipo diseñados al efecto:

- Un edificio en altura de 40 viviendas, situado frente a la costa.
- Un aparcamiento subterráneo de 500 plazas, distribuidas en cuatro plantas, también en clase de exposición IIIa.

Para el edificio de viviendas se considerarán diferentes opciones, como por ejemplo, armar con armaduras de acero inoxidable toda la estructura o solamente los elementos más expuestos a la corrosión, o considerar el edificio con o sin planta sótano.

El cálculo del sobrecoste se realizará para los siguientes grados, el austenítico AISI 304 (EN 1.4301), el dúplex AISI 2304 (EN 1.4362) y el dúplex de bajo contenido en níquel AISI 2001 (EN 1.4482).

Como dato de partida, con fecha de abril de 2011 y suponiendo un suministro al detalle de barras corrugadas en largos de 12 metros para una obra de tamaño medio de edificación en Madrid, los precios medios de mercado son los siguientes (precios facilitados por el Departamento Comercial de Acerinox S.A. y el de Armacentro S.A., sin IVA):

- | | |
|--|-----------|
| - Acero inoxidable austenítico AISI 304: | 4,50 €/kg |
| - Acero inoxidable dúplex AISI 2304: | 3,75 €/kg |
| - Acero inoxidable dúplex AISI 2001: | 3,05 €/kg |
| - Acero al carbono B-500-SD: | 0,70 €/kg |

Los precios varían en función del diámetro de las barras corrugadas, por lo que los indicados son medias estimadas para el consumo habitual de una obra tipo de edificación.

El estudio se va a realizar teniendo en cuenta los ahorros de armadura principal que se obtienen en los elementos estructurales que trabajan a flexión, al utilizar armaduras de acero inoxidable, por las dos consideraciones siguientes:

- Los menores recubrimientos necesarios para las armaduras de acero inoxidable, que se pueden reducir a 20 mm frente a los 35 mm necesarios para el caso de armar con acero al carbono.
- El aumento de los límites máximos de fisuración, que se puede pasar de 0,20 mm que limita la instrucción EHE-08 para el acero al carbono a 0,30 mm recomendados para el caso del armado con inoxidable como se indicó en el Capítulo 1.

Se considera igualmente que las características mecánicas de las armaduras de acero inoxidable son iguales que las de acero al carbono B-500-SD.

Según cálculos propios para elementos estructurales de dimensiones y cargas habituales en edificación, los ahorros medios de armado que se pueden conseguir teniendo en cuenta lo dicho antes son los siguientes:

- Vigas planas y forjados in situ: 13%
- Losas (15 cm de espesor): 40%
- Forjados reticulares: 20%

2 Edificio de viviendas

2.1 Introducción

La aplicación más interesante y con mayores beneficios económicos a largo plazo de las armaduras de acero inoxidable es en estructuras de hormigón sometidas a ambientes con cloruros, como es el caso de los edificios situados a menos de 5 km de la costa.

Para realizar la estimación económica del sobrecoste que supondría sustituir las armaduras de acero al carbono por otras de acero inoxidable, se ha diseñado un edificio de cuarenta viviendas (Figuras 2 a 4) cuya estructura se supone en la Clase General de Exposición IIIa de acuerdo a la instrucción EHE-08.

El edificio tiene parte de su estructura expuesta al exterior, como es la planta baja diáfana, las losas de las terrazas y los aleros; y el resto protegida por la albañilería, por lo que se valorará la opción de utilizar las armaduras de acero inoxidable en toda la estructura o sólo en las partes más expuestas. Además, se ha diseñado una planta sótano de aparcamiento, para considerar en la comparativa económica la opción de edificio con o sin planta sótano.

2.2 Datos de partida

El edificio, de 40 viviendas, tiene las siguientes características generales:

- Una planta sótano, una planta baja parcialmente diáfana, cinco plantas de viviendas iguales entre sí y la planta de cubierta plana.
- La planta sótano se destina completamente a aparcamiento. Una rampa exterior con un muro de contención de tierras permite el acceso de los vehículos.

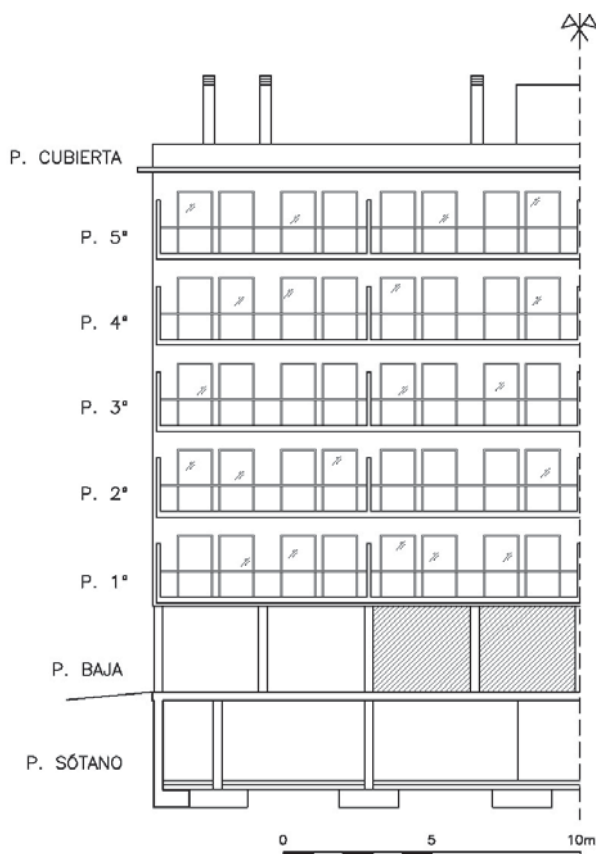


Figura 2 Fachada principal del edificio de 40 viviendas diseñado para realizar la comparativa económica entre la utilización de armaduras de acero al carbono y acero inoxidable (mitad izquierda).

- La planta baja tiene una parte diáfana, con plazas de aparcamiento al exterior, y otra parte cerrada con el zaguán de acceso, núcleo de comunicación vertical y zona de cuartos de instalaciones y trasteros.
- Cada planta de vivienda es simétrica respecto al núcleo de comunicación y tiene ocho viviendas. El edificio tiene un total de 40 viviendas, con una superficie construida media de 98 m^2 (sin repercutir el sótano). Cada vivienda dispone de una amplia terraza formada con losa armada.
- La estructura es de hormigón armado. Los forjados son unidireccionales $25+5 \text{ cm}$, de nervios "in situ" de 10 cm de ancho e interjes a 70 cm .

En la Tabla 1 se adjunta el cuadro de superficies construidas computables y también de estructura y soleras, para realizar la comparativa económica según ambos parámetros. La superficie construida computable es importante desde el punto de vista de la promoción inmobiliaria, mientras que la superficie construida de estructura, es decir, de forjados y soleras, es importante desde el punto de vista del presupuesto del constructor.

Tabla 1 Cuadro de superficies construidas del edificio de 40 viviendas objeto del estudio.

Planta	Edificio con sótano		Edificio sin sótano	
	m ² construidos computables	m ² construidos de estructura y solera (*)	m ² construidos computables	m ² construidos de estructura y solera (*)
Sótano	772	899	-	-
Baja	390	783	390	783
1ª a 5ª	3.525	3.957	3.525	3.957
Cubierta	-	705	-	705
Total	4.687	6.344	3.915	5.445

(*) Incluye todos los forjados, incluso el de cubierta, y las soleras del sótano y de la rampa de acceso.

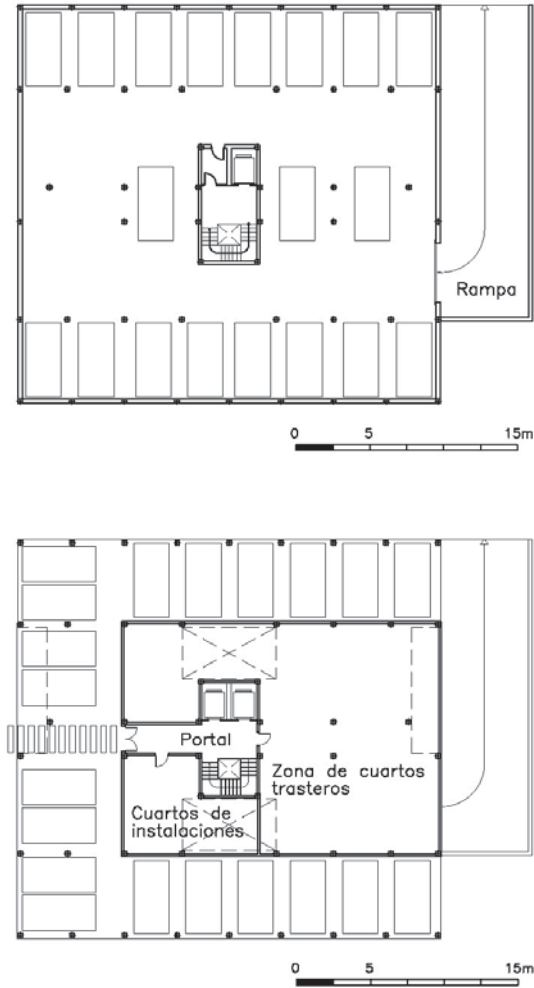


Figura 3 Planta Sótano (arriba) y Planta Baja (abajo) del edificio de 40 viviendas.

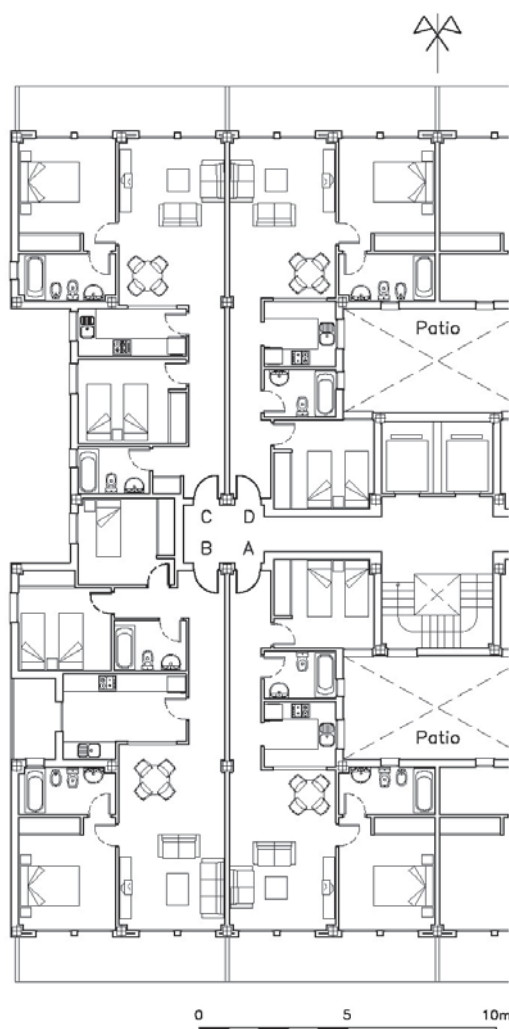


Figura 4 Planta Tipo, de la 1ª a la 5ª, del edificio de 40 viviendas (mitad izquierda).

Las mediciones de la estructura de hormigón son las siguientes:

1.- Edificio con sótano:

Cimentación:

- Hormigón armado en zapatas y vigas riostras: 236 m³

Planta Sótano y rampa:

- Muro de hormigón de sótano, foso de ascensor y rampa: 383 m²

- Solera de hormigón con mallazo electrosoldado: 868 m²

- Hormigón armado en pilares exentos: 7 m³

Planta Baja:

- Forjado de planta baja expuesto al exterior: 393 m²

- Forjado de planta baja en interior: 390 m²

- Forjado de planta 1ª expuesto al exterior: 315 m²

- Hormigón armado en pilares exentos:	7 m ³
- Hormigón armado en todos los pilares:	14 m ³
Planta de Viviendas (medición por planta):	
- Forjado de planta expuesto al exterior (terrazas cocina):	8 m ²
- Forjado de planta en interior:	697 m ²
- Hormigón armado en losas de terrazas al exterior:	7,2 m ³
Planta de Cubierta:	
- Forjado de planta completo:	705 m ²
- Hormigón armado en losa de alero:	10 m ³

2.- Edificio sin sótano (sólo las mediciones que presentan cambios):

Cimentación:	
- Hormigón armado en zapatas y vigas riostras:	143 m ³
Planta Baja:	
- Muro de hormigón en foso de ascensor:	7,5 m ²
- Solera de hormigón con mallazo electrosoldado:	783 m ²

Para los diferentes elementos estructurales, se han tomado las siguientes cuantías medias de armado cuando se utilizan armaduras de acero al carbono (según cálculos propios y [5]):

- Zapatas y vigas riostras:	40 kg/m ³
- Muros:	18 kg/m ²
- Pilares:	80 kg/m ³
- Mallazo de soleras:	1,4 kg/m ²
- Forjados in situ:	3 kg/m ²
- Jácenas planas:	180 kg/m ³
- Zunchos:	75 Kg/m ³
- Losas:	85 kg/m ³

Se considerarán 0,05 m³ de hormigón armado en jácenas y 0,01 m³ en zunchos por cada m² de forjado.

Si se utilizan armaduras de acero inoxidable, las cuantías de algunos elementos se reducen a:

- Forjados in situ:	2,6 kg/m ²
- Jácenas planas:	157 kg/m ³
- Losas:	51 kg/m ³

2.3 Comparativas económicas

En base a los datos expuestos, se han considerado cuatro casos posibles:

1.- Edificio con sótano y sustitución parcial de las armaduras:

La opción más recomendada por su menor coste, para alargar la vida útil de la estructura de hormigón y eliminar las tareas de mantenimiento y reparación por corrosión de armaduras, es sustituir solamente las armaduras de acero al carbono de los elementos estructurales expuestos al ambiente exterior por armaduras de acero inoxidable.

Operando, la cantidad de armaduras de acero al carbono a sustituir es:

- Cimentación (completa):	9.440 kg
- Muros de sótano (todos):	6.894 kg
- Pilares exentos (plantas sótano y baja):	1.120 kg
- Soleras armadas (todas):	1.215 kg
- Forjados expuestos al exterior:	2.220 kg
- Jácenas y zunchos al exterior:	7.215 kg
- Losas (terrazas salones y alero):	8.160 kg
Total:	36.264 kg

La cantidad de armadura de acero inoxidable necesaria, considerando los ahorros posibles por la relajación de las medidas de durabilidad, es:

- Cimentación (completa):	9.440 kg
- Muros de sótano (todos):	6.894 kg
- Pilares exentos (plantas sótano y baja):	1.120 kg
- Soleras armadas (todas):	1.215 kg
- Forjados expuestos al exterior:	1.924 kg
- Jácenas y zunchos al exterior:	6.364 kg
- Losas (terrazas salones y alero):	4.896 kg
Total:	31.853 kg

Es decir, el ahorro medio de armadura es del 13%.

El sobrecoste total de esta opción, para cada uno de los tres grados de acero inoxidable comparados, sería:

AISI 304:	$31.853 \text{ kg} \cdot 4,50 \text{ €} - 36.264 \cdot 0,70 = 117.953 \text{ €}$
AISI 2304:	$31.853 \text{ kg} \cdot 3,75 \text{ €} - 36.264 \cdot 0,70 = 94.064 \text{ €}$
AISI 2001:	$31.853 \text{ kg} \cdot 3,05 \text{ €} - 36.264 \cdot 0,70 = 71.767 \text{ €}$

Si se considera un coste medio de construcción, de la edificación completa, de 800 € por m² construido (PC: Presupuesto de Contrata, incluidos gastos generales y beneficio industrial, sin IVA), la sustitución parcial de las armaduras de acero al carbono por las austeníticas AISI 304 supone un 3,15% de sobrecoste, las dúplex AISI 2304 un 2,51%, y las dúplex de bajo contenido en níquel AISI 2001 sólo un 1,91%. En la Tabla 2 se resumen los datos de los sobrecostes con las repercusiones por superficie construida y de estructura, por vivienda y sobre el PC.

Tabla 2 Sobrecoste y su repercusión, de la sustitución parcial de las armaduras de acero al carbono por otras de acero inoxidable en el edificio de apartamentos con planta de sótano.

Acero inoxidable	Sobrecoste total [€]	Repercusión por m ² construido computable [€]	Repercusión por m ² de estructura y solera [€]	Repercusión por vivienda [€]	Repercusión sobre PC [%]
AISI 304	117.953	25,2	18,6	2.949	3,15
AISI 2304	94.064	20,1	14,8	2.352	2,51
AISI 2001	71.767	15,3	11,3	1.794	1,91

2.- Edificio con sótano y sustitución total de las armaduras:

En el supuesto de sustituir todo el acero corrugado de la estructura por inoxidable, la cantidad de acero al carbono es:

- Cimentación:	9.440 kg
- Muros de sótano:	6.894 kg
- Soleras armadas:	1.215 kg
- Pilares:	7.040 kg
- Forjados:	15.039 kg
- Jácenas y zunchos:	48.877 kg
- Losas:	8.160 kg
Total:	96.665 kg

Y las cantidades de armadura de acero inoxidable necesarias, considerando los posibles ahorros por la relajación de los requisitos de durabilidad, son:

- Cimentación:	9.440 kg
- Muros de sótano:	6.894 kg
- Soleras armadas:	1.215 kg
- Pilares:	7.040 kg
- Forjados:	13.034 kg
- Jácenas y zunchos:	43.112 kg
- Losas:	4.896 kg
Total:	85.631 kg

El sobrecoste de esta opción para cada grado de acero inoxidable sería:

AISI 304:	$85.631 \text{ kg} \cdot 4,50 \text{ €} - 96.665 \cdot 0,70 = 342.227 \text{ €}$
AISI 2304:	$85.631 \text{ kg} \cdot 3,75 \text{ €} - 96.665 \cdot 0,70 = 253.451 \text{ €}$
AISI 2001:	$85.631 \text{ kg} \cdot 3,05 \text{ €} - 96.665 \cdot 0,70 = 193.510 \text{ €}$

Para un PC de 800 €/m² construido, la sustitución total de las armaduras de acero al carbono por las austeníticas AISI 304 supone un 9,13% de sobrecoste, las dúplex AISI 2304 un 6,76%, y las dúplex AISI 2001 un 5,16%.

En la Tabla 3 se resumen los datos de los sobrecostes y las repercusiones.

3.- Edificio sin sótano y sustitución parcial de las armaduras:

Si se considera el edificio sin planta de sótano, la cantidad mínima recomendable de acero corrugado a cambiar por acero inoxidable sería:

- Cimentación:	5.720 kg
- Pilares exentos:	560 kg
- Muros (foso ascensor):	135 kg
- Soleras armadas:	1.096 kg
- Forjados al exterior:	1.041 kg
- Jácenas y zunchos al exterior:	3.383 kg
- Losas:	8.160 kg
Total:	20.095 kg

Tabla 3 Sobrecoste y su repercusión, de la sustitución total de las armaduras de acero al carbono por otras de acero inoxidable en el edificio de apartamentos con planta de sótano.

Acero inoxidable	Sobrecoste total [€]	Repercusión por m ² construido computable [€]	Repercusión por m ² de estructura y solera [€]	Repercusión por vivienda [€]	Repercusión sobre PC [%]
AISI 304	342.227	73,1	53,9	8.556	9,13
AISI 2304	253.451	54,1	40,0	6.336	6,76
AISI 2001	193.510	41,3	30,5	4.838	5,16

Las cantidades de armadura de acero inoxidable necesarias, considerando los posibles ahorros por la relajación de los requisitos de durabilidad, son:

- Cimentación:	5.720 kg
- Pilares exentos:	560 kg
- Muros (foso ascensor):	135 kg
- Soleras armadas:	1.096 kg
- Forjados al exterior:	902 kg
- Jácenas y zunchos al exterior:	2.984 kg
- Losas:	4.896 kg
	Total: 16.293 kg

El sobrecoste de esta opción será:

$$\text{AISI 304: } 16.293 \text{ kg} \cdot 4,50 \text{ €} - 20.095 \cdot 0,70 = 59.251 \text{ €}$$

$$\text{AISI 2304: } 16.293 \text{ kg} \cdot 3,75 \text{ €} - 20.095 \cdot 0,70 = 47.032 \text{ €}$$

$$\text{AISI 2001: } 16.293 \text{ kg} \cdot 3,05 \text{ €} - 20.095 \cdot 0,70 = 35.636 \text{ €}$$

Para un PC de 800 €/m² construido, la sustitución parcial de las armaduras de acero al carbono por las austeníticas AISI 304 supone un $(59.251/3.132.000=)$ 1,89% de sobrecoste, las dúplex AISI 2304 un 1,50%, y las dúplex AISI 2001 un 1,14%.

En la Tabla 4 se resumen los datos de los sobrecostes y sus repercusiones.

Tabla 4 Sobrecoste y su repercusión, de la sustitución parcial de las armaduras de acero al carbono por otras de acero inoxidable en el edificio de apartamentos sin planta de sótano.

Acero inoxidable	Sobrecoste total [€]	Repercusión por m ² construido computable [€]	Repercusión por m ² de estructura y solera [€]	Repercusión por vivienda [€]	Repercusión sobre PC [%]
AISI 304	59.251	15,1	10,9	1.481	1,89
AISI 2304	47.032	12,0	8,6	1.176	1,50
AISI 2001	35.636	9,1	6,5	891	1,14

4.- Edificio sin sótano y sustitución total de las armaduras por inoxidable:

En este caso, la medición de la sustitución completa de armaduras por acero inoxidable sería:

- Cimentación:	5.720 kg
- Muros (foso ascensor):	135 kg
- Soleras armadas:	1.096 kg
- Pilares:	6.480 kg
- Forjados:	12.690 kg
- Jácenas y zunchos al exterior:	41.242 kg
- Losas:	8.160 kg
Total:	75.523 kg

Las cantidades de armadura de acero inoxidable necesarias son:

- Cimentación:	5.720 kg
- Muros (foso ascensor):	135 kg
- Soleras armadas:	1.096 kg
- Pilares:	6.480 kg
- Forjados:	10.998 kg
- Jácenas y zunchos al exterior:	36.378 kg
- Losas:	4.896 kg
Total:	65.703 kg

El sobrecoste de esta opción será:

AISI 304:	$65.703 \text{ kg} \cdot 4,50 \text{ €} - 75.523 \cdot 0,70 = 242.798 \text{ €}$
AISI 2304:	$65.703 \text{ kg} \cdot 3,75 \text{ €} - 75.523 \cdot 0,70 = 193.520 \text{ €}$
AISI 2001:	$65.703 \text{ kg} \cdot 3,05 \text{ €} - 75.523 \cdot 0,70 = 147.528 \text{ €}$

Para un PC de 800 €/m² construido, la sustitución total de las armaduras de acero al carbono por las austeníticas AISI 304 supone un (242.798/3.132.000=) 7,75% de sobrecoste, las dúplex AISI 2304 un 6,18%, y las dúplex AISI 2001 un 4,71%.

En la Tabla 5 se resumen los datos obtenidos.

Tabla 5 Sobrecoste y su repercusión, de la sustitución total de las armaduras de acero al carbono por otras de acero inoxidable en el edificio de apartamentos sin planta de sótano.

Acero inoxidable	Sobrecoste total [€]	Repercusión por m ² construido computable [€]	Repercusión por m ² de estructura y solera [€]	Repercusión por vivienda [€]	Repercusión sobre PC [%]
AISI 304	242.798	62,0	44,6	6.070	7,75
AISI 2304	193.520	49,4	35,5	4.838	6,18
AISI 2001	147.528	37,7	27,1	3.688	4,71

3 Aparcamiento subterráneo

3.1 Datos de partida

Para realizar una estimación económica del coste que supondría sustituir las armaduras de acero al carbono por otras de acero inoxidable, en la estructura de hormigón de un aparcamiento subterráneo, se ha diseñado uno con las siguientes características (Figuras 5 y 6):

- Aparcamiento para 500 plazas distribuidas en cuatro plantas.
- Accesos de vehículos y peatonales a nivel de la planta superior.
- El aparcamiento dispone de rampas de bajada y subida independientes, núcleo de comunicación vertical para peatones con caja de escaleras y ascensor, conserjería, cuartos de instalaciones y almacenes varios.
- Muros perimetrales de 30 cm de espesor (20 cm los muros de contención de tierras en los accesos al garaje), forjado reticular de canto 25+5 cm e interejes 80x80 cm, y losa de 20 cm de espesor en rampas de acceso.
- Superficie construida de 11.770,30 m², es decir, 23,54 m²/plaza.

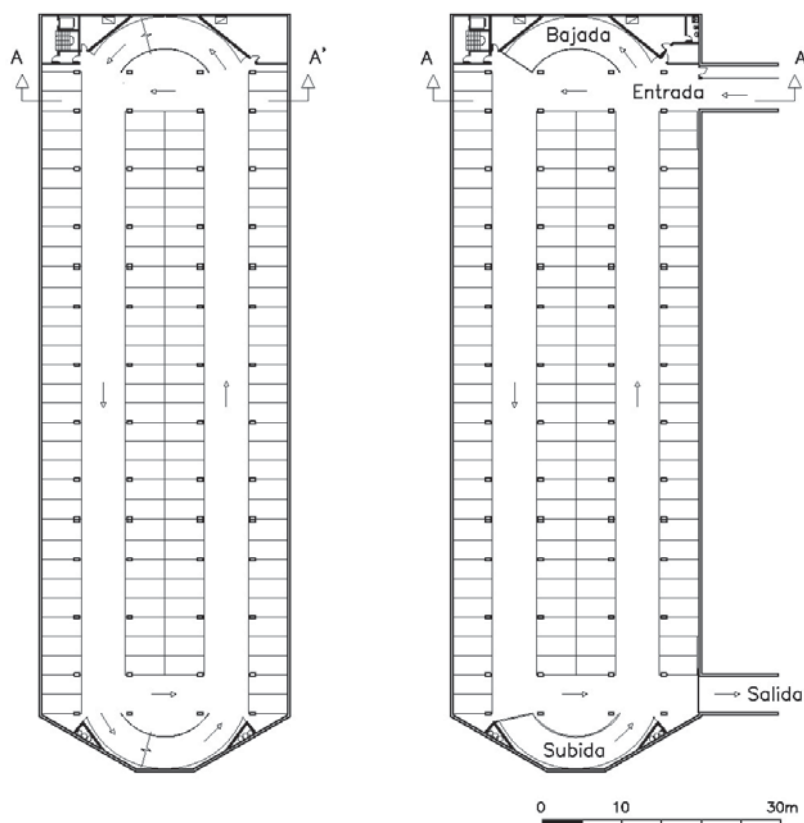


Figura 5 Planta Tipo (1ª a 3ª, izquierda) y Planta de Acceso (4ª, derecha) del aparcamiento subterráneo diseñado para realizar la comparativa económica.

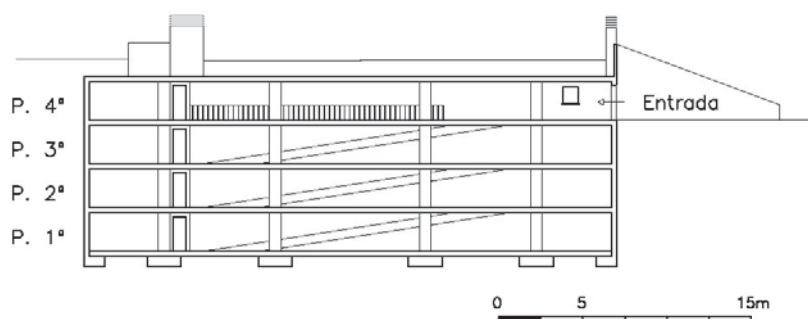


Figura 6 Sección transversal A-A' del aparcamiento subterráneo.

En este caso, sólo se considera el cambio total de las armaduras de acero al carbono por las de acero inoxidable, puesto que tanto las armaduras de los elementos estructurales que están en contacto con el terreno como las de aquellos que quedan en el interior expuestos al ambiente con CO_2 son susceptibles de ataque por corrosión, además de considerarse la Clase General de Exposición IIIa de acuerdo a la instrucción EHE-08 para la estructura.

Las mediciones de la estructura propuesta son las siguientes:

- Cimentación: zapatas y vigas riostras:	295 m ³
- Muros de hormigón:	788 m ³
- Soleras de hormigón con mallazo electrosoldado:	2.947 m ²
- Hormigón armado en pilares:	124 m ³
- Forjado reticular cuatro niveles:	11.025 m ²
- Losas inclinadas en rampas:	508 m ²

Las cuantías medias de armado consideradas para los diferentes elementos estructurales son las siguientes si se utiliza acero al carbono:

- Zapatas y vigas riostras:	40 kg/m ³
- Muros:	80 kg/m ³
- Pilares:	80 kg/m ³
- Mallazo de soleras:	1,4 kg/m ²
- Forjado reticular:	15 kg/m ²
- Losas inclinadas:	100 kg/m ³

Y se reducen en los siguientes elementos si se utilizan armaduras de acero inoxidable por la relajación de las medidas de durabilidad:

- Forjado reticular:	12 kg/m ²
- Losas inclinadas:	60 kg/m ³

3.2 Comparativa económica

La cantidad total de armaduras de acero al carbono necesarias es:

- Cimentación:	11.800 kg
- Muros:	63.040 kg
- Pilares:	9.920 kg

- Soleras:	4.126 kg
- Forjados reticulares:	165.375 kg
- Losas:	10.160 kg
	Total: 264.421 kg

Y si se utilizan armaduras de acero inoxidable, considerando los ahorros:

- Cimentación:	11.800 kg
- Muros:	63.040 kg
- Pilares:	9.920 kg
- Soleras:	4.126 kg
- Forjados reticulares:	132.300 kg
- Losas:	6.096 kg
	Total: 227.282 kg

El sobrecoste del cambio total de las armaduras de acero al carbono, por armaduras de acero inoxidable de cada grado será:

$$\text{AISI 304: } 227.282 \text{ kg} \cdot 4,50 \text{ €} - 264.421 \cdot 0,70 = 837.674 \text{ €}$$

$$\text{AISI 2304: } 227.282 \text{ kg} \cdot 3,75 \text{ €} - 264.421 \cdot 0,70 = 667.212 \text{ €}$$

$$\text{AISI 2001: } 227.282 \text{ kg} \cdot 3,05 \text{ €} - 264.421 \cdot 0,70 = 508.115 \text{ €}$$

En la Tabla 6 se resumen los sobrecostos con las repercusiones por superficie construida y por unidad de plaza de aparcamiento.

Tabla 6 Sobrecoste y su repercusión, de la sustitución total de las armaduras de acero al carbono por otras de acero inoxidable en el aparcamiento subterráneo propuesto.

Acero inoxidable	Sobrecoste total [€]	Repercusión por m ² construido [€]	Repercusión por plaza [€]
AISI 304	837.674	71,2	1.675
AISI 2304	667.212	56,7	1.334
AISI 2001	508.115	43,2	1.016

4 Conclusiones

La utilización de las armaduras de acero inoxidable en España es muy escasa, se limita a casos puntuales en edificación y en obra civil. La producción nacional casi al completo de este tipo de armaduras se exporta al extranjero, concretamente a países del Golfo Pérsico. El motivo es sin duda el alto precio que alcanzan, en comparación con las armaduras de acero al carbono, porque las ventajas de durabilidad no se cuestionan.

La aparición de nuevas armaduras dúplex con bajo contenido en níquel, de precio más competitivo, hace que se deba valorar su utilización en construcciones y edificaciones en ambientes sometidos a cloruros, como son los edificios en la costa.

En el edificio de viviendas estudiado, para el caso más interesante que sería el de la sustitución parcial de las armaduras de acero al carbono por las de acero dúplex de bajo contenido en níquel AISI 2001 en los elementos más expuestos de la estructura de hormigón, el coste total de construcción del edificio se incrementa sólo el 1,91% si el edificio tiene sótano, y el 1,14% si no lo tiene.

Desde el punto de vista de la promoción inmobiliaria, parece evidente que se puede asumir ese sobrecoste teniendo en cuenta la mejora en la durabilidad que se consigue para la estructura. Sin embargo, creemos que sólo la inclusión en la instrucción EHE de la recomendación de uso de las armaduras de acero inoxidable para los elementos estructurales expuestos a la niebla salina en los edificios situados a menos de 5 km de la costa, al menos cuando se establezca en el proyecto que la vida útil de la estructura ha de ser de 100 años, puede generalizar su aplicación. La construcción tendría así un distintivo de calidad que mejoraría su competitividad de venta en el mercado, facilitando el reintegro de la mayor inversión realizada.

En cambio, la sustitución total de las armaduras de acero al carbono por las de acero inoxidable, incluso las de bajo coste, en los casos estudiados del edificio de viviendas, supone un sobrecoste (que en todo caso no supera el 5,2% del presupuesto de ejecución material) que no parece asumible desde el punto de vista de la construcción ni de la promoción inmobiliaria, por lo que no creemos que esta opción pueda aplicarse en los próximos años, salvo para casos muy justificados y puntuales, como son las obras singulares o públicas, las situadas en zonas de mareas o la expuestas a ambientes marinos especialmente agresivos (con mayores concentraciones de salinidad en la superficie).

Respecto al aparcamiento subterráneo, el sobrecoste que supone la sustitución total de las armaduras de acero al carbono por las nuevas dúplex AISI 2001 también es elevado (1.016 €/por plaza) y no parece una opción a considerar salvo en casos especiales, como por ejemplo, si la estructura se encuentra en un ambiente especialmente agresivo, o en el caso de obra pública, por el ahorro a largo plazo que supondría la no necesidad de obras de mantenimiento y reparación.

En todos los casos estudiados, la diferencia de coste entre las armaduras de acero inoxidable dúplex de bajo contenido en níquel AISI 2001 y las tradicionales de acero inoxidable austenítico AISI 304 o las dúplex AISI 2304 es tan importante que, teniendo en cuenta el buen comportamiento frente a la corrosión por iones cloruros de aquellas, es de prever que en los próximos años sean el grado elegido para las estructuras de hormigón expuestas a ambientes agresivos en edificación y en obra civil en España.

Referencias

- [1] Comisión Permanente Del Hormigón, *EHE-08 Instrucción de hormigón estructural*. Ministerio de Fomento, Madrid, 2008.
- [2] Concrete Society, *Guidance of the use of stainless steel reinforcement*. Concrete Society Technical Report 51, Londres, 1998.
- [3] Val, D.V. y Stewart, M.G., "Life-cycle cost analysis of reinforced concrete structures in marine environments", *Structural Safety* 25 (2003) 343-362.

-
- [4] Schnell, R.E. y Bergmann, M.P., "Extending the life of concrete structures with solid stainless steel reinforcing bar". New York City Bridge Engineering Conference, 28 Agosto 2007, Nueva York.
 - [5] Calvo Beato, F. (Dir.), *Precio de la Construcción Centro '99*. Colegio Oficial de Aparejadores y Arquitectos Técnicos de Guadalajara. Gabinete Técnico de Publicaciones, Guadalajara, 1999.

David M. Bastidas · Eduardo Medina Sánchez
Editores

Armaduras de Acero Inoxidable

Autores

Acosta, P.	Matres, V.
Alonso, M.C.	Medina, E.
Álvarez, S.M.	Muñoz, S.
Bastidas, D.M.	Nóvoa, X. R.
Bautista, A.	Pachón, A.
Belzunce, F. J.	Paredes, E. C.
Bonaste, V.	Peiró, L. M.
Fajardo, S.	Picón, J. M.
Fernández, J. J.	Rodríguez, C.
Franssen, J. M.	Salmerón, A.
Fuentes, J. R.	Salvador, M.
Fullea, J.	Sánchez, J.
Gernay, T.	Sánchez, M.
Iglesias, J.	Velasco, F.
Llorente, I.	

