



UNIVERSIDAD DE CANTABRIA



TESIS DOCTORAL

Programa Oficial de Doctorado en Ingeniería Industrial

EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO FRENTE A LA CORROSIÓN BAJO TENSIÓN DE ARMADURAS DE ACERO INOXIDABLE DÚPLEX 2205 Y LEAN DÚPLEX 2001 EN SOLUCIÓN SIMULADA DE POROS DE HORMIGÓN CON CLORUROS

EVALUATION OF 2205 DUPLEX STAINLESS STEEL AND 2001 LEAN DUPLEX STAINLESS STEEL REINFORCEMENTS BEHAVIOUR UNDER STRESS CORROSION CRACKING IN CHLORIDE CONTAINED SIMULATED CONCRETE PORE SOLUTION

Estibaliz Briz Blanco

JUNIO 2016

Directores de Tesis: María Victoria Biezma Moraleda
David Martínez Bastidas

AGRADECIMIENTOS

Quiero agradecer a la Dra. Maria Victoria Biezma y al Dr. David M. Bastidas la ayuda que me han dado para poder hacer realidad este proyecto. Por haber estado ahí cada vez que tenía dudas y por el empujón que me han dado cada vez que la máquina se atascaba.

A la empresa Roldán S.A. del grupo Acerinox S.A. por el suministro del material utilizado para realizar este trabajo de investigación.

Al personal del CENIM-CSIC por su hospitalidad y su amabilidad durante mi estancia en el centro.

A FMD por la ayuda en el mecanizado de las armaduras.

A los proyectos de investigación BIA2011-27182 y BIA2012-32320 del Plan Nacional de I+D+i.

A Frank Schanack y a Oscar Ramón Ramos por la información facilitada para el análisis económico.

Pero no son las únicas personas que han hecho posible esta tesis. El esfuerzo que conlleva realizar una tesis no sólo lo realiza la doctoranda con la ayuda de sus directores, sino todas las personas que la apoyan. Aquella que le soporta el cansancio diario, aquellas que se adecuan a tus necesidades.

A todas esas personas que habéis estado apoyándome y sacrificándoos por mí muchas gracias por haber posibilitado que yo haya alcanzado la meta.

También tengo que agradecer a esas personas que en los comienzos de esta andadura me dieron su apoyo y me ayudaron a abrir camino y que por decisiones fuera de su alcance tuvieron que abandonar el camino. Nunca olvidaré el apoyo incondicional que me brindasteis.

A todos vosotros, que sin vuestro apoyo no lo hubiera conseguido, muchas gracias.

RESUMEN

El presente trabajo de Tesis Doctoral se centra en el estudio y evaluación de la idoneidad del uso del acero inoxidable en estructuras de hormigón armado expuestas a ambiente marino y sometido a estados tensionales. Para ello se realizará un estudio comparativo entre dos tipos de aceros inoxidables sometidos a sollicitaciones de diseño en un entorno simulado de hormigón con contenido de cloruros. Los materiales estudiados son aceros inoxidables dúplex AISI 2205 (S32205, UNS 1.4462) y lean dúplex AISI 2001 (S32001, UNS 1.4482).

Los resultados preliminares del ensayo de corrosión bajo tensión de las armaduras de acero inoxidable dúplex AISI 2205 y lean dúplex AISI 2001, sometidos a cargas equivalentes al 85% del valor de su límite elástico y en ambientes con un contenido de cloruros del 8%, muestran un mejor comportamiento de las armaduras de acero inoxidable dúplex AISI 2205. Sin embargo, realizando un análisis profundo de los resultados obtenidos, se puede concluir que, aunque la resistencia a corrosión bajo tensión del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 es inferior, es suficiente para garantizar la vida útil nominal que establece la instrucción EHE-08.

Paralelamente, y con la intención de obtener datos de un elemento estructural real, se han realizado medidas electroquímicas en vigas armadas con diferentes aceros, acero inoxidable austenítico, AISI 304 (S30400, UNS 1.4304), dos aceros inoxidable lean dúplex, AISI 2001 (S32001, UNS 1.4482) y AISI 2304 (S32304, UNS 1.4362) y acero al carbono, B500SD. En este caso tan particular, los cloruros se han añadido durante el amasado del hormigón y los estados tensionales se han aplicado sometiendo las vigas a flexión.

Del análisis de los resultados obtenidos en el ensayo a corrosión de las vigas, se ha comprobado cómo los aceros inoxidables lean dúplex, son los que presentan mayor resistencia a corrosión bajo tensión, siendo el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001, el que menor nivel de corrosión tiene, lo que abre una posibilidad realista y competitiva en el empleo de estos aceros, como refuerzo de estructuras de hormigón.

Por último, se ha realizado un análisis económico del empleo de acero inoxidable en un puente de hormigón armado. Para el análisis se ha empleado un puente comúnmente empleado en ingeniería civil.

En el análisis económico se ha optado por dos supuesto; en el primero de ellos se ha considerado la sustitución completa de la armadura de acero al carbono por acero inoxidable, mientras que, en otro, se ha considerado la sustitución parcial de la misma, esto es, parte de acero al carbono B500SD y parte de acero inoxidable, empleándose para dicho estudio los aceros inoxidables: austenítico AISI 304, y lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001.

ABSTRACT

The present PhD Thesis work focus attention on the study and evaluation of the suitable use of new lean duplex stainless steel (SS) in reinforced concrete structures exposed to marine environment and under tensional states, the Stress Corrosion Cracking behaviour of SS. For this purpose, a comparative study between two types of SS subjected to design-loads in a chloride contained simulated concrete pore solution has been carried out. The materials studied are AISI 2205 (S32205, UNS 1.4462) duplex SS and AISI 2001 (S32001, UNS 1.4482) lean duplex SS.

Preliminary results from stress corrosion cracking test on AISI 2205 duplex SS and AISI 2001 lean duplex SS, subjected to loads equivalent to 85% of their yield strength and 8% chloride contained environment, showed a better behaviour of AISI 2205 duplex SS reinforcement. However, performing an in-depth analysis of the obtained results, it can be concluded that, although the resistance to stress corrosion cracking of the AISI 2001 lean duplex SS is lower, it is enough to ensure the nominal service life established by EHE-08 instruction.

At the same time, and with the aim to obtain data from a real structural element, electrochemical measurements have been made in reinforced beams with different steel grades, austenitic SS, AISI 304 (S30400, UNS 1.4304), two lean duplex SS, AISI 2001 (S32001, UNS 1.4482) and AISI 2304 (S32304, UNS 1.4362) and B500SD carbon steel. In this particular case, chlorides were added during the mixing of the concrete and tensional states have been applied under flexural condition.

The analysis of the corrosion results in the beams has showed that lean duplex SS are those who have greater resistance to stress corrosion cracking, being AISI 2001 lean SS steel the one that presents lower levels of corrosion, which breaks through a realistic and competitive use of these steel as reinforcement of concrete structures.

Finally, an economic analysis of the use of SS in a reinforced concrete bridge has been evaluated. For the economic analysis two assumptions have been taken into account. In the first one, the complete replacement of carbon steel reinforcement by SS reinforcement has been considered, while, on the other side, only a partial replacement of the reinforcements has been considered, that is, part of B500SD carbon steel and part of SS. The SS considered for the economic study are: austenitic AISI 304, lean duplex 2304 AISI and AISI 2001.

ÍNDICE

CAPÍTULO 1 MOTIVACIÓN Y OBJETIVOS.....	1
1 MOTIVACIÓN	2
2 OBJETIVOS.....	7
CAPÍTULO 2 INTRODUCCIÓN	11
1 CORROSIÓN EN EHA	12
1.1 CORROSIÓN	12
1.2 PROCESO DE CORROSIÓN ELECTROQUÍMICA EN LAS EHA	13
1.3 ETAPAS DE LA CORROSIÓN DEL ACERO EMBEBIDO EN EL HORMIGÓN	16
1.4 TIPOS DE CORROSIÓN EN LAS EHA.....	23
1.5 CORROSIÓN ELECTROQUÍMICA DE EHA EN MEDIOS MARINOS	25
2 MÉTODOS DE PROTECCIÓN FRENTE A LA CORROSIÓN EN EHA.....	27
2.1 INHIBIDORES DE CORROSIÓN	27
2.2 PROTECCIÓN CATÓDICA	28
2.3 RECUBRIMIENTOS SOBRE EL HORMIGÓN	30
2.4 RECUBRIMIENTOS SOBRE LA ARMADURA.....	31
3 ARMADURAS DE ACERO INOXIDABLE	32
3.1 INTRODUCCIÓN.....	32
3.2 ACERO INOXIDABLE	34
3.3 REQUISITOS DE LAS ARMADURAS DE LAS EHA.....	38
4 MECÁNICA DE LA FRACTURA	40
5 CORROSIÓN BAJO TENSIÓN, CBT	42
5.1 INTRODUCCIÓN.....	42
5.2 PROCESO DE CORROSIÓN BAJO TENSIÓN	42
5.3 CORROSIÓN BAJO TENSIÓN EN EHA.....	46
CAPÍTULO 3 TÉCNICAS EXPERIMENTALES	47
1 INTRODUCCIÓN	48
2 CARACTERIZACIÓN METALOGRÁFICA.....	48
3 CARACTERIZACIÓN MECÁNICA	50
3.1 ENSAYO DE TRACCIÓN.....	50

3.2 ENSAYO DE DUREZA.....	55
4 ENSAYO DE CORROSIÓN BAJO TENSIÓN.....	56
4.1 MECANIZADO DE LAS ARMADURAS	57
4.2 DEFINICIÓN DEL MEDIO SIMULADO	58
4.3 CELDA ELECTROQUÍMICA	58
5 MEDIDAS ELECTROQUÍMICAS	59
5.1 POTENCIAL DE CORROSIÓN	59
5.2 RESISTENCIA DE POLARIZACIÓN LINEAL.....	61
5.3 TÉCNICA DE POLARIZACIÓN CÍCLICA	64
5.4 ESPECTROSCOPIA DE IMPEDANCIA ELECTROQUÍMICA.....	66
CAPÍTULO 4 TRABAJO EXPERIMENTAL	71
1 INTRODUCCIÓN	72
2 . MATERIALES.....	73
3 ENSAYO DE CORROSIÓN BAJO TENSIÓN, CBT	75
3.1 ESTADOS TENSIONALES	76
4 ENSAYO DE CBT DE ARMADURAS EN SOLUCIÓN SIMULADA DE POROS DE HORMIGÓN CON CLORUROS SOMETIDA A TRACCIÓN PURA	76
4.1 MÉTODO DE APLICACIÓN DE CARGA	77
4.2 MECANIZADO DE LAS ARMADURAS	78
4.3 DEFINICIÓN DEL MEDIO DE EXPOSICIÓN.....	80
4.4 CELDA ELECTROQUÍMICA	81
5 ENSAYO DE CBT EN VIGAS DE HORMIGÓN ARMADO CONTAMINADO CON CLORUROS.....	84
5.1 MÉTODO DE APLICACIÓN DE CARGA	85
5.2 DEFINICIÓN DEL MEDIO DE EXPOSICIÓN.....	87
5.3 CELDA ELECTROQUÍMICA	88
CAPÍTULO 5 RESULTADOS Y DISCUSIÓN	91
1 INTRODUCCIÓN	92
2 CARACTERIZACIÓN METALOGRÁFICA.....	93
3 CARACTERIZACIÓN MECÁNICA	95
3.1 ENSAYO DE TRACCIÓN.....	95
3.2 ENSAYO DE DUREZA.....	108
4 CORROSIÓN BAJO TENSIÓN DE ARMADURAS EN SOLUCIÓN SIMULADA DE POROS DE HORMIGÓN CON CLORUROS A TRACCIÓN PURA	109
4.1 RESISTENCIA DE POLARIZACIÓN LINEAL (LPR)	110

4.2 ESPECTROSCOPÍA DE IMPEDANCIA ELECTROQUÍMICA.....	116
4.3 POLARIZACIÓN CÍCLICA.....	119
4.4 ANÁLISIS DEL DETERIORO SUFRIDO	120
5 CORROSIÓN BAJO TENSIÓN EN VIGAS DE HORMIGÓN ARMADO CONTAMINADO CON CLORUROS	131
CAPÍTULO 6 ANÁLISIS ECONÓMICO	143
1 INTRODUCCIÓN	144
2 DISEÑO DE UN PUENTE DE HORMIGÓN ARMADO	146
2.1 ESTRUCTURA DEL TABLERO	149
2.2 ESTRUCTURA DE LAS PILAS	150
2.3 ESTRUCTURA DE LOS ESTRIBOS.....	150
2.4 RESUMEN DE LA CUANTÍA EN MASA DE ACERO EMPLEADO EN LA ESTRUCTURA.....	151
3 ANÁLISIS ECONÓMICO.....	152
3.1 SUSTITUCIÓN TOTAL DE LA ARMADURA.....	153
3.2 SUSTITUCIÓN PARCIAL DE LA ARMADURA	155
3.3 RESUMEN DEL ANÁLISIS ECONÓMICO	163
CAPÍTULO 7 CONCLUSIONES	165
1 CONCLUSIONES	166
1.1 COMPORTAMIENTO EN CORROSIÓN BAJO TENSIÓN DE ARMADURAS EN SOLUCIÓN SIMULADA DE POROS DE HORMIGÓN CON CLORUROS A TRACCIÓN PURA.....	166
1.2 COMPORTAMIENTO A CORROSIÓN BAJO TENSIÓN EN VIGAS DE HORMIGÓN ARMADO CON CLORUROS	169
1.3 ANÁLISIS ECONÓMICO	172
2 CONCLUSIONES GENERALES.....	172
CAPÍTULO 8 FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN.....	175
1 FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN	176
BIBLIOGRAFÍA.....	177
ANEXO 1 PLANOS DE DISEÑO Y ESTRUCTURA DEL PUENTE.....	201
ANEXO 2 DESGLOSE DE CAUNTÍA DE ACERO EMPLEADO	227

CAPÍTULO 1 MOTIVACIÓN Y OBJETIVOS

1 MOTIVACIÓN

El uso del hormigón, como material estructural, se remonta a la Antigua Roma, pero su baja resistencia a tracción limitaba sus aplicaciones. Con el fin de reforzar el hormigón en masa, se adoptó la opción de disponer armaduras en las zona de tracción del elemento estructural, obteniendo el material conocido como hormigón armado [1]. La aparición del hormigón armado dotó a este material nuevo, con unión física de dos materiales, un abanico de posibilidades de empleo desconocidas hasta la fecha, pues aúna dos de las propiedades mecánicas más importantes en un único material: resistencia a tracción, dotada por el acero de los refuerzos o armaduras, y resistencia a compresión, intrínseca del hormigón.

Los pioneros del uso de hormigón armado como material estructural fueron los franceses Monier y Coignet quienes, en el año 1861, dieron las primeras instrucciones para la fabricación de vigas y bóvedas [1]. El desarrollo de este tipo de estructuras dio paso a una nueva era, estructuras más ligeras y diseños más complejos, ya que este material tiene la capacidad de adaptarse a cualquier forma según sea su encofrado.

El hormigón armado supuso un sustituto para numerosas estructuras de acero, por lo que, en cierto sentido, se consideró una revolución en el mundo de la ingeniería. Uno de los principales motivos, además de sus propiedades mecánicas citadas, es la facilidad que presenta para construir cualquier estructura con diversas geometrías y a un coste inferior en relación al de las estructuras de acero [1]. En este tipo de estructuras, el acero está protegido por el hormigón, por lo que, adecuando la composición química del hormigón al ambiente en el que va a desarrollar su vida útil, se pudiera considerar que estas estructuras poseen una duración ilimitada.

Uno de los puntos débiles del hormigón armado es el mayor tiempo de ejecución necesario comparado con el de las estructuras de acero. Todo el proceso se realiza en obra: el encofrado, la colocación de las armaduras y el posterior vertido del hormigón que, para su correcto fraguado, necesita 28 días considerando condiciones óptimas de humedad. La ejecución se realiza a la intemperie, por lo que, en caso de condiciones extremas, se alargaría el tiempo de fraguado, si no se dan las condiciones óptimas de humedad y temperatura, implicando todo ello un posible retraso de la ejecución de la obra. También hay que tener en cuenta que el hormigón armado, en comparación con las estructuras de acero, tiene un valor elevado de densidad (2500kg/m^3), lo que supone estructuras más pesadas.

El hormigón era considerado un material impermeable, con efecto barrera, que impedía la penetración de agentes agresivos, manteniendo la armadura protegida en todo momento, sin jugar con la hipótesis de que dicha barrera pudiera ser destruida por cualquier agente presente en el medio externo. Sin embargo, el paso del tiempo ha demostrado no ser cierta esta hipótesis: si el hormigón no se diseña de manera adecuada, pierde su carácter protector dejando a la armadura desprotegida,

desencadenándose el fenómeno de la corrosión en ésta, provocando, en tiempos más o menos prolongados, daños irreversibles.

Precisamente, en este trabajo de Tesis Doctoral, se verá cómo es afectada la armadura de acero al modificarse las propiedades químicas del hormigón que intentan reproducir situaciones reales de servicio, cuyos detalles se pormenorizarán adecuadamente.

El hierro, elemento base del acero, reacciona con los agentes agresivos formándose productos de corrosión que, fundamentalmente, son capas de óxidos de hierro superficiales de diferente estequiometría. Los productos de corrosión del hierro son muy higroscópicos, aumentan el volumen de la armadura, según la relación que se muestra en la *Figura 1*, llegando a alcanzar 6 veces el volumen inicial; este hecho genera tensiones de tracción que el hormigón no puede soportar, lo que provoca el descascarillado del hormigón, dejando la armadura en contacto con el ambiente [2]. Todo ello contribuye a una reducción de la sección efectiva del elemento estructural. Este fenómeno, en las armaduras del acero del hormigón armado, se conoce como corrosión generalizada.

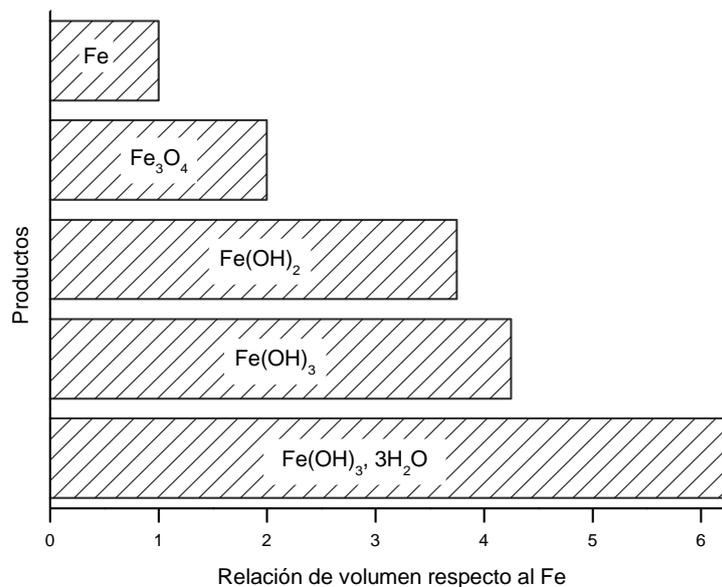


Figura 1. Aumento del volumen de productos de oxidación del hierro.

En la *Figura 2* se muestra el estado de la estructura de hormigón armado de un edificio construido en 1918 en la localidad costera de Getxo (Vizcaya) [3]. Se puede apreciar el mal estado del acero frente al buen estado de la madera en las mismas condiciones.

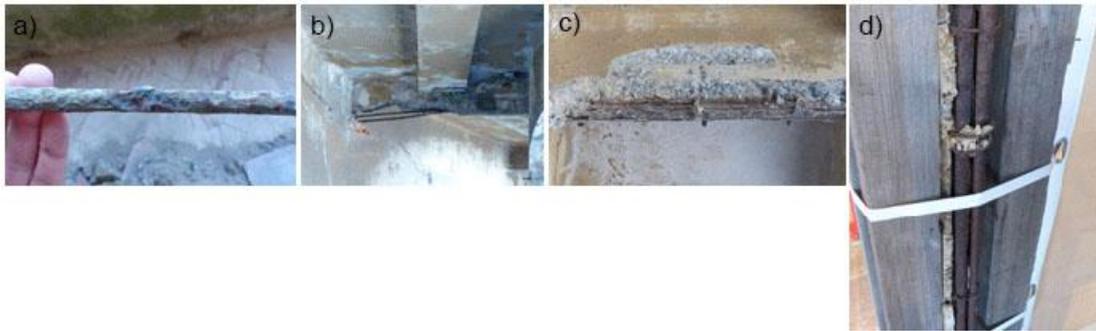


Figura 2. Edificio Punta Begoña, Getxo (España). a) Estado de corrosión de una armadura. b) y c) delaminación del hormigón de vigas. d) Comparativa del estado del hormigón armado frente al estado de la madera en las mismas condiciones[4].

El fallo por corrosión generalizada del acero de la armadura no provoca, en general, un fallo repentino de la estructura de hormigón armado, pues las fisuras que se forman en el exterior, en cierta manera, nos alertan de lo que está ocurriendo en el interior, para poder intervenir. En la *Figura 3* se muestran las fisuras que presenta externamente el hormigón, generadas por la corrosión del acero de la armadura.



Figura 3. Hormigón agrietado por la corrosión de las armaduras.

Existen otras situaciones que pueden inducir otros tipos de corrosión en el acero que refuerza el hormigón, y provocar, en ocasiones el colapso repentino, sin previo aviso, de las estructuras de hormigón armado. En la *Figura 4a)* se presenta el colapso del puente en Minneapolis (2007), en la *Figura 4b)* el de una piscina pública en Steenwijk (Holanda, 2001), y en la *Figura 4c)* el colapso de otra piscina, en Uster (Suiza, 1984). En estos casos particulares, la estructura metálica falló por una acción sumatoria de la acción de los cloruros del ambiente y el estado tensional del elemento metálico estructural correspondiente. Este fenómeno se conoce como Corrosión Bajo Tensión (CBT), realmente difícil tanto de determinar, como predecir y analizar. De hecho, aún existiendo muchas teorías que refrendan esta tipología de corrosión, no existe un consenso en la literatura científica[5].

Un fallo por corrosión bajo tensión no supone sólo coste económico elevado, sino también de vidas humanas irreparable, como en el caso de Uster (*Figura 4c)*, en el que perdieron la vida doce personas [6].



Figura 4. a) Colapso de un puente en Minneapolis (2007). b) Colapso del techo de una piscina pública en Steenwijk (Holanda, 2001). c) Colapso de una piscina pública en Uster (Suiza 1985) [6, 7].

La corrosión en las estructuras de hormigón armado es un problema para el que aún no se ha encontrado una solución eficaz y económica. Realmente existen varias alternativas para abordarlo, tales como el empleo de inhibidores de corrosión en el hormigón, la protección catódica de la armadura, el empleo de armaduras con recubrimiento orgánico o inorgánico, el empleo de armaduras metálicas de materiales con elevada resistencia a la corrosión, empleo de armaduras de materiales no metálicos o la elaboración de cementos con nuevos componentes [8-15].

Ahora bien, en medio marino, las condiciones de trabajo cambian drásticamente en relación a las condiciones más estandarizadas de empleo de estructuras de hormigón armado, como son las asociadas a la intemperie, debido a la elevada presencia de aniones cloruro, así como a la posible actividad microbiológica [9, 16, 17]. De las diferentes alternativas, la protección catódica permite minimizar el proceso de corrosión una vez éste se ha iniciado, pero requiere de una inversión económica muy elevada, muy difícil de justificar en numerosas aplicaciones. Otra opción, que ha demostrado su idoneidad, es el uso de acero inoxidable como armadura, tomando como referencia su primer empleo: la construcción del Puente de El Progreso, Península de Yucatán, Méjico (1941), en el que se utilizó un acero similar al acero inoxidable austenítico AISI 304 (UNS 1.4304) (Figura 5). Es necesario resaltar que este Puente aún se mantiene en servicio con un rendimiento excelente [18].



Figura 5. Embarcadero de Progreso, Méjico [19].

Sin embargo el elevado coste de este tipo de armaduras de acero inoxidable ha limitado su uso, pese a que podrían reducir los costes de rehabilitación entre un 20% y un 25% [20, 21]. El desarrollo de nuevos aceros inoxidables estructurales más económicos, ha forzado a la ingeniería civil a que se considere estos aceros como solución al problema de la corrosión de las armaduras reforzadas con aceros al carbono. Muestra de ello es el Puente de Makao, Japón, de 50 Km de longitud, *Figura 6a*), el nuevo Puente Champlain de 3,4 km de longitud en Montreal (Canada), *Figura 6b*), la Sagrada Familia en Barcelona, o el nuevo puente de Cala Galdana en Menorca, *Figura 6c*), ambas estructuras en España. El nuevo puente de Cala Galdana se instaló en 2005, y su estructura de hormigón armado con acero al carbono tuvo que ser sustituida, tras sólo 30 años de vida en servicio, debido a los efectos del entorno marino. Para su rehabilitación se optó por el empleo de acero inoxidable dúplex AISI 2205 (S32205, UNS 1.4462). Construcciones más actuales como el Puente de Makao y el Puente Champlain, ambos en construcción, se decantan por el uso del acero inoxidable lean dúplex AISI 2304 (S32304, UNS 1.4362) [22-26].

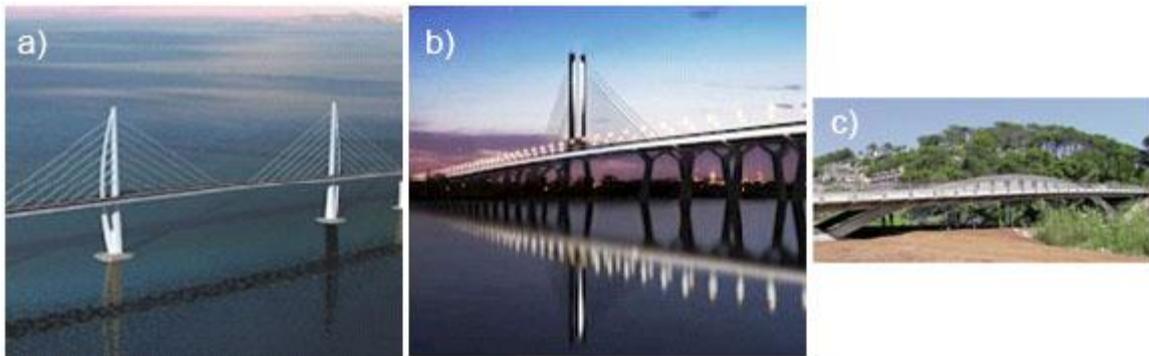


Figura 6. a) Puente de Makao. b) Puente Champlain. c) Puente de Cala Galdana [22, 26].

Por otra parte, la gran demanda de parques eólicos ha propiciado su instalación masiva en el mar, como alternativa a las instalaciones en tierra; de hecho España ya está en trámite de solicitud de ocupación de dominio público marítimo terrestre para la instalación de cuatro aerogeneradores en el mar [27]. El mantenimiento de este tipo de estructuras puede suponer un coste muy elevado que, gracias a la solución del empleo de las armaduras de acero inoxidable, pudiera desaparecer.

Se estima que sólo los costes originados al año por la corrosión, pueden alcanzar el 3,5% del PIB de un país. Este porcentaje se podría reducir entre un 20 y un 25% si se optimizara la aplicación de las tecnologías existentes y las investigaciones realizadas [20, 21]. Como cifra de referencia, los costes que supone la reparación de los puentes afectados por el fenómeno de la corrosión en Estados Unidos se estiman a los 8,3 billones de dólares anuales [28].

Numerosos estudios han demostrado el excelente comportamiento frente a la corrosión de los aceros inoxidables ante un ambiente con cloruros pero, en general, apenas se tiene en cuenta las cargas totales a la que está sometida la estructura

[14, 29-32]. De esta forma, por numerosas, complejas y costosas que sean las medidas anticorrosivas aplicadas a las armaduras, nunca serían eficaces en estas circunstancias, ya que una estructura no está expuesta únicamente al ataque por cloruros, pues simultáneamente debe soportar las cargas para las que ha sido diseñada. La acción combinada disminuye la resistencia mecánica del acero pero, en mayor medida, su ductilidad provocando el colapso prematuro, sin previo aviso de la estructura [33-35]. Como se ha comentado previamente, este fenómeno quedaría catalogado como Corrosión Bajo Tensión de la armadura que refuerza al hormigón, dándose una sinergia de condiciones realmente compleja y negativa, para poder determinar el comportamiento de la estructura en servicio.

No son muchos los estudios realizados en este campo y, por lo tanto, su comportamiento, pese a que se están empleando este tipo de armaduras. Las condiciones de los estudios realizados distan de las condiciones de servicio de una estructura. Algunos ensayos se realizan a altas temperaturas, otros bajo deformación constante hasta rotura, o ambos a la vez, y la mayoría no se realiza con barras corrugadas [36-39]. El empleo de probetas reducidas y sin corrugas no tiene en cuenta el estudio de efectos en la manufactura de las armaduras, tales como la cascarilla del proceso de laminación o el propio efecto de la corruga, que conlleva una deformación plástica muy notable, cuyas tensiones remanentes se pueden superponer a las de servicio [40].

La ausencia de estudios concluyentes ha impedido el desarrollo de una normativa clara para el uso de los aceros inoxidable como reforzantes del hormigón en ambientes en donde puedan darse condiciones para que aquel experimente corrosión bajo tensión. Ciertamente existen directrices para su uso, pero siempre basadas en la normativa del empleo de acero al carbono estructural comúnmente empleado: B500SD [41, 42].

Este hecho hace necesarios estudios dirigidos al uso de las armaduras inoxidables en ambientes marinos. Vista esta laguna, se ha desarrollado este trabajo, EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO FRENTE A LA CORROSIÓN BAJO TENSIÓN DE ARMADURAS DE ACERO INOXIDABLE DÚPLEX 2205 Y LEAN DÚPLEX 2001 EN SOLUCIÓN SIMULADA DE POROS DE HORMIGÓN CON CLORUROS, con la intención de aportar datos concluyentes para avanzar en el conocimiento y desarrollo de una normativa específica para el empleo de aceros inoxidables en las estructuras de hormigón armado expuestas a ambiente con cloruros.

2 OBJETIVOS

El presente trabajo se centra en el estudio y evaluación de la idoneidad del uso del acero inoxidable en estructuras de hormigón armado expuestas a ambiente marino y sometido a estados tensionales. Para ello se realizará un estudio comparativo entre dos tipos de aceros inoxidables sometidos a solicitaciones de diseño en un entorno

simulado de poros de hormigón con contenido de cloruros. Los materiales estudiados son aceros inoxidable dúplex AISI 2205 (S32205, UNS 1.4462) y lean dúplex AISI 2001 (S32001, UNS 1.4482).

Paralelamente, se han realizado medidas electroquímicas en vigas armadas con diferentes aceros en las que los cloruros se han añadido durante el amasado del hormigón. En este caso, los estados tensionales se han aplicado sometiendo las vigas a flexión. Los aceros estudiados han sido, un acero inoxidable austenítico, AISI 304 (S30400, UNS 1.4304), dos aceros inoxidable lean dúplex, AISI 2001 (S32001, UNS 1.4482) y AISI 2304 (S32304, UNS 1.4362) y acero al carbono, B500SD.

El protocolo o secuencia de estudios realizado en la presente Tesis Doctoral, ha conllevado varias etapas que se describen a continuación, y quedan recogidas en la *Figura 7*.

En primer lugar se procedió a la caracterización química, metalográfica y mecánica de los materiales. La caracterización mecánica nos permite obtener las propiedades mecánicas de los aceros objeto de estudio y así, disponer de una herramienta comparativa en el análisis posterior del comportamiento en servicio de las armaduras.

En segundo lugar se han definido las condiciones de servicio, estableciendo tanto el ambiente en el que están las armaduras, así como las sollicitaciones que deberá soportar durante su vida útil. Una vez definidas estas, se ha procedido al montaje de ambos casos para su posterior estudio electroquímico y análisis de resultados.

En el primer estudio mencionado se ha considerado la realización de los ensayos simulados de hormigón armado expuesto en medio marino; para ello se ha utilizado solución simulada de poros de hormigón [43] con cloruros. Las estructuras de hormigón armado están diseñadas para soportar las sollicitaciones a las que se verán expuestas durante su vida útil; por lo tanto, y para simular las condiciones en servicio, se han sometido a estados tensionales las armaduras hasta el límite que fija la normativa existente para el hormigón armado EHE-08 [44] mediante la aplicación de una carga a tracción.

Con los resultados obtenidos se pretende ahondar en el comportamiento de las armaduras de acero inoxidable lean dúplex. Estos aceros inoxidables, debido a su bajo contenido en níquel, son más económicos que los aceros inoxidables austeníticos o los dúplex, lo que supone una reducción en costes.

Una normativa específica para este tipo de armaduras que considere tanto la capacidad mecánica como el umbral en contenido de cloruros para aceros inoxidables, permitiría un aprovechamiento eficaz de las armaduras de acero inoxidable reduciendo tanto el coste de ejecución como el de mantenimiento de las estructuras de hormigón armado.

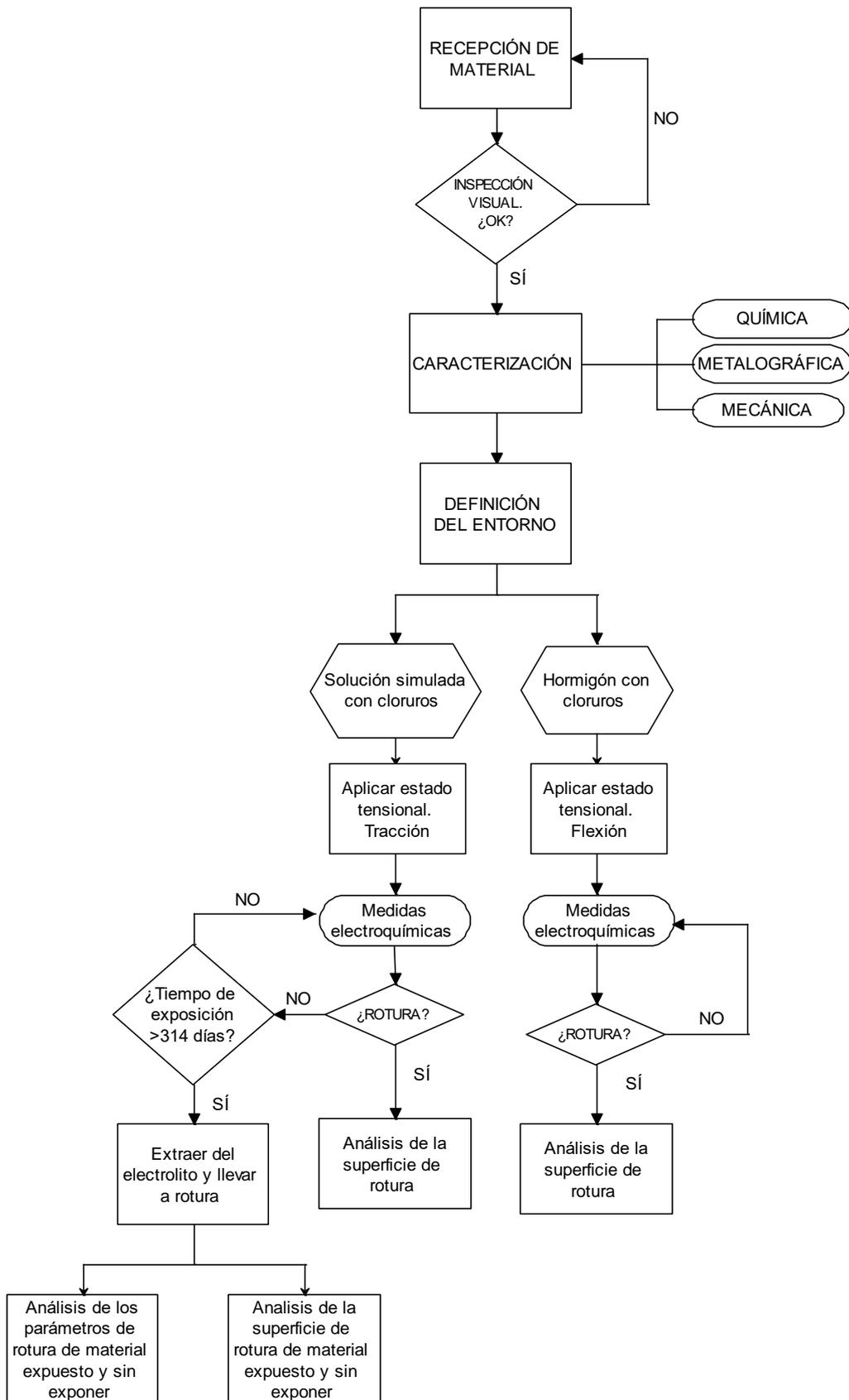


Figura 7. Flujograma del procedimiento realizado en el desarrollo de la Tesis Doctoral.

CAPÍTULO 2 INTRODUCCIÓN

1 CORROSIÓN EN EHA

1.1 CORROSIÓN

La corrosión es un fenómeno natural en el que los sistemas físicos muestran su tendencia hacia un estado de equilibrio estable, y puede definirse de varias maneras. Una de ellas es la siguiente: “destrucción o el deterioro de un material a causa de su reacción con el medio que lo rodea”; otra la define como: “la destrucción de los materiales por medios cualesquiera, excepto mecánicos”, o también como “el proceso inverso de la metalurgia extractiva” [45]. Si atendemos estrictamente a la definición de la Real Academia Española se entiende como el “desgaste paulatino de los cuerpos metálicos por acción de agentes externos, persista o no su forma [46]. El término corroer se deriva del latín *corrōsum*, supino de *corrodere* 'corroer'. Atendiendo a la definición de la National Association Corrosion Engineering (NACE), la corrosión es un “fenómeno natural que resulta de la reacción química o electroquímica con el ambiente y que deteriora al material” [47].

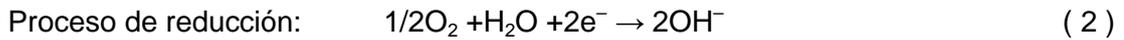
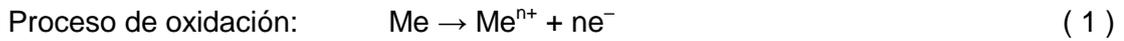
Los metales, a excepción de aquellos denominados nobles, se encuentran en la naturaleza, de forma combinada, fundamentalmente en forma de óxidos, hidróxidos, carbonatos, sulfuros, etc., dependiendo del lugar geográfico, riqueza del mineral, tipo de terreno, temperatura, etc. Los metales se extraen de los minerales mediante procesos metalúrgicos que se enmarcan en el ámbito de la metalurgia extractiva, cuyos principios son variados, atendiendo, a la tipología del mineral. Para ello hay que aportar energía, y llevar al sistema de metaestabilidad termodinámica, atendiendo a la Segunda Ley de Gibbs, llamado proceso de reducción. El proceso inverso se conoce como proceso de oxidación, que libera energía de manera espontánea. Este proceso es conocido como corrosión, en donde el sistema vuelve al mínimo energético. Se puede considerar así, la corrosión como un proceso opuesto a la Metalurgia Extractiva [21, 48, 49].

El proceso de corrosión se puede clasificar según diversos criterios. Considerando el mecanismo, se definen dos tipos de corrosión, corrosión química, seca o a altas temperaturas, o bien, corrosión electroquímica, también denominada húmeda o a bajas temperaturas.

La corrosión electroquímica implica un transporte simultáneo de iones, a través del electrolito, y de electrones a través del metal. Precisamente, atendiendo al rango de temperaturas a las que se produce, y a la permanencia de un determinado grado de humedad, es este tipo de corrosión electroquímica el que se desencadena en las armaduras de las estructuras de hormigón armado.

El proceso de corrosión electroquímica se divide en dos procesos parciales en donde se involucra a una reacción de oxidación, en el que se da la corrosión del metal según la *ecuación 1* (reacción anódica, cesión de electrones), y una reacción de reducción (reacción catódica, captación de electrones) cerrando el circuito

electroquímico. En éste último hay dos posibles reacciones en función del pH del medio, la *ecuación 2* define la reducción del oxígeno que se da en un medio básico, mientras que, en el medio ácido, se produce la reducción del hidrógeno, tal y como muestra *la ecuación 3* [50]. En caso de unión de dos metales con potenciales diferentes, se produce corrosión galvánica donde en el metal más noble se dará el proceso de reducción, según *la ecuación 4*.



1.2 PROCESO DE CORROSIÓN ELECTROQUÍMICA EN LAS EHA

El hormigón posee un valor de pH que varía entre 12 y 14, y sitúa al acero en un estado de pasivación, creando sobre la superficie de la armadura una capa de óxido pasivante (Fe_2O_3), que protege a la armadura de la corrosión, tal y cómo se puede apreciar en el Diagrama de Pourbaix de la *Figura 8*. Las reacciones electroquímicas definidas en las *ecuaciones 5-8* son las que se producen dentro del hormigón sin estar expuesto a ningún ambiente agresivo externo, afectando al estado inicial del acero, formándose una capa pasiva compuesta por Fe_2O_3 sobre la superficie del acero cubriéndolo de forma uniforme [51, 52]:



En presencia de un ambiente corrosivo, el hormigón pierde su efecto barrera dejando a la armadura desprotegida. En este caso, los productos formados en la reacción de oxidación definida en la *ecuación 9* reaccionan con los productos de la reducción del agua definida en la *ecuación 10* formándose una capa porosa de productos de corrosión $\text{Fe}(\text{OH})_2$ según la *ecuación 11* [53, 54]:



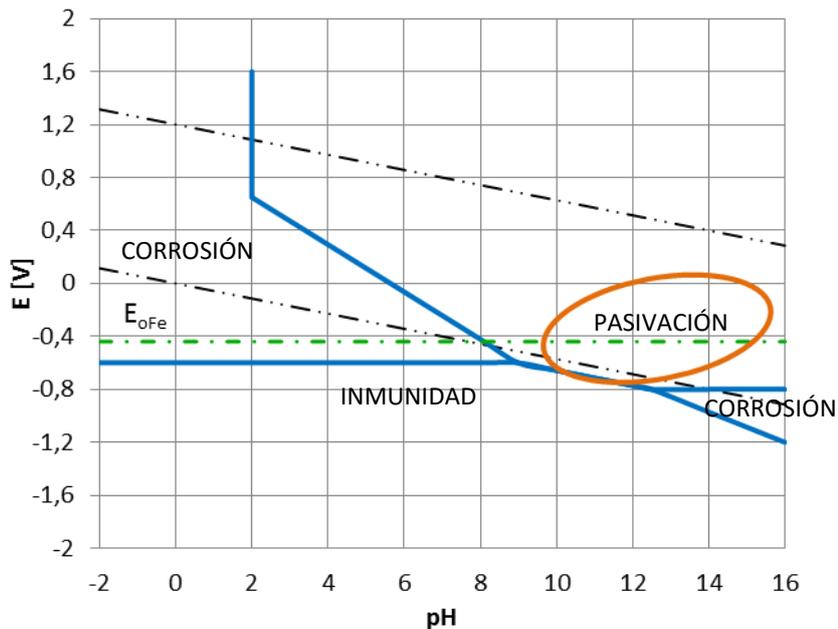


Figura 8. Diagrama de Pourbaix para Fe en solución acuosa a 25°C [49].

Por lo tanto, mientras el acero mantenga la capa pasiva externa que lo protege, no habrá riesgo de experimentar el fenómeno de la corrosión. Ahora bien, existen multitud de factores que actúan de forma aislada o sinérgica, ya que el hormigón se deteriora con el tiempo, poniendo en peligro la continuidad e integridad de la capa de pasivación. Las causas principales que producen el deterioro de una estructura de hormigón armado se pueden clasificar en tres grupos[1, 44]:

1. **Construcción:** Su origen puede estar en un mal diseño de la estructura, selección incorrecta de los materiales o una ejecución inadecuada de la obra. Por lo tanto es de gran importancia el conocimiento de la selección de cada material, y la dosificación de éstos para un buen diseño del hormigón.

Otro aspecto que condiciona la durabilidad de las estructuras de acero en el hormigón es su recubrimiento, en cuanto a naturaleza química, metodología de aplicación y espesor. Desde el punto de vista del comportamiento estructural, es conveniente reducir al máximo el espesor del recubrimiento, pero vigilando estrictamente éste, pues podrían difundir con facilidad los agentes existentes en el medio externo, penetrando en el hormigón desde el exterior alcanzando la armadura prematuramente, poniéndola en riesgo de degradación.

2. **Servicio:** Someter al edificio a uso y/o cargas no contemplada en el proyecto.
3. **Acciones agresivas:** Pueden ser de tipo físico o de tipo químico. Las últimas son las causantes de la corrosión, mientras que, las primeras, favorecen su mecanismo. Un ejemplo claro de acciones agresivas tanto físicas como químicas sucede en los puentes de hormigón armado cuando se registran temperaturas muy bajas. En la *Figura 9* se ha esquematizado el fenómeno del

ciclo de hielo y deshielo en el interior de un tablero de hormigón armado. A temperaturas muy bajas, el agua que hay en el interior del hormigón, se congela ejerciendo unas tensiones sobre el hormigón (acción física); para hacer frente a las heladas, es muy común echar sal sobre el asfalto para evitar que los coches patinen; ahora bien, una vez aumentan las temperaturas, el hielo se derrite provocando unas grietas en el hormigón debido a la tensión a la que ha estado sometido. Por estas grietas, los cloruros de la sal que se ha esparcido por el asfalto, acceden al interior de la estructura alcanzando las armaduras (acción química).

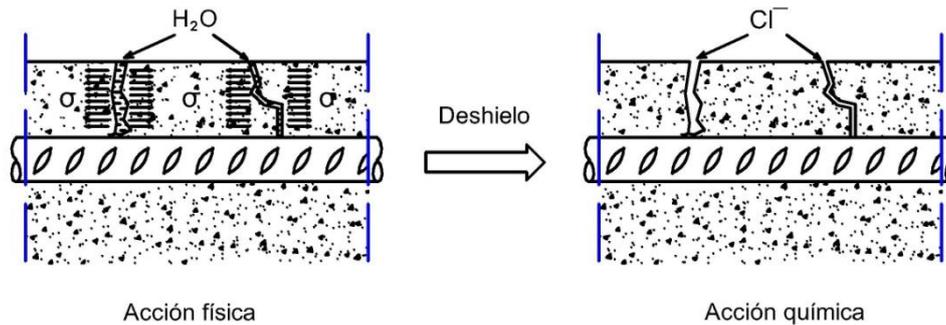


Figura 9. Ciclo de hielo y deshielo en el interior de un tablero de hormigón armado.

El proceso de corrosión de las barras de acero embebidas en el hormigón es debido a la formación de una celda electroquímica que, a modo simplificado, se compone de los siguientes elementos que se muestran en la *Figura 10* [51]:

- **Ánodo:** en donde ocurre la disolución /oxidación del hierro, $Fe \rightarrow Fe^{2+} + 2e^{-}$.
- **Cátodo:** en donde los electrones se combinan con el oxígeno para reducirse a iones hidroxilo proporcionando una basicidad al medio, $2e^{-} + H_2O + 1/2O_2 \rightarrow 2(OH)^{-}$.
- **Conductor metálico:** donde se produce el flujo de electrones. Debido al carácter conductor del acero (6×10^6 S/m), será la propia barra de corrugado.
- **Electrolito:** Es la disolución contenida en los poros del hormigón, en el cual, la corriente eléctrica es generada por el flujo de iones en un medio acuoso.

En un ambiente susceptible de corrosión, los cationes Fe^{2+} reaccionan con los aniones hidroxilo del medio formando una capa de hidróxido de hierro, según la *ecuación 12*:



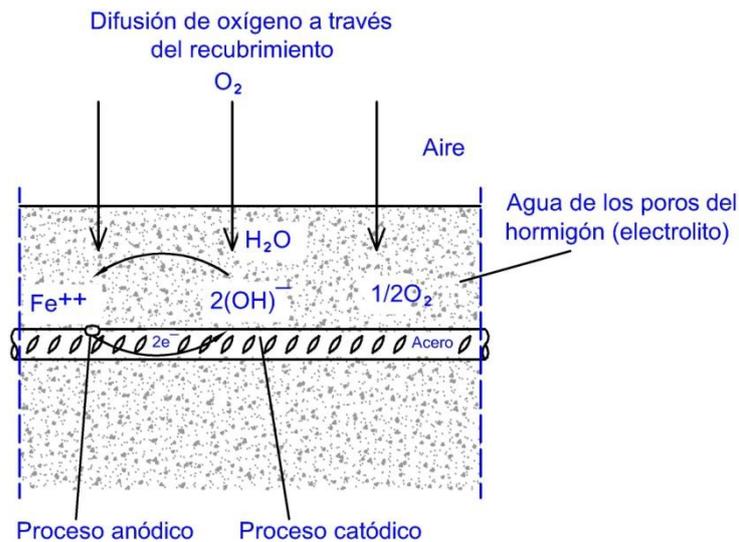


Figura 10. Esquema simplificado de la corrosión en las armaduras.

1.3 ETAPAS DE LA CORROSIÓN DEL ACERO EMBEBIDO EN EL HORMIGÓN

La corrosión del acero embebido en el hormigón, se divide en dos etapas, una de iniciación y otra de propagación. La presencia de iones despasivantes y la disminución de la alcalinidad del hormigón, por efecto de la carbonatación, son los factores desencadenantes, que actúan durante el periodo de iniciación. Una vez que alcanzan la armadura, se pasa al periodo de propagación, cuyos catalizadores o factores acelerantes que inciden para que esta etapa tenga una determinada cinética, son el contenido en humedad, oxígeno y temperatura que rodean a la armadura [55]. En la primera etapa se produce la desprotección del acero, por eliminación parcial o total de su capa pasiva y, en la siguiente etapa, se da el mecanismo de corrosión propiamente dicho [56, 57]. En la *Figura 11* se muestra el modelo de Tuutti [58, 59] en el que se define el grado de corrosión de las estructuras de hormigón armado en función de los diferentes factores. Todo ello nos informa, a priori, de la posible Vida Útil de la estructura de hormigón armado. A continuación se describirán separadamente ambas etapas.

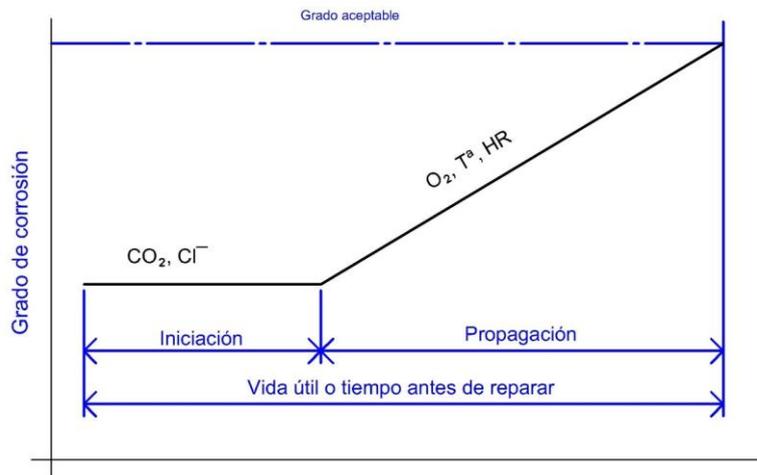


Figura 11. Modelo de vida útil de Tuutti [59].

Iniciación

Mientras la capa pasiva que rodea la armadura no se rompa no se desencadenará el mecanismo de corrosión. La pérdida de la capa pasiva se puede dar por presencia de iones despasivantes (Cl^-) o por descenso del pH del hormigón, consecuencia de la carbonatación. De ambos efectos se hablará a continuación.

Carbonatación

En este tipo de estructuras, en donde el acero se encuentra embebido en el hormigón, el principal componente que controla el comportamiento de la corrosión del acero es el hidróxido cálcico $\text{Ca}(\text{OH})_2$ que se forma durante la hidratación del cemento por reducción del CaO (cal) [44], según la *ecuación 13*. Es el que controla el pH del hormigón y, a su vez, el responsable de elevar el pH del hormigón a valores en el rango 12-13, situando así el acero en un estado pasivo y eliminando el riesgo de corrosión. Pero el hidróxido cálcico en contacto con el dióxido de carbono (CO_2) reacciona formando el carbonato de calcio (CaCO_3) según la *ecuación 14*, reduciendo el pH del hormigón, pudiendo alterar completamente el comportamiento del acero ante la corrosión. Este es el proceso denominado carbonatación.



La carbonatación es un proceso lento, ligado al proceso de difusión del CO_2 en el hormigón, cuya cinética se ajusta a la *ecuación 15*, siendo x , la profundidad de ataque o difusión del CO_2 , t el tiempo y K es una constante, que depende tanto de la calidad del hormigón como de la humedad ambiental, obteniendo el mayor grado de carbonatación para un humedad relativa media de entre el 40% y el 70% [55, 60], tal y cómo se resume en la *Figura 12*.

$$x = \frac{K}{t} \quad (15)$$

En la *Figura 12* se muestra la evolución del grado de carbonatación en función de la humedad relativa del aire.

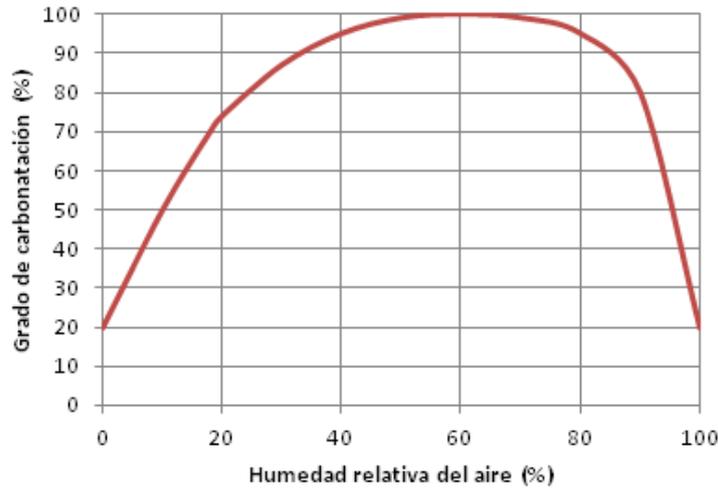


Figura 12. Grado de carbonatación en función de la HR atmosférica de exposición [55].

En la *Figura 13* se puede observar la variación de la velocidad de corrosión del acero en función del pH. Tal y cómo se puede apreciar, cuando el valor de pH se mantiene en torno a 12, el valor de la velocidad de corrosión es muy bajo, alrededor de 0,1 mm/año. Una vez el pH desciende de 12, la velocidad de corrosión aumenta de forma notable, superando en un 60% el valor de velocidad de corrosión respecto al caso anterior. Si se alcanzan valores de pH muy ácidos, inferiores a 4, se pueden observar aumentos de la cinética de corrosión en más de un orden de magnitud, con evolución de gas hidrógeno [61].

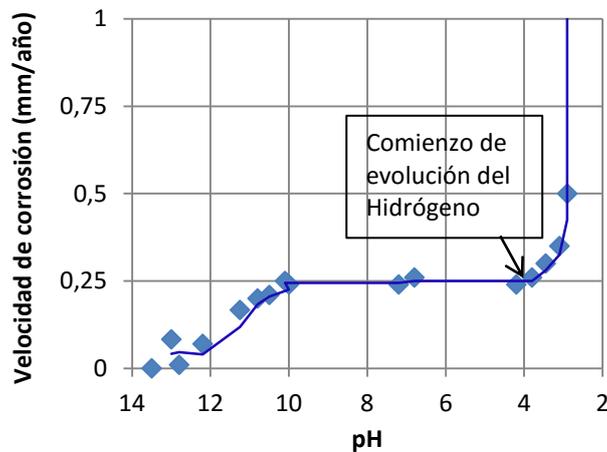


Figura 13. Efecto del pH en la corrosión [61].

Un factor importante en la durabilidad del hormigón es la relación agua/cemento (a/c), cuyo valor máximo viene delimitado en el EHE-08 [44], en función de la clase de exposición a la que va estar sometida la estructura; así para estructuras en ambiente marino con ataque de cloruros, su valor máximo es de 0,5. La relación a/c deberá ser lo más baja posible para garantizar la durabilidad frente a la corrosión, oscilando su valor idóneo entre 0,38 y 0,44 [44, 62, 63]. Sin embargo, relaciones de a/c bajas deben ser compatibles con una adecuada aptitud del hormigón para su puesta en obra, *trabajabilidad*, que permita una adecuada compactación y minimice los fenómenos de segregación. Según los ensayos de T.Soda y K.Yamasaki (1958) [64] la carbonatación en un hormigón bien preparado, con una relación a/c inferior a 0,7, no penetra a profundidades mayores de 1mm, independientemente del tipo de cemento utilizado. Sin embargo, valores de a/c superiores a 0,7 permiten que la carbonatación avance durante la vida en servicio de la estructura, alcanzando profundidades 5 ó 6 veces superiores [65].

Iones despasivantes

La ausencia de iones cloruro (Cl^-) hace que los iones Fe^{2+} reaccionen con los hidróxidos del medio, originando un hidróxido de hierro estable, que mantiene la pasividad. Sin embargo, en presencia de cloruros, los iones Fe^{2+} reaccionan preferentemente con aquellos hasta formar soluciones saturadas de FeCl_2 , activando una reacción de hidrólisis ácida, capaz de romper la capa pasiva y desencadenar la corrosión.

Estos cloruros pueden ser añadidos a la mezcla antes del fraguado, a través de aditivos, hecho que no es muy común en la actualidad debido a las limitaciones de las normas, o introducirse una vez que el hormigón esté en servicio por agentes externos en ambiente marino, o uso de sales para el deshielo [8].

Un caso en el que se añadieron los cloruros antes de la mezcla fue la construcción del mercado de la Ribera (1929) de Bilbao (España) en el que se usó arena de playa en la mezcla para el amasado de hormigón, dejando la estructura inservible en la rehabilitación del mercado (2010) [66].

Una vez que se introducen los cloruros en el hormigón, el tiempo necesario para que alcancen la armadura, llamado periodo de iniciación, dependerá principalmente de los siguientes factores:

- La concentración de cloruros en el medio exterior
- La naturaleza del catión que acompaña a las sales
- La calidad del hormigón
- La temperatura
- Proporción y morfología de las grietas, en particular su ancho

Para minimizar, en la medida de lo posible, la acción de los cloruros sobre las armaduras, se utilizará un hormigón denso, poco absorbente e impermeable, que se

consigue con una buena compactación siendo necesario, para ello, unas relaciones agua/cemento reducidas.

Una opción para mejorar el hormigón es la utilización de microsílica, consiguiendo que el coeficiente de difusión de los cloruros sea suficientemente bajo, retardando el transporte de sal en el hormigón, aumentando el tiempo para que los iones cloruros alcancen la armadura [8, 67-69].

Propagación

Una vez destruida la capa pasiva de acero, local o totalmente, por la acción conjunta del proceso de carbonatación y el ataque de los iones despasivantes, son varios los factores que pueden acelerar el proceso de corrosión, y de los que se hablará en detalle a continuación:

- Contenido de humedad
- Concentración de cloruros
- Temperatura
- Macropares galvánicos
- Espesor de recubrimiento
- Presencia de fisuras

Contenido de humedad: La humedad del hormigón puede hacer que el proceso de corrosión sea muy rápido. Un valor de humedad muy elevada, que llegue a saturar los poros de hormigón, pese a disminuir la resistividad del hormigón, dificulta el ingreso de O_2 , en estos casos, las velocidades de corrosión serán moderadas o incluso muy bajas. En caso contrario, valor de humedad muy bajo, aumenta la resistividad del hormigón disminuyendo, al mismo tiempo, la velocidad de corrosión. Sin embargo, para valores intermedios de humedad (*Figura 12*), el oxígeno llega libremente a la armadura y, al ser la resistividad baja, provoca unas velocidades elevadas de corrosión [55, 70-72].

Concentración de cloruros: Aunque todavía no se ha establecido la relación entre la concentración de cloruros respecto a la de aniones hidroxilo (Cl^-/OH^-) y la velocidad de corrosión, sí se ha demostrado que la velocidad de corrosión aumenta al aumentar la relación Cl^-/OH^- . La cinética del proceso, en presencia de cloruros, está condicionada por la disponibilidad de oxígeno en la interfase acero-hormigón y la resistividad de éste [55, 70]. Por ejemplo, en el caso de que las armaduras se encuentren en un entorno inicial libre de cloruros, pero en el que se puede producir penetración de los mismos, la relación crítica Cl^-/OH^- se establece entre 0,02% y 0,04% [73]. La concentración límite de cloruros para que no se dé el mecanismo de corrosión, depende tanto de la composición del acero como de las propiedades físico-químicas del ambiente al que va a estar expuesta la estructura.

Temperatura: La temperatura juega un papel doble en los procesos de corrosión de las armaduras de acero en el hormigón. Por un lado, su incremento conlleva un

aumento en la velocidad de corrosión, como catalizador de cualquier reacción química o electroquímica pero, a su vez tiene un efecto antagónico, ya que puede provocar condensaciones en el interior del hormigón, incrementando la humedad de éste, y reducir la velocidad de corrosión. Sin embargo, a muy bajas temperaturas, el agua que se encuentra dentro de los poros de hormigón, puede congelarse provocando fisuras [74].

La humedad, el oxígeno y la temperatura pueden tener efectos contrapuestos cuando actúan conjuntamente. Como se ha comentado, una mayor concentración de humedad en el hormigón facilita la corrosión del acero, pero impide el acceso de oxígeno; por otro lado, un incremento de temperatura acelera la corrosión, pero disminuye la condensación. Esto puede dar lugar a interpretaciones erróneas cuando se tienen numerosas variables puestas en juego, en ocasiones con valores intermedios con casuísticas excepcionales en servicio [55].

Macropares galvánicos: Son pilas de corrosión que se pueden generar entre un punto despasivado (ánodo) y otro pasivado (cátodo) unidos entre sí. Un ejemplo son las vigas de los puentes en las zonas de heladas en las que se utiliza la sal para evitar la formación de placas de hielo. La armadura superior sería el ánodo y la inferior el cátodo, quedando ambas unidas por los estribos. En la *Figura 14* se muestra esquemáticamente el proceso de corrosión por la formación de macropares galvánicos.

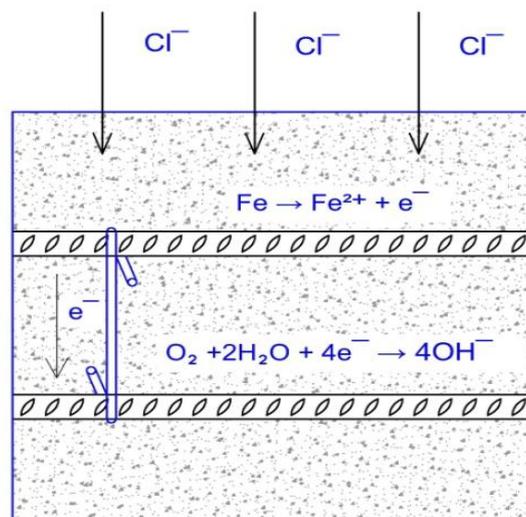


Figura 14. Esquema de la formación de un macropar galvánico en una viga.

Espesor de recubrimiento: La primera barrera física entre los agresivos exteriores y la armadura es el recubrimiento. Un escaso y pobre recubrimiento de las armaduras acorta el tiempo en que el agente agresivo alcanza la armadura.

La calidad del hormigón en el recubrimiento debe de ser máxima, y su espesor mínimo viene limitado por la EHE-08 [44]. El espesor mínimo se define en función del hormigón (si es armado o pretensado), de la clase de cemento empleado, de la vida útil que se exija a la estructura y la clase de exposición. En función de todo lo

comentado, en la *Tabla 1* se define el recubrimiento mínimo establecido por la normativa estatal EHE-08 [44].

Tabla 1. Recubrimiento mínimo (mm) para las clases generales de exposición III y IV (EHE-08) [44].

Hormigón	Cemento	Vida útil de proyecto (t) (años)	Clase general de exposición			
			IIIa	IIIb	IIIc	IV
Armado	CEM III/A, CEM III/B, CEM IV, CEM II/B-S, B-P, B-V, A-D u hormigón con adición de microsílíce superior al 6%	50	25	30	35	35
		100	30	35	40	40
	Resto de cementos utilizables	50	45	40	*	*
		100	65	*	*	*
Pretensado	CEM II/A-D o bien con adición de humo de sílice superior al 6%	50	30	35	40	40
		100	35	40	45	45
	Resto de cementos utilizables, según el Artículo 26	50	65	45	*	*
		100	*	*	*	*

*Estas situaciones obligarían a unos recubrimientos excesivos, desaconsejables desde el punto de vista de la ejecución del elemento. En estos casos, se recomienda comprobar el Estado Límite de Durabilidad según lo indicado en el Anejo nº 9, a partir de las características del hormigón prescrito en el Pliego de prescripciones técnicas del proyecto.

Tabla 2. Máximas aberturas de fisura ($w_{m\acute{a}x}$) según EHE-08 [44].

Clase de exposición	$w_{m\acute{a}x}$ [mm]	
	Hormigón armado (combinación cuasipermanente de acciones)	Hormigón pretensado (combinación frecuente de acciones)
I	0,4	0,2
IIa, IIb, H	0,3	0,2 ⁽¹⁾
IIIa, IIIb, IV, F, Qa ⁽²⁾	0,2	Descompresión
IIIc, Qb ⁽²⁾ , Qc ⁽²⁾	0,1	

(1) Adicionalmente deberá comprobarse que las armaduras activas se encuentran en la zona comprimida de la sección, bajo la combinación cuasipermanente de acciones.

(2) La limitación relativa a la clase Q sólo será de aplicación en el caso de que el ataque químico pueda afectar a la armadura. En otros casos, se aplicará la limitación correspondiente a la clase general correspondiente.

Presencia de fisuras: Una anchura excesiva de las mismas permite el acceso de agua y gases dentro del hormigón, por lo que habrá que controlar su tamaño. Un hormigón con baja resistencia a tracción, puede originar fisuras si se somete la estructura a sobrecargas excesivas para sus valores de resistencia mecánica. La

creación de las fisuras se inicia por la retracción que sufre el hormigón durante el proceso de fraguado y endurecimiento [75]. También, cómo ya se ha comentado, las temperaturas muy bajas pueden generar fisuras internas. Este problema está contemplado en la EHE-08 [44], que limita la anchura máxima de fisura según el ambiente en que se encuentre la estructura. Los valores se recogen en la *Tabla 2*.

1.4 TIPOS DE CORROSIÓN EN LAS EHA

Según se aprecia en la *Figura 15*, la corrosión en las armaduras empleadas en las estructuras de hormigón armado puede adoptar diversas formas que se definen a continuación [76]:



Figura 15. Tipos de corrosión en las armaduras de hormigón.

Corrosión generalizada

El ataque afecta a gran parte de la superficie del metal de forma uniforme, corrosión uniforme, o corrosión generalizada irregular [77]. Se produce por un descenso de alcalinidad del hormigón, debido a una lixiviación por circulación de aguas puras o ligeramente ácidas, o, siendo una de las más comunes, por reacción de los compuestos de carácter básico NaOH , KOH , Ca(OH)_2 , de la fase acuosa del hormigón, con los componentes ácidos de la atmósfera, CO_2 y SO_2 formando carbonatos, sulfatos y agua [52, 78].

Corrosión localizada

La corrosión localizada produce un deterioro local de la superficie del metal. La corrosión localizada se caracteriza por la formación de picaduras en el metal, característica en presencia de Cl^- , en ocasiones difícilmente detectables a simple vista, mientras el resto de la superficie permanece intacta [79].

En las estructuras de hormigón armado, la corrosión generalizada se puede detectar por la aparición de grietas o desprendimiento del recubrimiento de hormigón. Sin embargo, la corrosión localizada puede atacar severamente a la armadura de acero sin evidencia alguna de lo que está ocurriendo en su interior, hasta alcanzar, en ocasiones, el colapso repentino de la estructura [80] cómo el ocurrido en una piscina pública en Steenwijk (Holanda,2001) [6].

La corrosión localizada puede ser de dos tipos: corrosión por picadura y corrosión en resquicios.

Corrosión por picaduras

Debido a la heterogeneidad del hormigón y su microambiente, es habitual que los procesos anódico y catódico no se encuentren uniformemente distribuidos sino que, en algunos puntos, es más fuerte el proceso catódico y en otros el anódico [56]. En el caso específico de concentración de los procesos anódicos y catódicos en un número de puntos reducido, con una relación baja entre las zonas anódicas y las catódicas, el ataque en las anódicas se intensifica fuertemente, dando lugar a la corrosión por picaduras [81]. La situación más agresiva se da en presencia de cloruros, al romper localmente la capa pasiva que protege al acero, pues estas zonas se quedan desprotegidas desarrollándose en ellas procesos anódicos, generando picaduras de corrosión. Los iones sulfuro y sulfato son también despasivantes, pero menos frecuentes y agresivos que los iones cloruro [78].

Corrosión en resquicios

En ocasiones se crean y se desarrollan medios localizados distintos al medio general al que está expuesto el metal. La grieta o hendidura favorece la aparición de celdas de aireación diferencial y de concentración diferencial de cloruros donde se llega a consumir el oxígeno, formándose una celda electrolítica [21].

El proceso de corrosión en resquicios, es capaz de generar la corrosión localizada en un metal pasivable [82, 83]. En estas aleaciones se produce por la liberación de iones metálicos (en el caso de aceros inoxidable son iones de cromo, Cr^{3+}), que se compensan con la migración de iones de cloruro al interior de la grieta, dando comienzo a la corrosión en resquicios. Mientras, el potencial fuera del resquicio puede ser superior al de pasivación, manteniéndose la capa pasiva intacta [21].

Corrosión bajo tensión

Según la norma ISO 7539 [84], la corrosión bajo tensión es la degradación de un metal susceptible a sufrir corrosión, por la acción simultánea y sinérgica de un medio corrosivo específico y de una tensión nominal de tracción estática, que se traduce, generalmente, en la formación de grietas. Este proceso conlleva frecuentemente una reducción significativa de la capacidad de carga de las estructuras metálicas [84].

Todo elemento estructural está sometido a un estado tensional. En el caso del diseño de las estructuras de hormigón armado, el hormigón debe soportar los esfuerzos a compresión, y el acero los esfuerzos a tracción. En el caso de que la estructura esté expuesta a un ambiente agresivo, es susceptible a sufrir corrosión bajo tensión, al estar la armadura tensionada y, simultáneamente, expuesta a un ambiente corrosivo [85].

Cuando la estructura además de estar situada en un ambiente agresivo está bajo la acción de una carga cíclica que nunca supera el límite de resistencia, puede desarrollar el fenómeno conocido como corrosión fatiga. Este fenómeno afecta a centrales nucleares, turbinas de gas, aviones, estructuras marinas, tuberías y puentes [86-92].

En el fenómeno de la corrosión por fatiga intervienen muchos elementos, el ambiente, el tipo de carga cíclica, la frecuencia de aplicación de carga, las tensiones a las que es sometida la estructura (estas pueden ser tanto a tracción como a compresión).

1.5 CORROSIÓN ELECTROQUÍMICA DE EHA EN MEDIOS MARINOS

Se trata de corrosión por la exposición de la estructura a ambiente marino. Según donde se sitúe la estructura respecto al mar, el ataque será diferente, no siendo necesario estar en contacto con el agua de mar para sufrir sus consecuencias. Así podemos definir cinco zonas de ataque diferentes:

- Zona 1: Zona de corrosión atmosférica. En esta zona el hormigón no se encuentra en contacto con el agua de mar, recibiendo solamente las sales procedentes de la brisa marina y niebla salina.
- Zona 2: Zona de salpicaduras de marea. Se encuentra ubicada sobre zonas de marea, y está sujeta a la humectación directa con agua de mar procedente de las olas.
- Zona 3: Zona de mareas. Corresponde a la zona de marea alta y baja, y el elemento estructural se ve expuesto cíclicamente al agua de mar.
- Zona 4: Zona inmersión. El elemento estructural se encuentra por debajo del nivel de marea baja y continuamente en contacto con el agua de mar, saturado.
- Zona 5: Subsuelo. El material se encuentra en contacto con suelos marinos, de distinta resistividad eléctrica, y elevada actividad microbiológica.

Según donde se encuentre la zona de una estructura de hormigón armado, el ataque será más o menos agresivo. La *Figura 16* esquematiza la pérdida relativa de material debido a la corrosión según las zonas mencionadas. Se aprecia cómo la zona que provoca mayores cinéticas de corrosión asociadas a elevadas pérdidas

relativas de espesor del metal es la Zona de Salpicaduras de marea, zona 2, seguida de la zona de inmersión, próxima a zona intermareas, zona 4 [93].



Figura 16. Reducción relativa del espesor de una barra de acero según la zona de inmersión a la que se encuentre en agua de mar [93].

Mecanismos de transporte

Los cloruros acceden a la superficie de las armaduras a través de los poros de hormigón, y éstos se ubican en la pasta de cemento; y pueden clasificarse en microporos, poros, capilares y macroporos. Los microporos y poros tienen un radio medio del orden de centésimas de micra no influyendo en la durabilidad del hormigón; sin embargo los capilares y los macroporos influyen de forma decisiva en la durabilidad [1]. Los cloruros son transportados a través de los capilares o macroporos por difusión y/o por succión capilar, en función de las condiciones de exposición [94].

Difusión: Se da por la diferencia de concentraciones de los aniones de un punto a otro del hormigón, rigiendo los mecanismos de transporte de masa, gobernados por la Segunda Ley de Fick, al ser un régimen de movimiento no transitorio [94, 95]. Los cloruros irán de zonas de mayor concentración a menos concentración. En elementos estructurales totalmente sumergidos, la concentración superficial de cloruros es igual a la concentración saturada de cloruros en el interior del elemento estructural, por lo que no se dará transferencia de cloruros. El efecto de difusión se dará en elementos estructurales ubicados en zonas de marea [96].

Succión capilar: Este mecanismo de transporte se da por la tensión superficial que hay en las capilaridades. Las variables que influyen son la viscosidad, la densidad, la energía superficial del hormigón, la tensión superficial y la estructura de poros. Este tipo de transporte surge cuando el elemento no está en contacto permanente con el fluido, como puede ser la zona de corrosión atmosférica [97, 98].

En las zonas de mareas y de salpicaduras ambos mecanismos intervienen en el transporte de los cloruros. En este caso el mecanismo principal es el de succión capilar, la difusión permite una penetración más profunda [96, 99].

2 MÉTODOS DE PROTECCIÓN FRENTE A LA CORROSIÓN EN EHA

La principal barrera protectora del acero es el propio hormigón, por ello es el primer punto donde se debe actuar para una correcta protección de las armaduras. El hormigón tiene que ser lo más impermeable posible para garantizar la durabilidad de la armadura frente a la penetración de agresivos. Para ello el árido debe ser por sí mismo impermeable y, en estado fresco, el hormigón debe estar bien compactado. Una relación agua/cemento baja, disminuye la porosidad; sin embargo esta relación está limitada por la trabajabilidad mínima que se le exige al hormigón. Otra opción es incrementar el contenido de cemento pero, como contrapartida, aumenta la retracción del hormigón generando microfisuras.

Un parámetro muy importante es el espesor de recubrimiento de la armadura, ya que es éste el que ejerce la barrera física de hormigón entre el medio exterior y la armadura. A priori, a mayor espesor del recubrimiento, mayor protección tendrá la armadura, siempre considerando que el hormigón está bien formulado; ahora bien, este hecho conlleva un encarecimiento de la estructura y diseños más robustos, por lo que el diseñador siempre preferirá recubrimientos de espesores menores.

Las normativas fijan valores de recubrimientos mínimos para las estructuras, según la clase de exposición que tenga la estructura, de tal forma que a mayor agresividad del medio, mayor será el recubrimiento mínimo necesario. Dichos valores están definidos en la *Tabla 1*.

Sin embargo, en ocasiones, y a pesar de disponer de un hormigón de alta calidad no es posible proteger totalmente la armadura frente la corrosión, y se hace necesario recurrir a otros mecanismos que la protejan. Estos mecanismos pueden, aumentar el umbral de concentración de cloruros aceptable o reducir al máximo la velocidad de corrosión de las armaduras. Entre otros se pueden adoptar las siguientes alternativas:

- Adición de inhibidores de corrosión.
- Protección catódica.
- Recubrimientos sobre el hormigón.
- Recubrimientos sobre la armadura.

2.1 INHIBIDORES DE CORROSIÓN

Son aditivos que se añaden al hormigón, con el fin de que pueden tanto alargar el tiempo necesario para que comience el periodo de iniciación de corrosión así como disminuir la velocidad de corrosión de las armaduras de acero embebidas en él. Son

compuestos químicos que actúan rompiendo la continuidad del circuito eléctrico al ejercer su acción sobre la superficie metálica del acero, dificultando así la reacción anódica, denominándose inhibidores anódicos, o bien, dificultar la reacción catódica, inhibidores catódicos, o incluso ambas reacciones, inhibidores mixtos [97, 100, 101].

Cualquier inhibidor debe ser compatible con el hormigón, esto es, no debe alterar sus propiedades físico-químicas ni físico-mecánicas. Se añaden al agua de amasado, y deben ser activos en medios alcalinos, como precisamente es el caso del hormigón. Cabe resaltar que, en general, su coste no es elevado, por lo que es una solución económica y de gran eficacia [55, 102].

Se emplean varios tipos, considerando la acción de la especie que puede ser causante del proceso de degradación del hormigón. Los inhibidores comúnmente utilizados en hormigón armado son las aminas y alcanolaminas (AMA), monofluorofosfatos y nitritos, tanto sódico como cálcico. Los monofluorofosfatos reducen significativamente la resistencia mecánica del acero mientras que tanto los AMA como los nitritos, mantienen prácticamente inalteradas las propiedades del hormigón armado [101].

Para que un inhibidor sea eficaz ha de emplearse en la proporción adecuada, de acuerdo con la agresividad del medio, y en el momento idóneo. En el caso en el que existan cloruros en el hormigón los nitritos son los comúnmente empleados [103, 104], La relación entre iones nitrito/cloruro en peso debe ser, como mínimo, la unidad, pero su eficiencia se ve disminuida si la corrosión está desarrollada [102, 105]. Sin embargo, si se emplea una concentración de nitrito inferior al nivel crítico, la superficie del acero no se pasivará completamente pudiendo, desarrollarse aceleradamente el proceso corrosivo [104, 106]. Como efecto positivo se puede mencionar que son capaces de incrementar ligeramente las resistencias mecánicas del material [104].

2.2 PROTECCIÓN CATÓDICA

La protección catódica trata de eliminar el riesgo de corrosión, evitando o reduciendo, en la mayor medida posible, los procesos anódicos que se dan en el acero, trasladando la corrosión a otro metal. La protección catódica puede ser por ánodo de sacrificio o por corriente impresa. Cualquiera de las dos opciones pretende situar la armadura en la zona de inmunidad de los diagramas Pourbaix que se señala en la *Figura 8* actuando, de esta manera, como cátodo respecto a un ánodo exterior [97, 104].

Esta solución debe llevarse a cabo durante la fase de construcción de la estructura y mantenerse durante la vida de servicio, por lo que hay que tener en cuenta los costes de mantenimiento. Pero es la única capaz de detener una corrosión ya iniciada [55, 107, 108].

En la *Figura 17* se representa un esquema de protección catódica mediante corriente impresa. En este método se une la estructura a proteger y el electrodo auxiliar a una fuente de alimentación externa. Este procedimiento consiste en unir eléctricamente la estructura que se trata de proteger con el polo negativo de una fuente de alimentación de corriente continua, pura o rectificadora, y el polo positivo con un electrodo auxiliar que cierra el circuito [104].

Se debe diseñar un sistema específico para cada tipo de estructura. Generalmente, valores de corrientes de 0,2 a 2 mA/m², son suficientes para garantizar una protección completa de las armaduras. Una de las soluciones más utilizadas es la malla de titanio, en la que la corriente que actúa sobre el ánodo, no debe superar los 100mA/m² [97, 107, 109]. En potenciales muy negativos, que equivalen a intensidades muy elevadas, se puede producir la pérdida de adherencia entre el hormigón y el acero. También se puede producir la reacción de desprendimiento de hidrógeno, provocando en el metal el fenómeno altamente peligroso, denominado fragilización por hidrógeno [97, 110-112].

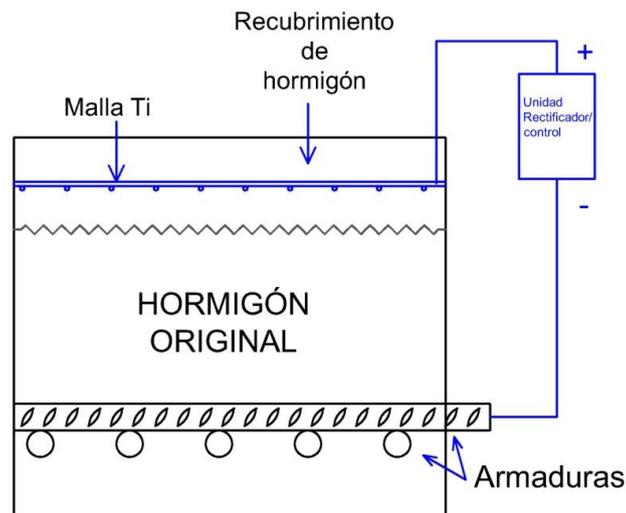


Figura 17. Sistema de protección catódica por corriente impresa [70].

La protección catódica con ánodo de sacrificio se basa en la corrosión galvánica sin necesidad de una corriente externa. Tal y como se muestra en la *Figura 18*, la armadura se conecta a un material menos noble, que actuará como ánodo, experimentando éste el proceso de corrosión. La principal ventaja, respecto a la protección catódica por corriente impresa, es la ausencia de una fuente auxiliar, por lo que no hay riesgo de desprendimiento de hidrógeno ni de pérdida de adherencia. La principal desventaja es que su vida útil es inferior, dependiendo de la naturaleza química del mismo. Los más empleados en el hormigón son los ánodos de aluminio, magnesio y, fundamentalmente, de zinc [97, 108, 113].

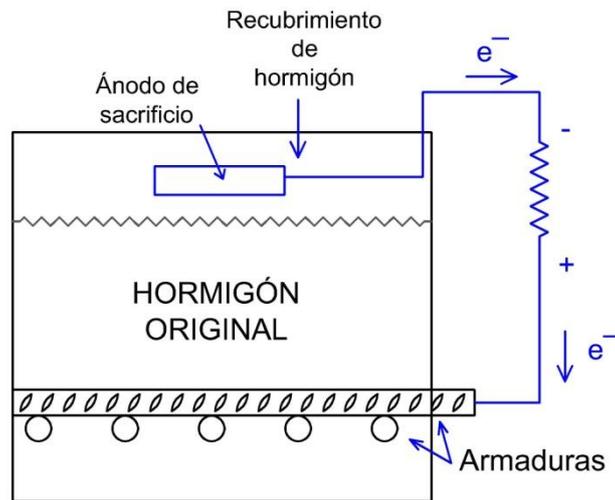


Figura 18. Esquema de protección catódica con ánodo de sacrificio.

2.3 RECUBRIMIENTOS SOBRE EL HORMIGÓN

Otra opción para prevenir la corrosión de las armaduras es recubrir la superficie de hormigón con una película impermeable, que proteja al hormigón de la entrada de cloruros y del fenómeno de carbonatación. La finalidad última de esta solución es establecer una barrera física que impida el paso de todas las especies agresivas que, antes o después, afectarán al proceso corrosivo de la armadura. Estas son: agua, oxígeno, dióxido de carbono, dióxido de azufre y cloruros; también se exige a la película elevada alta durabilidad, buena adhesión y resistencia los rayos UV [97, 114].

Pese a ser un sistema eficaz, no siempre puede emplearse, ya que, en muchas ocasiones, no se tiene acceso a la superficie de hormigón, como por ejemplo en el caso de las cimentaciones y estructuras sumergidas. Esta película se debe aplicar desde la puesta en obra, puesto que una vez que el hormigón está contaminado, la impregnación de estos recubrimientos puede agravar la corrosión. Es necesario aplicar una capa con un mínimo de espesor y de manera uniforme para asegurar un resultado efectivo [115].

Los recubrimientos empleados en el hormigón pueden ser compuestos orgánicos o inorgánicos, aunque los más empleados son los orgánicos [116, 19]. La mayoría de los recubrimientos utilizados son compuestos orgánicos como emulsiones acrílicas, resinas epoxy, caucho clorado, elastómeros y poliuretano [114, 117] siendo las resinas epoxy y los recubrimientos de poliuretano los que mejor se comportan, por su buena resistencia química y frente a corrosión, alta resistencia mecánica y buena adhesión [117-120].

2.4 RECUBRIMIENTOS SOBRE LA ARMADURA

Un método de protección de las armaduras de hormigón es recubrir éstas. Se trata de recubrir las armaduras con revestimientos metálicos, orgánicos, inorgánicos o mixtos (orgánicos e inorgánicos), que se aplican directamente sobre las armaduras formando una barrera entre la propia armadura y el ambiente corrosivo. Son medidas que mejoran la capacidad protectora de la propia armadura [55, 104, 121].

Cuando se emplea el revestimiento metálico, el metal base es recubierto por otro metal. En función del potencial del metal base y del metal de recubrimiento se pueden diferenciar dos tipos de protección: protección catódica, en el que el metal de recubrimiento tiene un potencial superior al del metal base actuando así como cátodo, o protección anódica, en el que el metal de recubrimiento tiene un potencial menor al del metal base, actuando así como ánodo.

En el caso de las armaduras de acero, el níquel, el cadmio y el zinc pueden retrasar, e incluso prevenir las corrosión en las armaduras. Pero el más común es el zinc conocido comúnmente como galvanizado [97, 121]. Consiste en sumergir el acero en un baño de zinc fundido recubriendo al acero con una capa de Fe-Zn siendo la capa exterior de zinc puro que es mucho más estable a la atmósfera y al ataque de cloruros. Sin embargo, estudios han demostrado que su capacidad protectora se ve perjudicada en estructuras carbonatadas y aún más en presencia de cloruros, desencadenando corrosión prematura [122, 123]. En cuanto al aumento de vida en servicio en condiciones de pH bajo en presencia de cloruros hay discrepancias, estudios revelan un aumento escaso [97, 124] mientras que estructuras en ambiente real demuestran lo contrario [122].

Los revestimientos orgánicos actúan como los recubrimientos metálicos pero, a su vez ofrecen un aumento de la resistencia eléctrica [121]. Entre los diferentes recubrimientos orgánicos tales como alquitrán de hulla epoxi, asfalto, caucho clorado, revestimientos de vinilo y resinas epoxi; el método más empleado es el recubrimiento de las armaduras con una capa fina de resina epoxi [125]. Para ello existen varios métodos, tales como, la aplicación electrolítica, inmersión y pulverización, siendo el método más utilizado, deposición electrostática calentando las barras a una determinada temperatura [97, 109]. Pero este método tiene varios inconvenientes, por un lado la durabilidad de la propia resina dentro del propio hormigón, que alarga la vida en servicio pero de manera limitada [126, 127]. En presencia de alto contenido en cloruros, pequeños defectos superficiales en el recubrimiento pueden desencadenar una corrosión acelerada [104, 128-130], por lo que la manipulación de este tipo de armaduras, tanto en obra como en fábrica, debe de ser muy cuidadosa para evitar daño en el recubrimiento. Otro de los inconvenientes es la pérdida de adherencia que se da entre la armadura y el hormigón [131], así como el posible fallo de la resina, debido a la tensión a que es sometida la armadura.

Otra de las opciones mencionadas son los recubrimientos inorgánicos. Este tipo de recubrimientos son menos efectivos que los metálicos u orgánicos en presencia de cloruros y en hormigón carbonatado [132-134].

La elección del tipo de recubrimiento debe ser marcada por un equilibrio entre la probabilidad de que el elemento en cuestión sufra corrosión, y las consecuencias que acaecerán en el caso de fallo del elemento. Se trata de una solución cuya eficacia es cuestionada debido a, por un lado, las impurezas del propio recubrimiento que se puedan generar en su fabricación, así como a los daños ocurridos durante el transporte y su manipulación. Estos desperfectos pueden favorecer la corrosión por picaduras [115].

3 ARMADURAS DE ACERO INOXIDABLE

3.1 INTRODUCCIÓN

En el apartado anterior se han citado los mecanismos más empleado para hacer frente a la problemática de la corrosión en las armaduras de acero empleadas en las estructuras de hormigón armado. Sin embargo, de las opciones mencionadas ninguna garantiza un comportamiento idóneo. Así, como alternativa a estos mecanismos de protección, las armaduras de acero inoxidable se presentan como la solución. Muestra de ello son las investigaciones llevadas a cabo para el estudio del comportamiento de este tipo de armaduras y las obras en las que se han empleado diferentes aleaciones de acero inoxidable para solucionar los problemas de corrosión [8, 13-15, 25, 53, 70, 135-142].

El primer uso de este tipo de armaduras en construcción civil fue en el año 1941 para la construcción del embarcadero de El Progreso en el Golfo de México [25, 18]. Debido a su peculiaridad, Eric I. Moreno, Andrés A. Torres Acosta y Pedro Castro Borges, hicieron un estudio del estado del mismo, cuyos resultados se publicaron en la revista Ingeniería Revista Académica bajo el título “Construcción del muelle de Progreso” [18]. Según el informe, las armaduras de acero inoxidable están libres de corrosión.

Las autoridades mexicanas tenían la idea de la construcción de un muelle que no implicará labores costosas, ni temporales ni económicas, de inspección y mantenimiento debido a los problemas de corrosión que presentaban otras obras portuarias. Para cumplir con la exigencia los diseñadores optaron por utilizar armadura de acero inoxidable en la parte de la subestructura sometida a flexión. Se utilizó armadura de 30 mm de diámetro de acero inoxidable, similar al actual AISI 304 con un contenido de níquel del 8% (equivalente al 1.4301 definido en la UNE EN 10088 [143]). Se calcula que se utilizaron 220Tn de acero inoxidable [25, 18].

Esta obra, tal y como se muestra en la *Figura 5*, es un ejemplo del buen funcionamiento del acero inoxidable como refuerzo para el hormigón, ya que tras sus 75 años de vida, sigue en pie sin haber sufrido ningún deterioro alarmante a simple

vista. En la *Figura 5* se pueden ver los restos de un embarcadero construido a posteriori (1969), con armadura de acero al carbono, corroborando el buen funcionamiento de este tipo de armaduras de acero inoxidable.

Sin embargo, su elevado precio hace que el uso se restrinja a las zonas críticas de las estructuras, especialmente en elementos estructurales sumergidos en agua marina, o expuesto a ambiente marino agresivo donde el riesgo de corrosión es máximo.

El elevado precio es debido al alto contenido en níquel de los aceros inoxidables austeníticos. La fluctuación del precio del níquel en el mercado, *Figura 19*, encarece su precio. Para reducir el coste de las armaduras de acero inoxidable se desarrollaron armaduras de acero inoxidable de bajo contenido en níquel (dúplex y lean dúplex) [136], respecto a los austeníticos y superausteníticos.

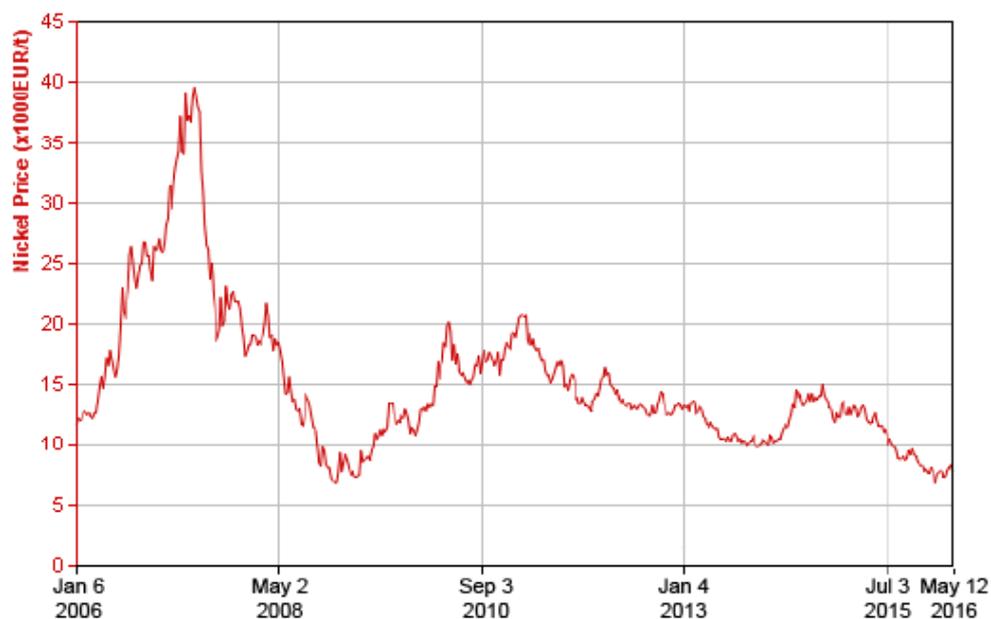


Figura 19. Evolución del precio del Ni [144].

El uso de este tipo de armaduras encarece la construcción de cualquier estructura. El coste de esta solución frente a la solución de armadura tradicional supone un incremento en el proyecto inicial, pero reduce los costes de mantenimiento, postulándose así como alternativa para estructuras con una vida útil de 75 a 100 años [137]. Así, siendo el coste del acero inoxidable entre tres y cinco veces superior al del acero al carbono B500SD utilizado tradicionalmente en las estructuras de hormigón armado, el coste total del proyecto puede verse incrementado hasta en un 20% [136, 137, 145]. Dependiendo el tipo de acero inoxidable utilizado este sobrecoste puede variar. Así, el empleo de armaduras de acero inoxidable dúplex AISI 2304 en vez del acero inoxidable austenítico AISI 304 puede suponer un ahorro del 9% del coste del acero inoxidable y comparado con el tradicional acero inoxidable dúplex AISI 2205, un 15%. Las armaduras de acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 supone un ahorro en el acero del 15% frente al AISI 304 [136].

Teniendo en cuenta los costes de rehabilitación debido a la corrosión de las armaduras, la solución de armadura de acero inoxidable está justificada, siempre que su coste no supere en un 14% el coste de la estructura de hormigón armado con acero al carbono [145].

Una buena opción es el uso combinado de armaduras de acero al carbono junto con armaduras de acero inoxidable. El uso de estas últimas se restringiría a las zonas expuestas a los agentes agresivos. En este caso, el sobrecoste respecto a la sustitución total se reduciría un 63% [142]. Un problema que podría presentar esta solución es la corrosión galvánica. Sin embargo diversos estudios han demostrado que no existe riesgo de corrosión galvánica entre este tipo de aceros [138-141, 146, 147].

El consumo de acero inoxidable en general ha aumentado alrededor de un 5% en los últimos 25 años. En el caso del acero inoxidable, para empleo en la construcción, el crecimiento ha sido más acelerado debido al rápido desarrollo que se ha generado en China [25]. En el año 2006 se estimó que, aproximadamente 4 millones de toneladas de acero inoxidable se emplearon en ingeniería civil, lo que suponía un 14% del consumo total de este tipo de acero. Pero este crecimiento varía según el país que analicemos; en China el porcentaje de acero inoxidable utilizado en la construcción, es de un 20% pero por el contrario en Alemania sólo del 7% [25].

Con el desarrollo de armaduras de acero con bajo contenido en níquel, ha crecido el uso de este tipo de armaduras para el refuerzo del hormigón, pero la falta de normativa que regule su uso, impide una optimización de la solución. Las normativas existentes para el empleo de armaduras de acero inoxidable se basan en los requisitos impuestos a las armaduras de acero al carbono.

Dada la importancia que tiene el cambio de esquema tradicional del empleo del acero al carbono en el ámbito de la ingeniería civil, bastante clásico en el empleo de materiales, planteándose el acero inoxidable como una alternativa realista. Se describirán a continuación estos aceros inoxidables, y resaltándose aquellos susceptibles de ser empleados como armaduras.

3.2 ACERO INOXIDABLE

El acero es un material cuyo componente predominante es el hierro. Entre sus componentes está el carbono que por norma general no supera el 2%. Dentro de los aceros, se define como acero inoxidable a aquellos con un contenido en cromo mínimo del 10,5% y un máximo de 1,2% en carbono [148].

Los aceros inoxidables se clasifican según la norma UNE-EN 10088 [143]. Dicha norma se divide en cinco partes. En la parte 1, se definen los diferentes tipos de aceros inoxidables. Hay tres criterios de clasificación que son:

1. Propiedades de utilización
2. Microestructura
3. Elementos principales de aleación.

Atendiendo a la primera clasificación se puede definir los aceros resistentes a la corrosión, los aceros refractarios y los aceros resistentes a la fluencia.

El conjunto de aceros inoxidable resistentes a la corrosión, estos se dividen en cinco grupos según el porcentaje de ciertos elementos de la aleación. Así para cada uno la nomenclatura a utilizar es la siguiente:

- 1.40xx: estos presentan un contenido de Ni inferior al 2,5%, sin Mo y sin adiciones especiales.
- 1.41xx: estos presentan un contenido de Ni inferior al 2,5%, con Mo y sin adiciones especiales.
- 1.43xx: estos presentan un contenido de Ni igual o superior al 2,5%, sin Mo y sin adiciones especiales.
- 1.44xx: estos presentan un contenido de Ni igual o superior al 2,5%, con Mo y sin adiciones especiales.
- 1.45xx y 1.46xx: Esta es la nomenclatura utilizada para los tipos de aceros con adiciones especiales y de elementos químicos, tales como Ti, Nb o Cu.

Atendiendo a su microestructura, los aceros inoxidable pueden clasificarse en ferríticos, austeníticos, dúplex, martensíticos y endurecidos por precipitación. El diagrama de Schaeffler, mostrado en la *Figura 20*, resume gráficamente los tipos de aceros inoxidable atendiendo a su microestructura en función de la proporción de níquel equivalente y cromo equivalente. El níquel equivalente, calculado según la *ecuación 16*, es la suma de los elementos de aleación que favorecen la fase austenita, elementos gammágenos, y el cromo equivalente, calculado según la *ecuación 17* (17), es la suma de elementos de aleación que favorecen la formación de la fase ferrítica, elementos alfégenos [135].

$$Ni_{equ.} = \%Ni + 30\%C + 0,5\%Mn \quad (16)$$

$$Cr_{equ} = \%Cr + \%Mo + 1,5\%Si + 0,5\%Nb \quad (17)$$

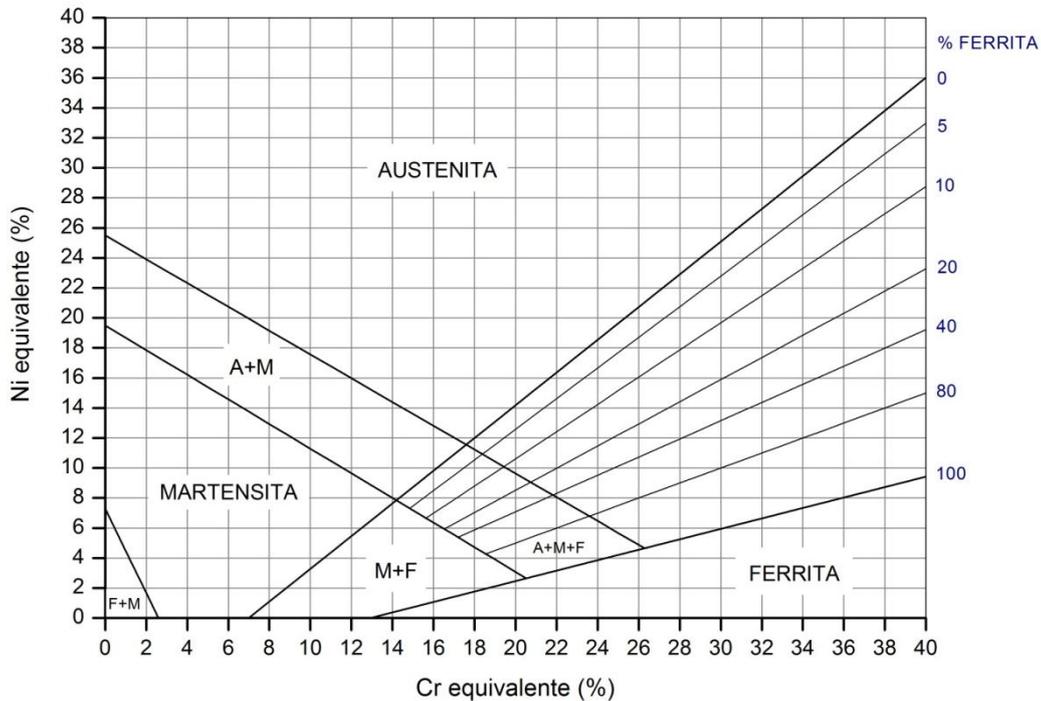


Figura 20. Diagrama de Schaeffler [135].

Ferríticos

Son aquellos aceros cuyo contenido de carbono es inferior al 0,1% y el contenido de cromo varía entre 15-30%. El cromo, molibdeno y silicio se consideran elementos que favorecen la formación de la ferrita.

La ferrita (alfa-hierro, α -Fe) tiene una estructura cristalina cúbica centrada en el cuerpo (BCC). Es magnética y es frágil por debajo de su temperatura de transición característica. La ferrita delta (δ) es una estructura cúbica centrada residual del proceso de solidificación y presenta características similares.

En general, los aceros ferríticos tienen baja soldabilidad debido a su sensibilidad a la corrosión intergranular y a su fragilización en la zona afectada por la temperatura.

Austeníticos

La austenita (gamma-hierro, γ -Fe) presenta una estructura cristalina cúbica centrada en las caras (FCC). No es magnética y es dúctil en un amplio intervalo de temperaturas. No presenta rotura por frágil. La resistencia mecánica es elevada a baja temperatura. Por deformación en frío, puede endurecerse hasta altas resistencias mecánicas.

La austenita no se endurece por tratamiento térmico. Los elementos formadores de austenita como el Ni, C y N, favorecen la estructura austenítica. Los tipos austeníticos convencionales pueden contener trazas de ferrita delta para mejorar la

soldabilidad. La resistencia mecánica aumenta con los elementos de aleación intersticiales, en particular, el nitrógeno.

La estabilidad de la estructura austenítica depende de la cantidad de elementos de aleación. Los tipos con contenidos de elementos de aleación en la parte baja del intervalo pueden transformarse en martensita por deformación plástica y/o por enfriamiento a baja temperatura.

Las trazas de ferrita y los altos contenidos de cromo y molibdeno pueden favorecer la precipitación de la fase sigma (σ) que es frágil. El intervalo de temperatura crítico para la precipitación de esta fase y de otras fases intermedias es de 600°C a 900°C.

Los aceros austeníticos estables, sin presencia de ferrita pueden requerir precauciones especiales durante la transformación en caliente y durante el soldeo.

En las normas *American Society for Testing and Materials* (ASTM) [149], los tipos de acero austenítico con contenidos en manganeso iguales o inferiores a 2% se clasifican en las series 300.

Dúplex

Estos aceros tienen una estructura bifásica (ferrítica y austenítica) bien equilibrada con contenidos en ferrita comprendidos entre el 30% y el 50%; esta cantidad se determina, bien controlando el proceso de transformación en frío o mediante la adición de estabilizadores de la fase austenítica, tales como Ni y N. Las propiedades de resistencia mecánica son más elevadas que las de los aceros austeníticos y precisan, por tanto, una mayor energía para la deformación en frío. Estos aceros tienen una buena resistencia a la corrosión bajo tensión y corrosión localizada [140, 150].

La fase sigma, y las otras fases que pueden reducir la tenacidad y la resistencia a la corrosión, pueden formarse rápidamente en un intervalo comprendido entre 600°C y 900°C, principalmente a partir de la ferrita. Por tanto, la transformación en caliente debe realizarse correctamente por encima de esas temperaturas y enfriarse rápidamente. Las soldaduras deben enfriarse rápidamente en ese intervalo de temperaturas [150, 151].

El sistema de clasificación de los materiales metálicos del Informe CR ISO 15608 [152] define un grupo de aceros austeníticos 10.2 distinto, con contenidos típicos de cromo superiores al 24%. Este grupo contiene los tipos superdúplex de alto contenido en cromo, molibdeno y nitrógeno. Ejemplos típicos son los tipos 1.4410, 1.4507 o 1.4501.

Martensíticos

La martensita se forma a partir de la austenita por tratamiento térmico o por deformación plástica en frío. Presenta una resistencia mecánica elevada y es magnética. La martensita es una fase frágil y extremadamente dura.

Los aceros martensíticos tradicionales tienen un contenido en carbono comprendido entre 0,08% y 1%. Se endurecen al enfriarse al aire pero, su resistencia mecánica, puede incrementarse mediante un tratamiento térmico de temple. Se mejora la ductilidad mediante un revenido antes de su utilización. Con un contenido de carbono > 0,20% son difíciles de soldar.

Endurecidos por precipitación

La precipitación de compuestos intermetálicos, carburos, nitruros o fases que contengan cobre en la estructura martensítica aumenta la resistencia mecánica después de un tratamiento de recocido y temple.

Las condiciones específicas de tratamiento térmico deben ajustarse en función del nivel deseado de las propiedades mecánicas y de los datos facilitados por el fabricante.

Ejemplos de estos aceros con los 1.4568, 1.4542 y 1.4594.

3.3 REQUISITOS DE LAS ARMADURAS DE LAS EHA

Las exigencias que se solicita a la armadura utilizada en las estructuras de hormigón armado son aquellas necesarias para que la estructura cumpla los requisitos que, establece la normativa de hormigón "INSTRUCCIÓN DE HORMIGÓN ESTRUCTURAL" (EHE-08) [44]:

- Exigencias relativas al requisito de seguridad estructural.
- Exigencia de resistencia y estabilidad.
- Exigencia de aptitud al servicio.
- Exigencias relativas al requisito de seguridad en caso de incendio.
- Exigencia de resistencia de la estructura frente al fuego.
- Exigencias relativas al requisito de higiene, salud y medio ambiente.
- Exigencia de calidad medioambiental de la ejecución.

Para cumplir con las exigencias de resistencia y aptitud al servicio, a las estructuras se les exige una mínima resistencia mecánica capaz de resistir las acciones para las que han sido diseñadas durante su vida útil, y una capacidad de deformación. Uno de los materiales empleados ampliamente en la construcción es el hormigón armado que, como se ha comentado, es un material compuesto por hormigón y armaduras de acero. Para conseguir ambos objetivos es necesario que, tanto el acero como el hormigón, cumplan cada uno con estas características por separado y también

cuando trabajan conjuntamente. Por ello se le exige a los materiales una cierta resistencia mecánica y un nivel de ductilidad limitado. Para el trabajo en conjunto, la adherencia de la barra de acero al hormigón es de una importancia capital y, esto se consigue con las corrugas impresas en la superficie de las barras.

Los aceros inoxidable que proponen las normativas como armadura son aceros inoxidable austenítico y dúplex [41, 42, 153]. Las armaduras de acero inoxidable se pueden conformar mediante laminación en frío o en caliente variando sus propiedades mecánicas en función del conformado.

Las armaduras de acero inoxidable laminadas en caliente poseen una resistencia similar a las armaduras de acero al carbono mientras que las laminadas en frío poseen una resistencia muy superior. En cuanto a la ductilidad, las laminadas en caliente superan los límites exigibles a las armaduras de ductilidad especial. Las laminadas en frío apenas superan los límites para las armaduras de ductilidad normal definidos en las diferentes normas de empleo de hormigón armado para estructuras [135, 137, 142]. En el Capítulo 4 se resume detalladamente los requisitos necesarios para las diferentes según el grado de ductilidad, en las que los términos empleados para la definición del grado de ductilidad son un tanto ambiguos.

Otra característica que se exige a la estructura para aplicaciones en ambientes agresivos es la resistencia a la corrosión, ya que ésta puede provocar el colapso inesperado de la estructura. El puente de El Progreso es un ejemplo claro de la resistencia a la corrosión de un acero inoxidable austenítico similar al AISI 304. Pero su alto contenido en níquel encarece mucho la estructura. Con la intención de reducir costes se han desarrollado armaduras de acero inoxidable dúplex y lean dúplex, con un contenido en níquel inferior [70, 136, 137, 146].

Numerosos estudios han demostrado el excelente comportamiento de los aceros inoxidable ante el ataque de los cloruros, pero sin tener en cuenta las cargas a la que está sometida la estructura [14-32].

Sin embargo, una estructura no está expuesta únicamente al ataque por cloruros, simultáneamente debe soportar las cargas para las que ha sido diseñada. La acción combinada disminuye la resistencia del acero pero en mayor medida su ductilidad provocando el colapso sin previo aviso de la estructura [33-35], bajo unas condiciones de carga inferiores a la de resistencia de los materiales. Este fenómeno se estudia mediante la Mecánica de la Fractura que se analiza en el siguiente apartado.

4 MECÁNICA DE LA FRACTURA

En ocasiones, numerosos elementos estructurales colapsan muy por debajo de su límite de rotura, e incluso materiales dúctiles, desarrollan una rotura frágil. Con el fin de dar una explicación a esta desviación, A.A. Griffith propuso que esta diferencia era debida a la presencia de grietas microscópicas [154-157].

Estas grietas pueden formarse por un cambio brusco en la sección del elemento estructural, o por la presencia de defectos internos o externos en él, tales como orificios, entallas, generando una concentración localizada de tensiones.

En la *Figura 21* se muestra el perfil de tensiones a lo largo de una sección que contiene un defecto. Tal y como se puede ver, la tensión aumenta respecto a la tensión aplicada a medida que disminuye la distancia al defecto alcanzando su valor máximo en el borde del mismo [154].

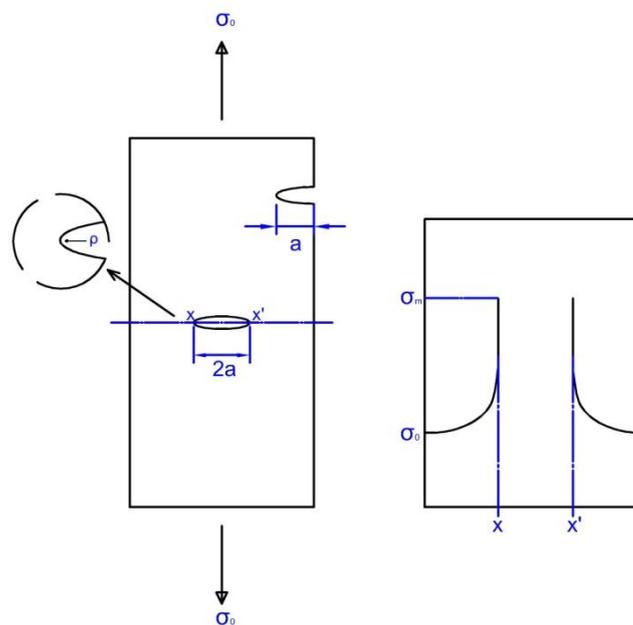


Figura 21. Ejemplo de defecto y distribución de tensiones a lo largo de la sección $x-x'$.

Al someter un elemento agrietado a una tensión inferior a la de diseño, debido a la concentración de tensiones en la punta de la grieta, esta se propaga colapsando la estructura sin previo aviso.

La mecánica de la fractura estudia este fenómeno mediante el empleo del denominado factor de intensidad de tensiones (K). Este factor determina la magnitud de la distribución de tensiones alrededor de la grieta. El factor depende tanto de la geometría de la grieta como de la geometría del elemento estructural y de la tensión aplicada [158, 159].

Una carga puede actuar sobre una grieta de tres maneras diferentes produciendo cada una de ellas un tipo de desplazamiento distinto de la superficie de la grieta. El

modo I provoca un desplazamiento de apertura, el modo II de deslizamiento y el modo III de cizalla, tal y como se muestra en la *Figura 22* [154].

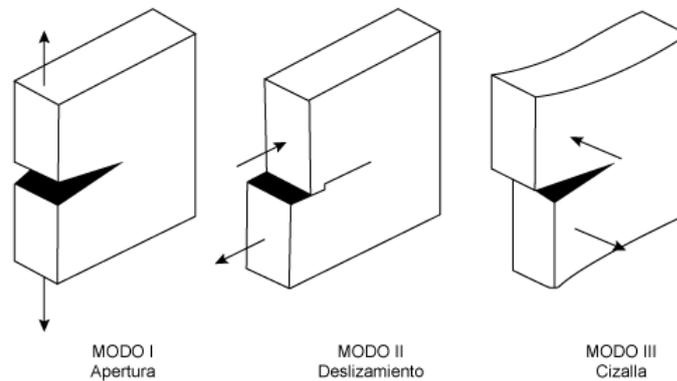


Figura 22. Modo de desplazamiento de grietas.

El modo I es el modo que ocurre con mayor frecuencia. En la *ecuación 18* se describe el cálculo del factor de intensidad de tensiones para el modo I, donde Y es un parámetro adimensional que depende de la geometría de la pieza y de la grieta, a es la longitud de defecto y σ es la tensión aplicada.

$$K_I = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (18)$$

Siempre y cuando el factor de intensidad de tensiones de la *ecuación 18* no supere el valor crítico conocido como tenacidad a la fractura (K_{Ic}), la fisura se mantendrá estable. Sin embargo, si se supera este valor se provocará una inestabilidad de la fisura, propagándose rápidamente hasta la rotura sin previo aviso.

El valor de K_{Ic} es una propiedad intrínseca del material, siempre que el ensayo para determinarlo se realice de acuerdo a la normativa vigente ASTM E399, EN ISO 12737 o BS7448 [160-162]. Las condiciones de ensayo definidas son las que se dan en la mayoría de las roturas espontáneas, y proporcionan un valor de tenacidad del material mínimo. Las normativas exigen la condición de deformación plana para determinar K_{Ic} . Pero las estructuras no cumplen la condición de deformación plana [154]. En estos casos la tenacidad real supera al K_{Ic} normalizado [158], situándose del lado de la seguridad.

Para que se produzca la fractura frágil es necesaria una grieta aguda pero con un simple mecanizado de la entalla es difícil conseguirla. Para obtener grietas agudas, se recomienda utilizar el ensayo de fatiga. Durante el ensayo de fatiga, el factor de intensidad de tensiones no debe ser superior al 60% del K_{Ic} [158].

La acción de agentes agresivos, como pueden ser los cloruros del agua de mar, reducen la tenacidad a la fractura de los metales. Los cloruros provocan la corrosión por picadura, y ésta causa una disolución localizada del hierro formando ánodos intensamente corroídos en las zonas ricas en cloruros [163] generando las picaduras donde se iniciará y propagará la grieta, si se dan las condiciones necesarias,

provocando el colapso de la estructura. Este fenómeno es conocido como Corrosión Bajo Tensión, del que se hablará a continuación

5 CORROSIÓN BAJO TENSIÓN, CBT

5.1 INTRODUCCIÓN

Los cloruros que penetran en el hormigón en las estructuras expuestas a ambiente marino provocan un descenso localizado del pH dejando la armadura desprotegida. Debido a esta desprotección localizada, se desarrollan picaduras en la superficie de la armadura. Las picaduras generadas por el ataque de los cloruros son puntos de nucleación y propagación de grietas debido a la concentración de tensiones y acidificación localizada [21, 102, 163, 164].

Los cloruros no sólo intervienen en la etapa de iniciación de grieta. También intervienen en su propagación, reduciendo la tenacidad a la fractura del material provocando un fallo prematuro conocido como Corrosión Bajo Tensión (CBT). El valor de resistencia a la fractura en un ambiente corrosivo puede ser entre 30% y 40% menor que en un ambiente no agresivo [158, 165].

Una característica que se exige a las armaduras para las estructuras de hormigón armado es la ductilidad. Para evitar el colapso sin previo aviso, las estructuras deben ser capaces de sufrir un nivel de deformación antes de la rotura. La acción simultánea de los agentes agresivos y de las tensiones a las que es sometida la estructura provoca un descenso de la ductilidad. La estructura se colapsa sin sufrir deformación previa [38, 39].

Sin embargo, un aumento en la susceptibilidad a CBT no siempre está unido a una disminución de la capacidad de deformación [164]. Se trata de un fenómeno conocido como plasticidad local inducida por el hidrógeno. Si no se excede de la concentración crítica, el hidrógeno puede provocar emisión, multiplicación y movimiento de dislocaciones en regiones enriquecidas en hidrógeno reduciendo las tensiones locales, que provoca una expansión en la zona plástica del frente de grieta.

Para que se produzca la Corrosión Bajo Tensión son necesarios un material susceptible, un ambiente agresivo y un nivel de tensión determinado [166].

5.2 PROCESO DE CORROSIÓN BAJO TENSIÓN

Como en el proceso de corrosión que es (*Figura 11*), la Corrosión Bajo Tensión se divide en dos etapas: la primera es la de iniciación o nucleación de grieta y la segunda la de propagación de grieta; ahora bien no todas las grietas generadas en la primera etapa, tienen por qué propagarse hasta la rotura [38, 39, 74, 167].

La corrosión por picadura interviene en la iniciación de la grieta acelerando esta etapa mientras que, la disolución selectiva de algunas fases o accidentes microestructurales de los sistemas metálicos, participa en el proceso de propagación [38, 74].

Iniciación

Una grieta se inicia en la discontinuidad superficial del elemento estructural. En ausencia de elementos agresivos y de acciones mecánicas, esa discontinuidad puede ser debida a cambios bruscos en la geometría del elemento estructural o a defectos como orificios o fisuras. Con la presencia de elementos agresivos, se producen picaduras de corrosión que pueden formar inclusiones en la superficie o rotura de la capa protectora [21, 164, 168].

Desde el punto de vista electroquímico, las picaduras se generarán una vez se supere el potencial de picadura. Pero no todas las picaduras se convierten en grietas, tal y como se ha mencionado anteriormente. Para que una picadura se convierta en grieta se ha de tener en cuenta las variables que se listan a continuación. De todas ellas la más importante es la condición electroquímica en el frente de la picadura [164, 168]:

- Las condiciones electroquímicas en el frente de la picadura.
- La geometría de la punta.
- La composición química y la microestructura del material.
- El valor cociente de tensión/deformación

Se admite que el proceso de CBT se inicia por la presencia de determinados componentes en el metal, incluso en proporciones ínfimas (a veces ppm) que desencadenan el proceso de CBT y con una influencia destacada de la temperatura que puede acelerar el proceso de CBT [158].

Los procesos de disolución anódica son el factor fundamental en la iniciación, mientras que, a partir de un determinado tamaño de la longitud de grieta, el factor dominante es el del hidrógeno [158]. La formación de hidrógeno puede darse por diferentes mecanismos, por ejemplo en medio ácido se puede dar la reacción de electronización de protones según la *ecuación 19* para luego desencadenar la *ecuación 20*, o por reducción del agua según la *ecuación 21*. La reacción de corrosión genera hidrógeno que se adsorbe en la superficie del metal y se introduce por difusión hasta el frente de grieta y causa la fragilización por hidrógeno[169].



Propagación

Las condiciones necesarias para la propagación e iniciación de grieta no son las mismas. Para que una grieta se inicie y se propague y así se desencadene la corrosión bajo tensión son necesarios tres requisitos que se listan a continuación [166]:

- Material susceptible a la corrosión bajo tensión.
- Un ambiente que sea capaz de causar la corrosión bajo tensión a ese material.
- Un nivel de tensión que induzca la corrosión bajo tensión.

Las condiciones electroquímicas en la superficie del material no son las mismas que en el interior de la grieta por lo que, aunque las condiciones en la superficie sean las idóneas para la propagación de la grieta, si en el interior de la grieta no se dan, no se producirá la propagación.

Desde el punto de vista termodinámico, para que se dé la corrosión bajo tensión se han de dar las condiciones termodinámicas necesarias para la oxidación del metal y su disolución en el electrolito. Pero las condiciones termodinámicas no son idénticas en el interior de la grieta: la densidad de corriente en las paredes de la grieta y en el fondo de la grieta no es la misma, y de esta manera para, que se produzca la propagación, la densidad de corriente en el fondo de grieta debe ser superior a la densidad de corriente en las paredes [74, 164].

Una vez iniciada la propagación, un aspecto a tener en cuenta es la velocidad de propagación. Si esta es lo suficientemente lenta, puede que la rotura no se produzca antes de la vida útil para la que ha sido diseñado. La cinética de propagación se estudia con la densidad de corriente según la *ecuación 22*. Donde i_a es la densidad de corriente en la superficie, M el peso atómico, z el número de electrones intercambiados y F la constante de Faraday.

$$\frac{da}{dt} = \frac{i_a \cdot M}{zF} \quad (22)$$

Los valores obtenidos de la *ecuación 22* considerando únicamente la disolución anódica, pueden llegar a ser 100 veces superiores si se suma la acción simultánea de las acciones mecánicas [168].

No se han definido las constantes electroquímicas que controlen la rotura frágil de CBT. Aún no existe una teoría unificada que logre describir el fenómeno [5]. Para tratar de esclarecer este fenómeno se han desarrollado varios mecanismos. Entre todos ellos cabe destacar los tres que se listan a continuación [21, 165, 170]:

- Mecanismo de difusión anódica: Considerando los principios de mecánica, la tensión a la que está sometido el elemento se concentra en el vértice de la entalla lo que podría provocar una deformación plástica en el mismo.

Teniendo en cuenta que en un metal deformado se pueden desarrollar corrientes anódicas muy superiores a las que se dan en el material sin deformar, lo que supondrían velocidades de disolución muy elevadas.

- Mecanismo mecánico favorecido por aspectos electroquímicos: Tiene en cuenta la teoría de mecánica de la fractura según la cual el factor de concentración de tensiones definido en la (18) crece cuanto más agudo es el ángulo de la entalla. Sin embargo, esto no explica cómo sin alcanzar el límite de tenacidad a la fractura el material rompa con formación de grieta. La rotura en CBT se trata de una rotura frágil, esto se justifica con la disolución selectiva de la región activa que provocará microporosidades reduciendo la plasticidad, fragilizando la región. No obstante, también puede ser dúctil o mixta [167].
- Mecanismo de movilidad superficial: A temperaturas superiores a la mitad de la temperatura de fusión de un sistema metálico se da la movilidad de los átomos en el seno del material, por debajo de esa temperatura los átomos en el seno permanecen inmóviles pero no los superficiales. La movilidad superficial puede aumentar, si la temperatura de fusión de los compuestos que se generen en la superficie por la exposición del metal a un medio disminuye, produciéndose abundante intercambio de átomos entre el metal y la capa contaminante. Por otro lado, en la zona de vértice de la entalla, habrá una concentración de vacantes que aumenta con la tensión aplicada; estas vacantes se intercambiarán con los átomos de la capa contaminante aumentando el número de vacantes y provocando el avance de la grieta.

Evaluación

Una manera de evaluar la susceptibilidad de CBT es mediante la relación de deformación tras la rotura tanto, en disolución como en aire. Se estima que para un valor superior a 0,8 el material es inmune a la corrosión bajo tensión [74].

Otra opción es durante el ensayo, y conocida la intensidad de corrosión, aplicando la ecuación 23(23) propuesta por Rodriguez et al [171] se puede estudiar la evolución del proceso.

$$\emptyset = \emptyset_0 - \alpha \cdot 0.0115 \cdot i_{corr} \cdot t \quad (23)$$

Dónde \emptyset es el diámetro final, \emptyset_0 el diámetro inicial, α un coeficiente que depende del tipo de corrosión siendo 2 para el caso de corrosión generalizada, y entre 4 y 8 para corrosión por picadura, i_{corr} la densidad de corrosión y t el tiempo de exposición.

5.3 CORROSIÓN BAJO TENSIÓN EN EHA

El modelo de Tuutti propuesto para explicar el proceso de corrosión (*Figura 11*) no es válido para definir el proceso de corrosión en estructuras agrietadas de hormigón. En este caso, el proceso de corrosión del acero embebido en hormigón está compuesto de cuatro etapas que tal y como se muestra en la *Figura 23* son; Incubación, iniciación, inducción y propagación [171].

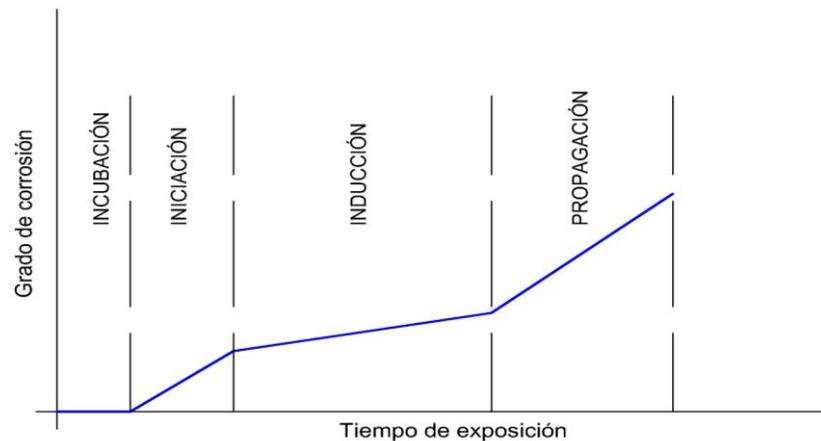


Figura 23. Modelo de corrosión en estructuras de hormigón agrietadas [171].

Durante la incubación, los agentes agresivos acceden al interior del hormigón a través de las grietas que se han generado debido el momento flector que debe de soportar el elemento estructural; de esta manera los iones rompen la capa pasiva.

La rotura de la capa pasiva será localizada, de esta manera estas zonas expuestas se comportan como ánodos mientras que el resto de la armadura, al mantener la capa pasiva intacta, actúa como cátodo. Así durante el proceso de iniciación, las armaduras se corroen a modo de macro-celda de corrosión.

Los primeros productos de corrosión llenan el frente de grieta, impidiendo el paso de los iones y protegiendo la armadura, dando así lugar a la etapa de inducción y repasivando la armadura. Una vez alcanzado el nivel crítico de concentración de iones, se produce la propagación de la grieta.

Para desarrollar los ensayos de corrosión bajo tensión, en primer lugar se han de definir las propiedades mecánicas de los materiales a ensayar. Una vez definidas las propiedades mecánicas, se realizarán los diferentes montajes y se analizará la evolución del proceso corrosivo. A continuación, se van a explicar las diferentes técnicas experimentales empleadas tanto para definir las propiedades mecánicas de los aceros estudiados como para la evaluación de la corrosión.

CAPÍTULO 3 TÉCNICAS EXPERIMENTALES

1 INTRODUCCIÓN

El principal objetivo de este trabajo de tesis doctoral es realizar un estudio comparativo del comportamiento de diferentes aceros inoxidable para estudiar la idoneidad del empleo de acero inoxidable como armadura para las estructuras de hormigón armado en condiciones de corrosión bajo tensión (expuestas a ambiente con de cloruros y sometidas a estados tensionales).

Para ello primeramente habrá que realizar la caracterización química, metalográfica y mecánica de los materiales objeto de estudio. Una vez caracterizados los materiales, se procederá a someter las armaduras a las condiciones en servicio.

En el presente capítulo se explican las técnicas experimentales necesarias para cumplir tales objetivos:

1. Análisis metalográfico.
2. Ensayo de tracción.
3. Ensayo de dureza Rockwell.
4. Ensayo de corrosión bajo tensión.
5. Medidas electroquímicas

2 CARACTERIZACIÓN METALGRÁFICA

En el Capítulo 4 se presentarán detalladamente la composición química de los aceros empleados en este estudio, como son los aceros inoxidables dúplex y lean dúplex. Es necesario hacer hincapié en que la microestructura es el resultado de la composición química del material y del proceso de tratamientos térmicos que ha experimentado el acero durante su etapa de manufactura y/o procesado. Al mismo tiempo, no hay que olvidar que las microestructuras pueden cambiar, antes de poner el acero en servicio, o una vez en servicio, debido al calor generado en uniones soldadas, por ejemplo. En estos casos, se creará una zona realmente crítica denominada Zona Afectada Térmicamente, en donde se tiene un espectro microestructural tan elevado, que ofrece propiedades muy diferentes de un punto a otro [172-175].

La microestructura de un material consiste en la distribución espacial de diferentes fases, estructuras cristalinas u orientación de granos. La forma, tamaño y disposición de las diferentes fases determinan las propiedades de un material. La caracterización metalográfica permite estudiar la microestructura de un material [156, 176]. Se trata de un factor muy importante a tener en cuenta a la hora de realizar el estudio comparativo de los aceros objeto de este trabajo de Tesis Doctoral, para poder evaluar la relación entre microestructura y propiedades.

En general, las técnicas de caracterización metalográficas que se emplean para la mayoría de aceros, son realmente simples, al ser microestructuras formadas, a lo sumo por dos fases y/ o agregados y algún compuesto intermetálico. Distinto es el

caso de los aceros multifásicos, como son los aceros TRIP, donde es complejo diferenciar las interfases de las diversas fases o agregados que los conforman, esto es, ferrita, bainita, austenita y martensita. En estos casos, se hacen precisas técnicas de caracterización metalográfica más compleja [177].

La normativa seguida para la realización del ensayo es la ASTM E3-11 [178], que informa de las pautas a seguir para la preparación de las muestras y la ASTM E407 [179] donde se listan los diferentes reactivos químicos para el ataque. Los pasos a seguir son los siguientes:

1. Corte del material. La dirección del corte es muy importante ya que, según en qué dirección se realice, la imagen obtenida, que nos informará de la microestructura, será diferente. Una elección acertada de la orientación del corte, permitirá minimizar el número de muestras necesarias para el análisis y una simplificación de la interpretación [178].
2. Embutición de la muestra para una mejor manipulación de la misma.
3. Desbaste y pulido: Un buen acabado de la superficie permitirá ver los contrastes microestructurales, marcados por los límites de grano en primer lugar, de forma muy definida. La primera etapa de este acabado se denomina desbaste, que debe empezar por el empleo lija de menor granulometría para eliminar los mayores defectos y poco a poco se irá subiendo de granulometría. Una vez obtenida una superficie libre de marcas, se procederá a la segunda etapa, denominada pulido, hasta la obtención de un acabado superficial especular. Para ello se emplea un disco con paño impregnado de una pasta abrasiva. El tipo de pasta abrasiva dependerá de la dureza del material; entre otras se encuentra la alúmina o pasta de diamante [180].
4. Ataque del material. Para poder revelar la microestructura del metal se ha de atacar ésta con el reactivo químico específico para ese material y microestructura, y con unas condiciones determinadas. Esta etapa es muy selectiva, y debe hacerse de forma estrictamente minuciosa, pues para un mismo sistema metálico existen muchos posibles reactivos químicos. El ataque puede ser químico o electroquímico. En el ataque químico la superficie a atacar se sumerge en el reactivo químico específico, a una temperatura determinada y durante un tiempo definido. En el ataque electroquímico, la superficie a revelar se sumerge en un electrolito a un potencial controlado [181]. También se deben controlar los parámetros temperatura y tiempo del ataque. Si la temperatura o el tiempo no es el adecuado, no se producirá el revelado, incluso se puede quemar la superficie; en este caso se deberá desbastar y pulir la muestra de nuevo [182, 183].

Los aceros inoxidable dúplex tienen una microestructura bifásica, formada por la fase austenita y la fase ferrita, todo ello derivado de un ajuste muy estricto composicional. Ambas fases se complementan para ofrecer un compendio excelente de propiedades. La presencia de la fase ferrítica mejora las propiedades de resistencia mecánica del conjunto y la fase austenita mejora la resistencia a distintos tipos de corrosión, entre otros, resistencia a la corrosión bajo tensión [38, 74, 143, 184, 185].

3 CARACTERIZACIÓN MECÁNICA

A todo material se le exigen unas propiedades para soportar las acciones a las que va a ser sometido durante su vida en servicio. Los materiales empleados en las estructuras deben ser capaces de soportar las cargas para las que ha sido diseñada. Mediante la caracterización mecánica del material se obtiene la resistencia mecánica del mismo para lo que se precisa del ensayo a tracción y del ensayo de dureza que se exponen a continuación.

3.1 ENSAYO DE TRACCIÓN

En el ensayo de tracción se carga una probeta, de dimensiones normalizadas, hasta la rotura, monitorizando la curva tensión vs deformación. La correcta interpretación correcta de esa curva nos ofrece las siguientes propiedades mecánicas de los materiales, que se citan a continuación:

- f_y : Límite de cedencia o límite elástico convencional (en caso de no haber escalón de cedencia).
- ϵ_y : Extensión elástica porcentual bajo el límite de fluencia.
- f_s : Resistencia máxima a tracción o carga unitaria de rotura.
- A_g : Extensión plástica porcentual bajo fuerza máxima.
- A_{gt} : Extensión total porcentual bajo carga máxima.
- A_t : Extensión total porcentual de rotura.
- E: Módulo de Elasticidad

Según el conformado de la pieza, la curva obtenida en el ensayo de tracción, tensión-deformación, puede adoptar dos formas diferentes, con o sin escalón de fluencia. A modo de ejemplo, comentar que las armaduras conformadas en frío no presentan escalón de fluencia, mientras que las conformadas en caliente sí [135]. En la *Figura 24* se muestran las curvas tensión-deformación, identificando las diferentes propiedades mecánicas definidas, de un acero laminado en caliente (*Figura 24a*) donde se ha señalado el escalón de fluencia, el límite de cedencia y de un acero laminado en frío (*Figura 24b*) donde se define el límite elástico convencional mediante una recta de pendiente E cruzando el eje de abscisas en el 0,2% de deformación.

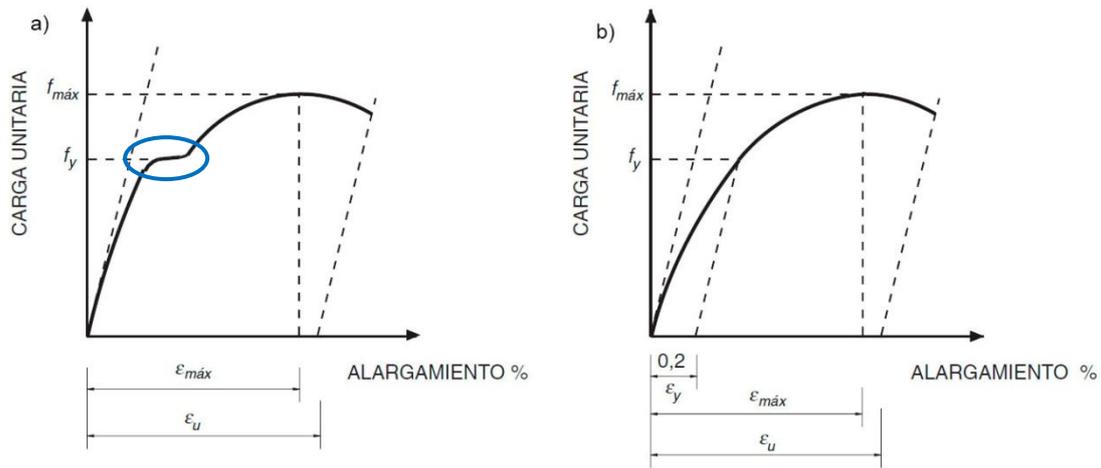


Figura 24. Diagramas tensión-deformación: a) Acero laminado en caliente, b) Acero laminado en frío[44].

Las normativas a seguir para la realización del ensayo de tracción, así como para la determinación de las propiedades mecánicas son las siguientes: UNE 36420 [186], UNE 36745 [187], UNE 15630 [188], UNE 6892 [189].

No existe normativa específica que fije las características mecánicas mínimas para armaduras de acero inoxidable. Por ello para analizar la idoneidad de estos aceros en general, se fijan las condiciones de los aceros al carbono. De hecho, la caracterización mecánica de los aceros empleados en esta Tesis Doctoral, se ha basado en los límites que fijan las diferentes normas para acero al carbono.

Ductilidad. Conocimiento y aplicación de esta propiedad de los materiales

Una propiedad que debe cumplir el acero de las estructuras de refuerzo en el hormigón es la ductilidad. En el contexto que nos ocupa, la ductilidad es una medida del grado de deformación plástica que puede soportar el material hasta la rotura.

Las propiedades plásticas de las barras de acero tienen una gran importancia en el comportamiento de los elementos estructurales de hormigón armado pues, gracias a ellas, se obtiene importantes ventajas. Una ductilidad elevada evita roturas frágiles de los elementos estructurales. También permite la redistribución de esfuerzos en estructuras hiperestáticas, lo que neutraliza eventuales errores de proyecto o de obra o solicitaciones no tenidas en cuenta en los cálculos. Además, al aumentar la ductilidad aumenta la capacidad de los elementos estructurales de disipar energía bajo solicitaciones dinámicas, propiedad de gran importancia para estructuras situadas en zona sísmica, estructuras “*offshore*”, o puentes [190, 191].

Para su estudio todas las normas limitan dos parámetros:

- f_s/f_y : Todas las estructuras de hormigón armado se diseñan para que el acero no supere su límite elástico. Por lo tanto este parámetro indica el riesgo que hay de alcanzar la capacidad máxima una vez superado el límite elástico. Cuanto mayor sea el índice, menor es el riesgo.
- ϵ_{max} : Indica la deformación máxima del acero bajo carga máxima. Una vez superado el límite elástico, para mayores valores de ϵ_{max} , mayor capacidad de deformación tendrá el material antes de alcanzar el colapso.

De la *Tabla 3* a la *Tabla 8* se han resumido los requisitos de diferentes normativas para el uso de armaduras. Las normativas analizadas son:

- EHE 08: Instrucción de Hormigón Estructural [44].
- EC 2: Proyecto de estructuras de hormigón [192].
- EC 8: Proyecto de estructuras frente a SISMO [193].
- CEB-FIP: “*Model Code for Concrete Structures*” [194].
- BS 6744: “*Stainless steel bars for the reinforcement of and use in concrete-Requirements and test method*” [41].
- JIS G3112: “*Steel bars for concrete structures*” [195].

La normativa a emplear en España es la EHE-08 [44], en la que según se muestra en la *Tabla 3*, se definen dos tipos de ductilidad, uno normal y otro especial a emplear en edificaciones bajo solicitaciones dinámicas, como pueden ser las estructuras situadas en zona sísmica. En comparación con las otras normativas (*Tabla 4-Tabla 8*), es la que más parámetros restrictivos introduce.

Tabla 3. Tipos de acero corrugado EHE-08 [44].

Tipo de acero	Acero soldable con características especiales de ductilidad			
	Acero soldable			
Designación	B 400 S	B 500 S	B 400 SD	B 500 SD
Límite elástico, f_y (N/mm ²)	≥ 400	≥ 500	≥ 400	≥ 500
Carga unitaria de rotura, f_s (N/mm ²)	≥ 440	≥ 550	≥ 480	≥ 575
Alargamiento de rotura, ϵ_u (%)	≥ 14	≥ 12	≥ 20	≥ 16
Alargamiento total bajo carga máxima, ϵ_{max} (%)	en barra	≥ 5,0	≥ 7,5	≥ 7,5
	en rollo	≥ 7,5	≥ 7,5	≥ 10,0
Relación f_s/f_y	≥ 1,05	≥ 1,05	$1,20 \leq f_s/f_y \leq 1,35$	$1,15 \leq f_s/f_y \leq 1,35$

A nivel europeo la normativa a seguir es el Eurocódigo 2 [192] y el Eurocódigo 8 [193]. Éste último es específico para estructuras sismo-resistentes.

El Eurocódigo 2 [192] diferencia entre dos tipos de ductilidad (normal y especial) tal y como se muestra en la *Tabla 4*. En este caso, sólo se consideran dos parámetros restrictivos cuyos valores límites son menos estrictos que los empleados en la EHE-08[44].

Tabla 4. Tipos de acero corrugado EC2 [192].

Clase de ductilidad	ϵ_{\max} [%]	f_s/f_y
Ductilidad normal	>2,5	>1,05
Ductilidad especial	>5	>1,08

El Eurocódigo 8 [193] diferencia entre tres tipos de ductilidad, tal y como se muestra en la *Tabla 5*. Se trata de valores para situaciones especiales como son las acciones sísmicas; por ello los valores son más restrictivos que los establecidos por EC2 [192].

Tabla 5. Tipos de acero corrugado EC8 [193].

Clase de ductilidad	ϵ_{\max} [%]	f_s/f_y	$f_{y,act}/f_{y,nom}$
CDL	>5	>1,08	-
CDM	≥ 6	1,15–1,35	$\leq 1,25$
CDH	≥ 9	1,20–1,35	$\leq 1,20$

La de ductilidad definida en la *Tabla 5* corresponde a la siguiente clasificación teniendo en cuenta que el Eurocódigo 8 [193] se aplica a estructuras sismoresistentes:

- CDL: Ductilidad baja.
- CDM: Ductilidad media.
- CDH: Ductilidad alta.

El código modelo CEB-FIP no es una normativa a seguir como tal: se trata de una pre-norma en la que se exponen recomendaciones de diseño para las estructuras de hormigón armado y pretensado. En él se definen cuatro clases de ductilidad que deben cumplir con cuatro parámetros restrictivos. Los valores que se sugieren en el código coinciden con los límites establecidos según el EC2 [192] en la *Tabla 4* y, según el EC8 [193], en la *Tabla 5*.

Tabla 6. Tipos de acero corrugado CEB-FIP Model Code [194].

Clase de ductilidad	f_s [MPa]	$f_{y,real}/f_{yk,nom.}$	f_s/f_y	ϵ_{max} [%]
A	≤ 600	-	$\geq 1,05$	$\geq 2,5$
B	≤ 600	-	$\geq 1,08$	≥ 5
C	≤ 600	$\leq 1,3$	1,15-1,35	$\geq 7,5$
D	≤ 600	$\leq 1,3$	1,25-1,45	≥ 8

La normativa británica BS 6744 [41] define tres tipos de ductilidad en función de su carga de rotura (f_u). Los valores que se muestran en la *Tabla 7* son muy similares a los valores definidos por la EHE-08 [44] en la *Tabla 3*.

Tabla 7. Tipos de acero corrugado BS 6744[41].

Acero	f_s [N/mm ²]	f_s/f_y	ϵ_{rotura} [%]	ϵ_{max} [%]
200	≥ 200	$\geq 1,1$	≥ 22	≥ 5
500	≥ 500	$\geq 1,1$	≥ 14	≥ 5
650	≥ 650	$\geq 1,1$	≥ 14	≥ 5

La normativa japonesa JIS G3112 [195], según se resume en la *Tabla 8*, define cuatro tipos de ductilidad. Los parámetros restrictivos empleados para la definición de cada ductilidad como los valores límites coinciden con los límites establecidos según el EC2 [192] en la *Tabla 4* y según el EC8 [193] en la *Tabla 5*, y por lo tanto, tal y como se ha comentado con los definidos por el código modelo CEB-FIP [194] en la *Tabla 6*.

Las dimensiones de las probetas a ensayar y las variables del ensayo vienen definidas por la UNE-EN ISO 15630 [188] apoyada en UNE-EN ISO 6892 [189]. Para la determinación del alargamiento total bajo carga máxima, se sigue la Normativa UNE 36420 [186] y el módulo elástico se definirá siguiendo la UNE 36745 [187].

Tabla 8. Tipos de acero corrugado JIS G3112 [195].

Clase de ductilidad	Acero	f_y [N/mm ²]	f_s/f_y	A_{gt} [%]
A	B300A-R	300	1,02	2
	B400A-R	400		
	B400AWR	400		
	B500A-R	500		
	B500AWR	500		
B	B300B-R	300	1,08	5
	B400B-R	400		
	B400BWR	400		
	B500B-R	500		
	B500BWR	500		
C	B300C-R	300	1,15	7
	B400C-R	400		
	B400CWR	400		
	B500C-R	500		
	B500CWR	500		
D	B300D-R	300	1,25	8
	B300DWR	300		
	B350DWR	350		
	B400DWR	400		
	B420DWR	420		
	B500DWR	500		

3.2 ENSAYO DE DUREZA

La dureza de un material es su resistencia a la deformación plástica localizada. Los primeros ensayos para determinar la dureza de un material se basaban en la capacidad de un material para rallar otro material más blando. Los materiales se clasificaban cualitativamente según la escala Mohs que iba del 1 para el material más blando (talco) al 10 para el material más duro (diamante) [156].

Hoy en día existen diferentes técnicas cuantitativas de dureza. Todas ellas se basan en la aplicación de una carga a una velocidad controlada de un penetrador sobre la superficie de material a ensayar. La profundidad o tamaño de huella informa de la dureza del material [156].

Como ya se ha mencionado, existen diferentes técnicas cuantitativas para la determinación de la dureza de una material. Estas técnicas se diferencian según la geometría y material del penetrador, y el cálculo de la dureza difiere uno de otro. De esta manera se define:

- Dureza Brinell, en el que se emplea un penetrador de acero o de carburo de wolframio esférico de 10 mm de diámetro.
- Dureza Rockwell, en el que se emplea un penetrador de diamante cónico con ángulo de 120° de punta o de acero de hasta 0,5" de diámetro.
- Microdureza Vickers, en el que el penetrador es una pirámide de diamante de 136° de punta.
- Microdureza Knoop, en el que el penetrador es una pirámide de diamante con ángulo de punta variable.

Para el estudio de dureza de los materiales estudiados en esta Tesis Doctoral se ha realizado el ensayo de dureza Rockwell. Los ensayos se realizan según la normativa vigente UNE-EN ISO 6508 [196] y UNE-EN ISO 3738 [197]. Como penetrador se ha utilizado un cono de diamante.

4 ENSAYO DE CORROSIÓN BAJO TENSIÓN

En el presente trabajo se va a analizar el comportamiento frente a la corrosión de aceros inoxidable en las estructuras de hormigón armado expuestas a ambiente enriquecido en cloruros. En esta situación, el acero se encuentra en unas condiciones que pueden llegar a ser críticas, acción negativa, no sólo desde el punto de vista mecánico, al estar bajo las acciones mecánicas para las que ha sido diseñado, sino también bajo las condiciones impuestas por el electrolito rico en cloruros, cuyas reacciones químicas, cómo se verán, pueden acelerar notablemente el proceso de degradación total del conjunto hormigón reforzado con acero.

Para simular las condiciones de servicio de una estructura de hormigón armado expuesta a ambiente agresivo, hay que someter el elemento estructural a la acción simultánea de carga y ambiente agresivo.

Con esta premisa, se han realizado tres ensayos que se enumeran a continuación:

- 1) Las armaduras están expuestas en un medio simulado (dos casos de ensayo).
- 2) Las armaduras estarán embebidas en hormigón armado contaminado con cloruros (un caso).

En las estructuras de hormigón armado, las armaduras deben soportar las sollicitaciones a tracción que el hormigón es incapaz de soportar. Para aplicar estas cargas, se han utilizado dos métodos diferentes:

- a) Método de tracción pura para uno de los ensayos de armadura en medio simulado.
- b) Método de tracción bajo flexión, para el de vigas de hormigón armado (2) y el ensayo de armaduras en medio simulado (1).

La carga a aplicar se definirá siguiendo los límites de resistencia definidos en la EHE-08, EC 2, CTE [44, 192, 198]. Según éstas, la carga máxima de diseño para las

armaduras de las estructuras de hormigón armado, no deben superar el límite elástico de diseño (f_{yd}) calculado a partir del límite elástico del material (f_y), y aplicando un coeficiente de seguridad 1,15 ecuación 24.

$$f_{yd} = \frac{f_y}{1,15} \quad (24)$$

4.1 MECANIZADO DE LAS ARMADURAS

Para que se desencadene el fenómeno de corrosión bajo tensión es necesario un deterioro previo, tanto superficial como interno del material [21, 102]. Los cloruros generan unas picaduras en el acero inoxidable y, son esos lugares en donde se inicia la corrosión bajo tensión. No obstante existen muchas teorías que avalan este supuesto, mientras que otras defienden el efecto del hidrógeno en su etapa fragilizante, tanto en el inicio como en el avance de la grieta por corrosión bajo tensión [74, 199, 200].

Para que se generen las picaduras en la superficie de los aceros inoxidables, dado el carácter fuertemente protector de los óxidos de cromo superficiales, se necesita tiempo de exposición muy largo [36,40]. Para reducir los tiempos de ensayo la UNE-EN ISO 7539-6 [84] permite el empleo de probetas prefisuradas. Para ello hay que mecanizar en las probetas una entalla con forma punta roma, de tal manera que, se genere una concentración de tensiones en el extremo de la entalla que actuará como punto de nucleación y posterior propagación de grieta. En la *Figura 25* se muestra tanto una fotografía de la probeta empleada prefisurada (a) y un esquema de la entalla realizada (b). Es necesario resaltar que este procedimiento se ha empleado en las armaduras ensayadas en un medio simulado.

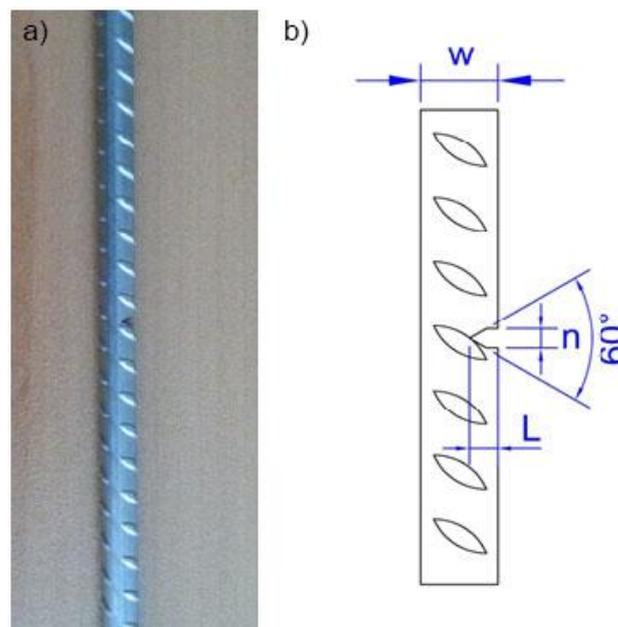


Figura 25. a) Imagen de la armadura. b) Esquema de la entalla realizada.

4.2 DEFINICIÓN DEL MEDIO SIMULADO

Para simular las condiciones del ambiente que rodea la armadura, se ha empleado una solución de poros de hormigón saturado según la norma UNE EN 112072 [43] a la que se añadirá los cloruros, según el porcentaje establecido.

En el caso de las armaduras embebidas en el hormigón, los cloruros se añadieron al hormigón durante el amasado, en diferentes proporciones, según el acero particular de las armaduras estudiadas. Este ensayo sería la situación más real que se encuentra en servicio.

Con ambos, se realizarán los ensayos para tener una valoración comparativa, tanto cualitativa como cuantitativa de los ensayos en solución simulada y su posible extrapolación a casos reales, siempre con el margen de incertidumbre asociados a los problemas de corrosión.

Una vez montado el dispositivo se procede a la evaluación de la susceptibilidad a la corrosión de los dos aceros estudiados mediante técnicas de corrosión electroquímicas.

4.3 CELDA ELECTROQUÍMICA

La celda electroquímica está compuesta por un electrodo de trabajo (*Working Electrode*, WE) que es la propia barra corrugada de acero, un electrodo de referencia (*Reference Electrode*, RE) que, en este caso, es un electrodo saturado de calomelanos (*Saturated Calomel Electrode*, SCE), un contraelectrodo, que es una malla de acero inoxidable, y el electrolito, que es el medio al que estará expuesta la armadura[201, 202].

En este trabajo de Tesis Doctoral, se han utilizado diferentes modelos de ensayo. Por un lado, las armaduras sumergidas en un medio simulado se han sometido bajo carga de tracción y, por otro lado, las vigas, en las que las armaduras están embebidas en el hormigón contaminado con cloruros, se han sometido a estados de carga bajo flexión. Ambas situaciones se definen en el Capítulo 4 del presente trabajo.

Para cada modelo se ha diseñado una celda electroquímica específica, acorde con sus características. Para ello se ha tomado como referencia el modelo de la norma UNE112072 [43].

5 MEDIDAS ELECTROQUÍMICAS

Las técnicas electroquímicas son una alternativa a las técnicas tradicionales para la medida de la velocidad de corrosión: gravimetría y penetración de ataque.

La técnica gravimétrica es una técnica tradicionalmente empleada para la medida de la velocidad de corrosión. Es la técnica más sencilla y trata de cuantificar la cantidad de masa perdida del material en función del tiempo de exposición en el medio agresivo [203, 204]. Esta técnica no es precisa si se trata de analizar la velocidad de corrosión localizada. La gravimetría precisa de una variación de masa de al menos mg, para detectar velocidades de corrosión, cantidades que en la corrosión localizada pueden no alcanzarse. La instrumentación empleada en técnicas electroquímicas permite medir intensidades del orden de nA, lo que supone una precisión del orden de 10^6 respecto a la gravimetría[45, 204].

La otra técnica empleada es la que emplea la profundidad de ataque para valorar el grado de daño que experimenta el material, suele emplearse en el diseño de las estructuras, con la aplicación del factor de seguridad, siempre y cuando se considere la corrosión como una variable de riesgo [204, 205]. Para su determinación es necesario retirar la muestra, por lo que no se puede analizar *insitu*. Un micrómetro tiene una accesibilidad a la picadura limitada y permite medir picaduras amplias pero poco profundas [206]. Para picaduras estrechas y profundas una opción es el corte longitudinal de la muestra mostrando la sección de la picadura corriendo el riesgo de no cortar por el plano de máxima profundidad de grieta [204].

Las técnicas electroquímicas se pueden clasificar de la siguiente manera [207, 208]:

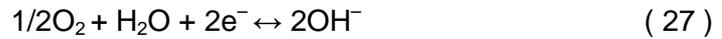
- a) Técnicas Cualitativas, que pueden valorar sólo el riesgo de corrosión mediante el cálculo de potencial de corrosión.
- b) Técnicas Cuantitativas, mediante las cuales se puede determinar la velocidad de corrosión. Son las siguientes:
 - Resistencia de polarización lineal: Se realiza un barrido de potencial corto respecto al potencial de corrosión, E_{corr} y se mide la intensidad de corrosión.
 - Impedancia electroquímica: Se aplica una alteración sinusoidal de potencial en un rango de frecuencias, y se mide la respuesta de intensidad del sistema.

A continuación se detallan las técnicas, así como las variables que se pueden determinar.

5.1 POTENCIAL DE CORROSIÓN

El potencial de corrosión, E_{corr} , o potencial de circuito abierto, es el potencial cuando la corriente neta de una reacción electroquímica es nula, es decir la intensidad de corriente anódica y catódica tienen el mismo valor. En el proceso de corrosión, las

reacciones que se producen son la de reducción, en el cátodo, y la de oxidación, en el ánodo de la forma detallado en las semirreacciones de las ecuaciones 25-27:



En la *Figura 26* se muestra la relación potencial-intensidad para un proceso de disolución/deposición del metal junto con el proceso redox formado [45]. Se puede apreciar cómo ambas reacciones se acoplan en el potencial de corrosión.

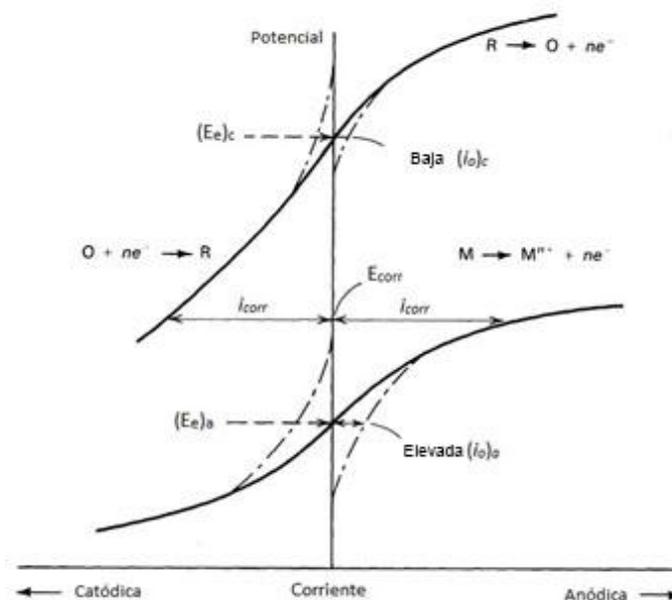


Figura 26. Proceso global de corrosión [209].

La intensidad de corriente, i_{corr} , de una reacción se define como la suma de intensidad de corriente del ánodo, i_a , y del cátodo, i_c . En ausencia de alteraciones externas, el metal se corroe a su potencial de circuito abierto, E_{corr} , en el que la intensidad total es nula. En las ecuaciones 28 y 29 se muestra la condición que se debe dar en el potencial de circuito abierto.

$$i_t = i_a + i_c = 0 \quad (28)$$

$$i_{corr} = i_a = |i_c| \quad (29)$$

El potencial de circuito abierto no es un valor absoluto, puesto que su valor se determina midiendo el potencial respecto a un electrodo de referencia con potencial estándar conocido, por lo que su valor variará en función del electrodo de referencia que se utilice. Por convenio se estableció como potencial estándar nulo al valor del electrodo normal de hidrógeno.

Debido a su fragilidad y sensibilidad a la contaminación, en el trabajo actual de Tesis Doctoral, se ha utilizado un electrodo saturado de calomelanos (SCE), que consiste en mercurio líquido en contacto con cloruro mercurioso, en una solución de cloruro potásico. Éste posee un potencial de +0,24V respecto al electrodo de hidrógeno.

El potencial de corrosión indica si, para unas condiciones determinadas, la reacción puede producirse o no, y con qué afinidad, pero no informa de la cinética de la misma. Para determinar la velocidad de corrosión se utilizará la técnica de resistencia de polarización lineal [49].

Basándose en la experiencia y lectura de documentación científica, se han definido rangos de potencial según la probabilidad de existencia de procesos activos de corrosión para el acero al carbono sin recubrimiento en hormigón no carbonatado. Dichos límites se muestran en la *Tabla 9*.

Tabla 9. Límites de potencial de corrosión para acero negro según UNE112083 [210] y ASTM-C876 [211].

Probabilidad de corrosión	E_{corr} vs SCE
>90%	<-350mV
50%	-350mV < E_{corr} < -200mV
<10%	>-200mV

La falta de experiencia en estructuras con acero inoxidable para refuerzo del hormigón, impide la definición de estos límites. Se determinó considerar los definidos para las armaduras de acero al carbono como valores de referencia orientativos.

5.2 RESISTENCIA DE POLARIZACIÓN LINEAL

Para poder realizar un análisis cuantitativo no es suficiente con la obtención del valor de E_{corr} . Para calcular la velocidad de corrosión es preciso conocer la intensidad de corrosión, pero no se puede medir de una forma directa, ya que la intensidad total en equilibrio es nula. Sin embargo, imponiendo una polarización se rompe el equilibrio y se aprecia una corriente externa, tal y cómo se muestra en la *Figura 27*. Dicha corriente se representa con la *ecuación 30*, donde R es la constante de los gases perfectos, F la constante de Faraday (96500 culombios), n el número de electrones intercambiados en los procesos redox, α y β coeficientes relacionados con la caída de potencial a través de la doble capa que rodea el electrodo, η la polarización aplicada e i_{corr} la densidad de corriente de corrosión.

$$i_i = i_a + i_c = i_{corr} \cdot \left(e^{\frac{\alpha n F}{RT} \eta} - e^{\frac{\beta n F}{RT} \eta} \right) \quad (30)$$

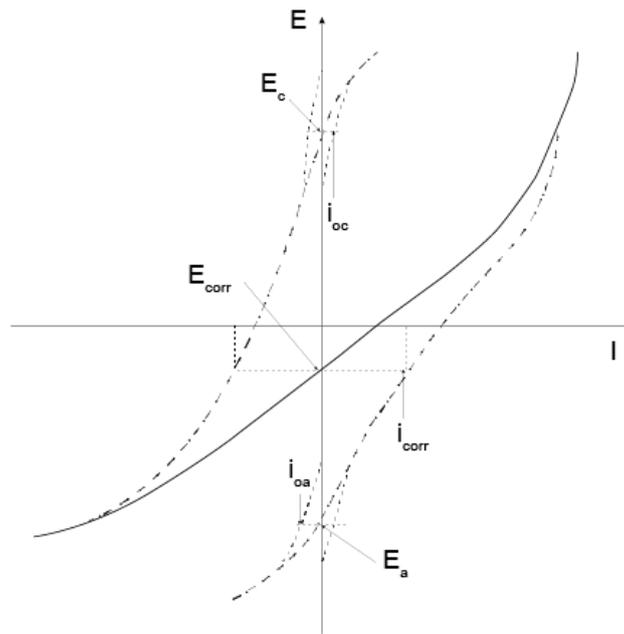


Figura 27. Diagrama de polarización [45].

Tal y cómo se aprecia en la *Figura 27*, las curvas de polarización son prácticamente rectas próximos al valor del potencial de corrosión. Stern y Geary consiguieron relacionar la pendiente de la curva de polarización, en este intervalo, con la intensidad de corrosión. En la práctica se aplica una pequeña polarización de $\pm 15\text{mV}$ respecto al E_{corr} . Considerando la *ecuación 30* y, teniendo en cuenta que nos encontramos en el límite de potencial de corrosión, $i \rightarrow 0$, $e^x = (1+x)$ y $e^{-x} = (1-x)$, se obtiene la siguiente *ecuación 31*:

$$i_i = i_a + i_c = i_{corr} \cdot \left(\frac{\alpha n F}{RT} \eta + \frac{\beta n F}{RT} \eta \right) = i_{corr} \cdot \eta \cdot 2,3 \left(\frac{1}{b_a} + \frac{1}{b_c} \right) \quad (31)$$

Dónde η es la polarización aplicada que, en este caso será muy pequeña, por lo que la *ecuación 31* adopta la expresión que se muestra en la *ecuación 32*.

$$\eta \rightarrow 0 \quad i_{corr} = \frac{1}{2,3 \left(\frac{1}{b_a} + \frac{1}{b_c} \right)} \frac{di_t}{d\eta} = \frac{b_a \cdot b_c}{2,3(b_a + b_c)} \frac{di_t}{d\eta} \quad (32)$$

A través de la pendiente de la curva de polarización se determina $\frac{di_t}{d\eta} = \frac{\Delta i}{\Delta E}$ y, considerando que para un sistema dado, las pendientes de Tafel se consideran constantes, aplicando la fórmula de Stern y Geary se obtiene el valor de i_{corr} , *ecuación 33*.

$$i_{corr} = \frac{1}{2.303} \cdot \frac{b_a \cdot |b_c|}{b_a + |b_c|} \cdot \frac{\Delta I}{\Delta E} = B \frac{\Delta i}{\Delta E} = \frac{B}{R_p} \quad (33)$$

Dónde $\frac{\Delta E}{\Delta I}$ es la resistencia de polarización R_p que se determina a partir de la curva de polarización, y b_a y b_c las pendientes de las rectas de Tafel, a partir de las cuales se obtiene la constante de Stern and Geary (B). El valor de B puede variar entre 13mV y 52mV dependiendo del sistema [43]. Su valor para armaduras de acero al carbono en hormigón, es de 26 mV en estado activo, y de 52mV en estado pasivo [212, 213]. En este trabajo se utiliza el valor de $B=26mv$ [29, 43, 62, 126, 163].

Una vez obtenida la intensidad de corrosión y aplicando la Ley de Faraday *ecuación 34*, se obtiene la velocidad de corrosión expresada en $\mu m/año$, o penetración de ataque. Para ello, en primer lugar se ha de calcular la pérdida de masa (m) [43] de la forma:

$$m = \frac{P_{at} \cdot i_{corr} \cdot t}{F \cdot n} \quad (34)$$

Siendo:

- m: Pérdida de masa en [mg/dm²d] (mdd)
- P_{at} : Masa atómica del metal g/mol
- i_{corr} : Densidad de corriente de corrosión [$\mu A/cm^2$]
- F: constante de Faraday en C/equivalente, 96500
- t: tiempo, 86400 s/día
- n: Número de electrones intercambiados, equivalentes/mol

A partir de la *ecuación 34*, se puede obtener la penetración de ataque, tal y cómo lo refleja la *ecuación 35*:

$$v_{corr}(\mu m/año) = 36,5 \times \frac{m}{\rho} \quad (35)$$

Siendo,

- m: Pérdida de masa en [mg/dm²d] (mdd)
- ρ : Densidad del metal [g/cm³]

Tabla 10. Identificación del nivel de ataque de la armadura.

Nivel de corrosion	Densidad de corriente i_{corr} [$\mu A/cm^2$]	Velocidad de corrosión v_{corr} [$\mu m/año$]
Despreciable	<0,1	<1,16
Bajo	0,1 a 0,5	1,16 a 5,8
Moderado	0,5 a 1	5,8 a 11,6
Alto	>1	>11.6

En este caso, se puede relacionar el nivel de corrosión de un material en función de la intensidad de corrosión y velocidad de corrosión obtenida. En la *Tabla 10* se han

resumido los límites establecidos tanto para i_{corr} como para v_{corr} para los diferentes niveles de corrosión [43].

5.3 TÉCNICA DE POLARIZACIÓN CÍCLICA

Las técnicas tanto de resistencia de polarización lineal como de impedancia examinan los procesos de corrosión. En el caso de la técnica de polarización lineal, se obtiene la resistencia de polarización del sistema. La técnica de impedancia, define la resistencia de transferencia de carga del sistema. A partir de ambas resistencias se calcula la velocidad de corrosión aplicando la *ecuación 35*.

Sin embargo, cuando se desarrolla el proceso de corrosión bajo tensión, el colapso de la estructura puede suceder sin previo aviso. El descenso localizado del pH desprotege la armadura de forma localizada; de esta manera el ataque de cloruros se produce de manera selectiva y no generalizada, por lo que no se aprecia gran variación en la velocidad de corrosión. Pero el ataque selectivo genera unas picaduras en la zona desprotegida que actúan como nucleación y propagación de grietas, debido a la concentración de tensiones y acidificación localizada [164].

La técnica de polarización cíclica permite evaluar la susceptibilidad a la corrosión por picaduras. Para ello se procede a realizar en primer lugar un barrido cíclico anódico en el sentido creciente del potencial respecto al potencial en circuito abierto, para luego invertir el barrido en sentido de potencial decreciente.

De la curva se obtienen los valores críticos de potencial en la corrosión por picaduras. Estos valores son, el potencial de ruptura (E_r) también conocido como potencial de nucleación de picaduras (E_{np}) y el potencial de repasivación o protección (E_{rp}).

El potencial de ruptura o de nucleación de picaduras establece el límite de generación de picadura; de esta manera para potenciales inferiores al E_{np} el metal permanece pasivo en cualquier circunstancia. Este valor se establece durante el trazado de la curva en sentido creciente de potencial, durante el cual la intensidad permanece constante durante un intervalo de potenciales para luego sufrir un incremento en el momento que alcanza el valor de E_r . Una vez concluido el barrido anódico en dirección de potenciales creciente se procede al barrido inverso y la curva cortará la curva ya trazada en el potencial de repasivación o protección. Los potenciales definidos entre E_{rp} y E_r no permiten la formación de picaduras pero sí el desarrollo de las ya existentes [45].

En la *Figura 28* se muestra los diferentes intervalos que se definen en una curva de polarización cíclica. De esta manera, cuanto mayor sea la diferencia entre el potencial de corrosión y el potencial de nucleación de picadura mayor será la resistencia a corrosión por picadura. En cuanto al potencial de repasivación, si éste es superior al potencial de corrosión en circuito abierto, entonces el metal tendrá capacidad de desarrollar la capa pasiva. Si por lo contrario el potencial de

repassivación es menor que el potencial en circuito abierto, el metal no es capaz de desarrollar la capa pasiva, por lo que las picaduras crecerán de manera ininterrumpida una vez destruida la capa pasiva. En este caso, la curva de retorno no cortará la curva ya trazada [102].

Un material con buena resistencia a corrosión por picaduras será aquél con un elevado potencial de nucleación de picadura respecto al potencial de corrosión y un alto potencial de repassivación de tal manera que, la histéresis anódica, sea lo menor posible.

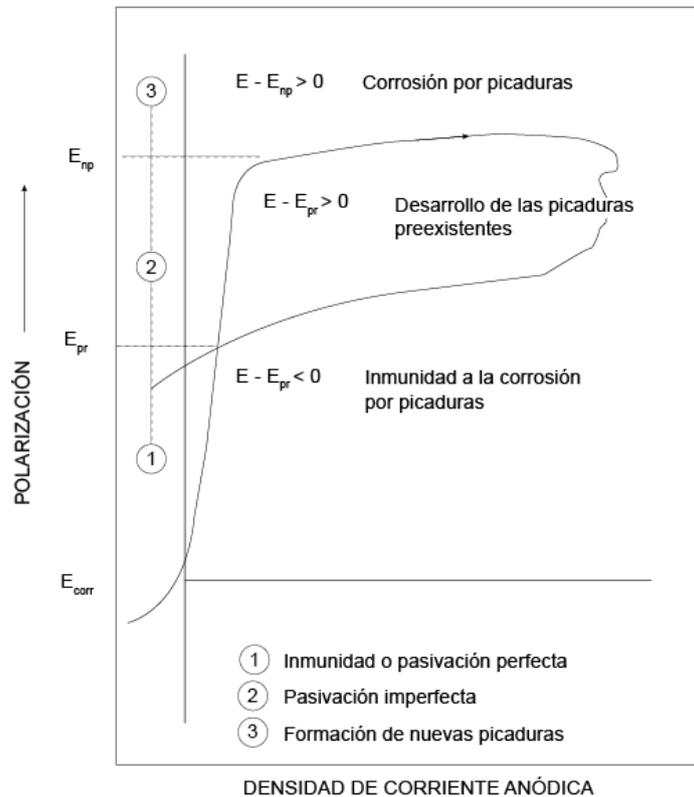


Figura 28. Índices de susceptibilidad a la corrosión por picaduras, deducidos de la curva cíclica de polarización.

Para que se desarrolle el fenómeno de corrosión bajo tensión es necesario que se generen picaduras en el acero inoxidable, por lo que es importante disponer de un material resistente a corrosión localizada por picaduras. La capacidad de resistencia a corrosión por picadura depende en gran medida de los elementos aleantes del acero inoxidable. El cromo es el principal aleante y es el responsable de generar la capa pasiva que protege al acero de la corrosión; el molibdeno mejora la capacidad de resistencia a corrosión por picaduras al ser capaz de generar molibdatos en el fondo de picadura, en el caso de aceros inoxidables austeníticos y dúplex, la adición de nitrógeno beneficia la resistencia a corrosión por picadura por basificación en el fondo de picadura [214-215]. Por el contrario, el manganeso reduce la capacidad protectora de la capa pasiva disminuyendo su resistencia frente a corrosión [216-218],

Una valoración para el análisis de comportamiento frente a corrosión localizada por picaduras es la determinación del “Pitting Resistance Equivalent Number”, (PREN). Se trata de una expresión empírica que relaciona el contenido de los elementos aleantes contenidos en el acero con la tendencia formar a picaduras de tal manera que, un incremento en el PREN supone mayores potenciales de picadura, lo que implica una mayor resistencia a corrosión por picadura [215, 217]. Este concepto fue utilizado por primera vez en 1969 por *Lorenz y Medawar* [181,219], definida de forma general en función del contenido en masa de los diferentes elementos aleantes, según la *ecuación 36*.

$$PREN = \%Cr + a \times \%Mo + b \times \%N \quad (36)$$

Trabajos posteriores dieron valor a los coeficientes a y b. *Truman* [220] definió los valores de 3,3 y 16 respectivamente (*ecuación 37*) valores que se incluyeron en resultados de diversos estudios [215, 221]. Sin embargo, otros estudios apuntan a un valor de b superior a 16, siendo éste concretamente de 30 (*ecuación 38*), ya que el nitrógeno, casi en su totalidad, se encuentra disuelto en la fase austenita [222-224].

$$PREN_{16} = Cr + 3,3 \times Mo + 16 \times N \quad (37)$$

$$PREN_{30} = Cr + 3,3 \times Mo + 30 \times N \quad (38)$$

Estudios han establecido una relación exponencial del potencial de picadura con el $PREN_{16}$ según la *ecuación 39* [215].

$$E_p = 2,94 e^{0,14PREN_{16}} \quad (39)$$

A continuación se va a explicar detalladamente todo el trabajo experimental llevado a cabo para la realización de cada uno de los ensayos, tanto para la determinación de las propiedades químicas como para el análisis de corrosión.

5.4 ESPECTROSCOPIA DE IMPEDANCIA ELECTROQUÍMICA

La corrosión es un fenómeno de superficie que tiene lugar en la interfase metal/electrolito. Este fenómeno surge debido a la formación y transporte de partículas cargadas eléctricamente.

Una de las características de la materia es la electroneutralidad. Debido a ésta, la disposición de cargas eléctricas en una superficie provoca una imagen de signo contrario en la otra cara de la interfase, simulando el comportamiento de un condensador, lo cual hace que la doble capa en torno a los electrodos, las películas pasivantes y otras capas superficiales, se comporten como condensadores. La transferencia de carga, por el contrario, son procesos que limitan el flujo de corriente, actuando como resistencias eléctricas.

Por lo tanto, los procesos electroquímicos se pueden definir como un circuito equivalente compuesto de condensadores y resistencias que, ante una señal eléctrica, reproducen su respuesta con una aproximación aceptable.

En la *Figura 29* se muestra el circuito equivalente propuesto por Randles [45]. Este circuito reproduce aproximadamente, y de manera simplificada, la respuesta de muchos sistemas electroquímicos. R_s representa la resistencia del electrolito al paso de la corriente, C_{dl} la capacidad de la doble capa en torno al electrodo y R_{ct} la resistencia de transferencia de carga; en definitiva R_{ct} determina la velocidad de reacción de corrosión.

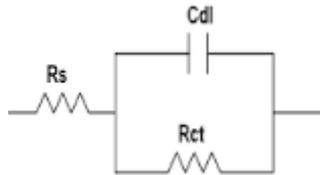


Figura 29. Circuito eléctrico equivalente de Randles [45].

La resistencia ofrecida por cada uno de los componentes de la *Figura 29* se define en las *ecuación 40* a *ecuación 42*. La resistencia total del sistema se define según la *ecuación 43*, donde j define la magnitud de la componente imaginario, y w es la frecuencia angular ($w = 2\pi f$). Cuanto mayor sea el rango de frecuencias aplicado, se obtiene información más completa y segura del circuito equivalente.

$$Z_{RS} = R_s \quad (40)$$

$$Z_{Rct} = R_{ct} \quad (41)$$

$$Z_{Cdl} = \frac{1}{wCj} \quad (42)$$

$$Z = R_s + \frac{1}{\frac{1}{R_{ct}} + wCj} = R_s + \frac{R_{ct}}{1 + w^2 C^2 R_{ct}^2} - \frac{wCR_{ct}^2}{1 + w^2 C^2 R_{ct}^2} j \quad (43)$$

Al aplicar un potencial sinusoidal a un sistema metal/medio definido, se obtiene una intensidad sinusoidal que queda totalmente definida con su módulo y ángulo de desfase. Gráficamente se puede definir mediante el diagrama de Nyquist, el diagrama de Argand o mediante el diagrama de Bode [45]. En la *Figura 30* se han identificado las variables definidas en las *ecuaciones 40-43*.

Tanto en el diagrama de Nyquist como en el de Argand se representa la componente real en el eje x y la componente imaginaria en el eje y. El diagrama de Argand muestra el vector de impedancia para cada frecuencia, mientras el diagrama de Nyquist aúna los extremos de cada vector dibujando, para un caso ideal, un semicírculo. En la *Figura 30* se representa la respuesta tipo del circuito equivalente de Randles. En la *Figura 30a)* se representa el diagrama de Nyquist mientras que en

la *Figura 30b*) se representa el diagrama de Argand del circuito equivalente de Randles.

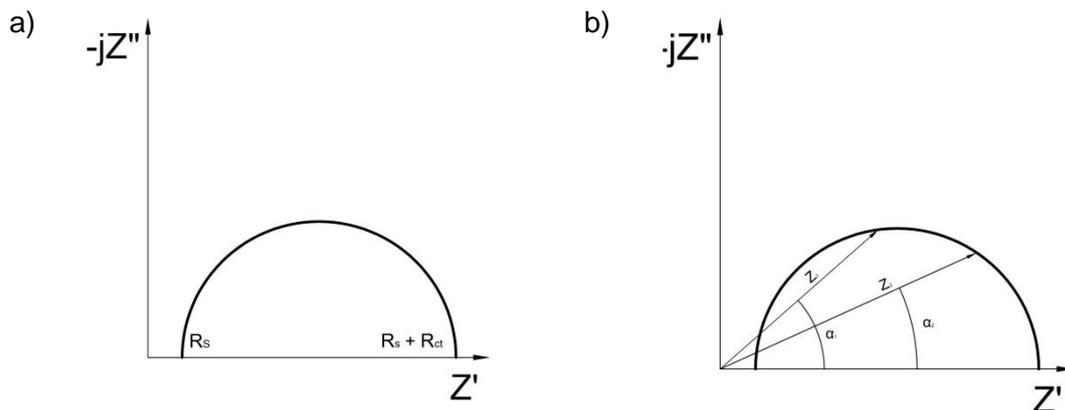


Figura 30. Respuesta del circuito eléctrico equivalente de Randles (a) diagrama de Nyquist y (b) diagrama de Argand.

El diagrama de Bode representa el módulo de impedancia respecto a la frecuencia en eje logarítmico x. La *Figura 31* muestra la respuesta en el diagrama de Bode al circuito equivalente de Randles.

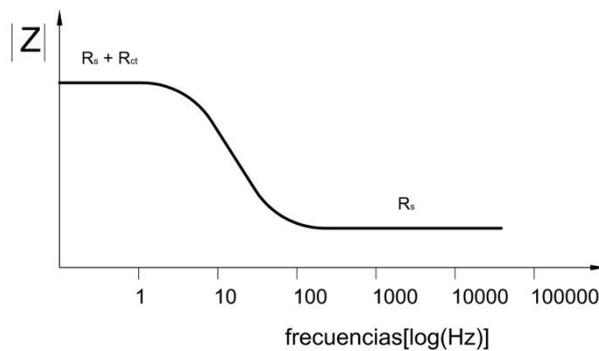


Figura 31. Diagrama Bode de respuesta del circuito eléctrico equivalente de Randles.

Una vez definida la resistencia de transferencia de carga R_{ct} , se determinará la intensidad de corrosión, a partir de la fórmula de Stern-Geary (*ecuación 33*) y posteriormente aplicando la ley de Faraday se definirá la velocidad de corrosión (*ecuación 35*).

Los sistemas pasivos, como pueden ser los aceros inoxidables, o protegidos con pinturas, son sistemas con altos valores de capacidad de la capa pasiva (C_{dl}) y de resistencia de transferencia de carga (R_{ct}). En estos casos, el semicírculo no se llega a definir del todo, y en frecuencias muy bajas todavía está en zona ascendente (*Figura 32*). El diagrama de Bode tampoco llega a desarrollar el rellano característico de bajas frecuencias que define $R_s + R_{ct}$. En este caso, es prácticamente imposible definir R_{ct} y, por tanto, la velocidad de corrosión [105, 225-227].

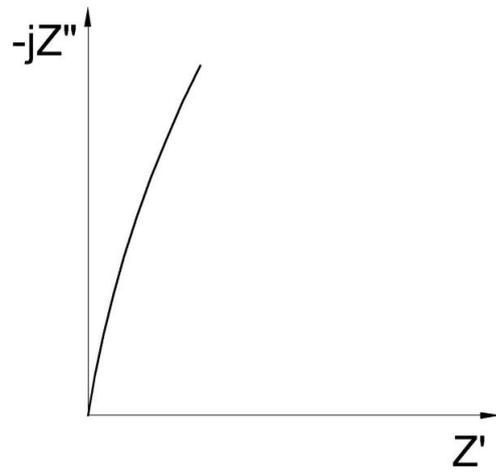


Figura 32. Respuesta de sistemas con elevada capacidad de la capa pasiva.

CAPÍTULO 4 TRABAJO EXPERIMENTAL

1 INTRODUCCIÓN

La ausencia de normativa específica para la utilización de armaduras de acero inoxidable como armadura de refuerzo hace que no esté extendido el uso de este tipo de armaduras. Aunque las normativas existentes contemplan el uso de acero inoxidable como refuerzo, se basan en las especificaciones desarrolladas para las armaduras de acero al carbono [41, 44, 228, 229].

Numerosos estudios han demostrado el excelente comportamiento de los aceros inoxidables en medios con presencia de cloruros, pero sin tener en cuenta las cargas a la que está sometida la estructura [14, 29-32]. Las estructuras, además de soportar la acción de los cloruros, deben soportar las cargas para las que han sido diseñadas, considerando las tensiones residuales que puedan tener los elementos estructurales debido a su fabricación y manipulación. La acción combinada disminuye en gran medida, la ductilidad del elemento estructural, pudiendo provocar el colapso o rotura catastrófica sin previo aviso, esto es, con deformaciones plásticas en zonas críticas de la estructura [33-35]. Este fenómeno que pueden experimentar las armaduras en presencia de ambientes agresivos específicos, con acción sinérgica de estados tensionales, de tracción, cómo se comentó previamente, se denomina corrosión bajo tensión, CBT, protagonista de esta Tesis Doctoral.

En el caso particular del contexto del presente estudio, el ambiente agresivo específico será el inherente al existente en el hormigón, bien estructura real o bien, solución simulada, con presencia de cloruros. Los estados tensionales serán tracción pura o bien, tracción bajo flexión. Ahora bien, no hay que olvidar la propia corruga, que ya introduce per se, un estado tensional propio alrededor de la misma, aunque ciertos estudios han demostrado que no tiene influencia en corrosión en picaduras, sin estado tensional [230].

Los estudios realizados para el análisis de comportamiento de la corrosión bajo tensión distan considerablemente de la realidad; algunos ensayos se realizan a altas temperaturas, otros bajo deformación constante hasta rotura, o ambos a la vez. Además, la mayoría no se realiza con barras corrugadas [36-39, 74]. La ausencia de estudios realistas ha impedido el desarrollo de una normativa clara para su uso. Ciertamente existen directrices para su empleo, pero siempre basadas en la normativa del empleo de acero al carbono estructural, el comúnmente empleado desde que se empezaron a reforzar los hormigones [41, 42].

En este proyecto se han realizado dos series de ensayo de corrosión bajo tensión exponiendo la armadura de los materiales objeto de estudio, a las condiciones de servicio que se detallan a continuación:

- Armaduras en solución simulada de poros de hormigón con cloruros, sometidas a tracción pura.
- Vigas de hormigón armado con cloruros sometidas a flexión.

Todos los ensayos se han realizado por duplicado a temperatura ambiente y se han aplicado simultáneamente la acción de los cloruros y de las cargas.

La *Figura 33* presenta las fotografías de las muestras empleadas en los ensayos realizados. En la *Figura 33a)* se muestra la imagen de una de las armaduras empleadas en el ensayo de corrosión bajo tensión en la que, en la parte central se puede apreciar la entalla realizada según la UNE-EN ISO 7539 [84]. En la *Figura 33b)* se muestra la zona central en dónde se sitúa la celda electroquímica de la viga utilizada en el ensayo de corrosión bajo tensión, apreciándose los cables empleados para la conexión con el electrodo de trabajo.

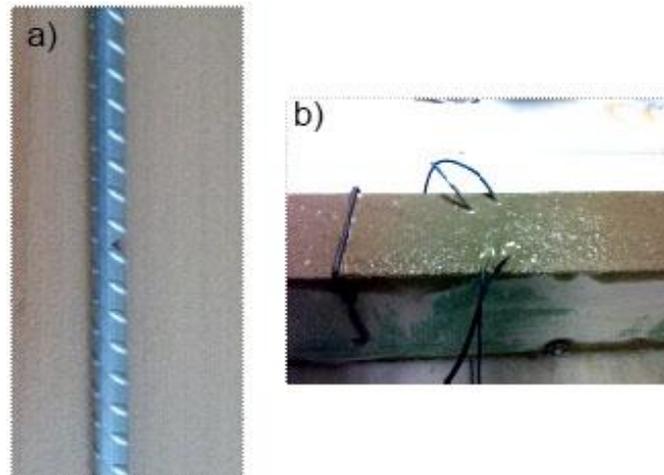


Figura 33. a) Armadura en solución simulada. b) Viga de hormigón armado.

2. MATERIALES

En función del tipo de ambiente al que estará expuesta la estructura se recomiendan diferentes tipos de aceros inoxidable. Para un ambiente marino, en el que se desencadenará corrosión por picaduras en los aceros inoxidable, los aceros recomendados son el austenítico AISI 316 y los dúplex AISI 2304 y AISI 2205 [24, 25, 231, 232].

El acero inoxidable austenítico AISI 304, al igual que el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001, se recomiendan para los procesos de corrosión, donde el agente agresivo no es el ión cloruro o para estructuras en ambiente de ataque químico diferente al marino [24]. Sin embargo, el buen comportamiento del acero inoxidable austenítico AISI 304 en ambientes con cloruros, ha quedado demostrado en su empleo en el Puente de El Progreso, Méjico [18].

El bajo contenido en níquel del acero inoxidable AISI 2001, lo oferta como un acero más atractivo, en relación a los otros aceros inoxidable mencionados, desde el punto de vista económico, pues, aproximadamente el 80% del precio del acero inoxidable viene fijado por su porcentaje de éste elemento químico [233]. Prueba de ello son los estudios llevados a cabo en ambientes con cloruros mostrando un comportamiento adecuado [135, 136, 142, 234].

Para el estudio comparativo del comportamiento de las armaduras de acero inoxidable, se han seleccionado acero inoxidable austenítico, AISI 304 (S30400, UNS 1.4304), acero inoxidable dúplex, AISI 2205 (S32205, UNS 1.4462), aceros inoxidables lean dúplex, AISI 2001 (S32001, UNS 1.4482) y AISI 2304 (S32304, UNS 1.4362), y acero al carbono, B500SD. La composición química, en porcentaje en peso, de los aceros empleados en los diferentes ensayos se muestra en la *Tabla 11*. Asimismo también se ha calculado el $PREN_{16}$ (*ecuación 37*) correspondiente a los aceros inoxidables utilizados.

El PREN informa a cerca de la resistencia a corrosión por picadura de los materiales. A mayor PREN mayor es la resistencia del material. De esta manera atendiendo a los valores de PREN obtenidos para los aceros inoxidables, el que mayor resistencia a corrosión por picadura tiene es el acero inoxidable dúplex AISI 2205 seguido de los aceros inoxidables lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001 y por último el que menor resistencia tiene es el acero inoxidable AISI 304.

Tabla 11. Composición química de todos los aceros ensayados (% wt). Resto Fe.

Composición química	B500SD	AISI 304	AISI 2304	AISI 2001	AISI 2205
C	0,22	0,023	0,019	0,028	0,021
Si	0,22	0,28	0,35	0,65	0,338
Mn	0,72	1,41	0,81	4,19	1,617
P	<0,01	0,034	0,029	0,023	0,028
S	0,022	0,023	<0,01	<0,01	0,001
Cr	0,13	18,07	22,75	20,07	22,245
Ni	0,13	7,93	4,32	1,78	4,77
Cu	0,18	0,33	0,31	0,08	0,217
N	-	0,05	0,138	0,129	0,184
Mo	-	0,22	0,29	0,22	3,299
Ti	-	-	0,029	0,006	0,021
PREN	-	19,60	25,92	22,86	36,81

Los materiales empleados se han ensayado en diferentes condiciones tanto de ambiente agresivo como de carga. En los ensayos a tracción se ha empleado el acero inoxidable dúplex AISI 2205 y el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001; para ello se han empleado probetas mecanizadas con entalla en medio simulado con contenido de cloruros del 8%. Paralelamente, y con el objetivo de tener un análisis comparativo, se ha ensayado un acero al carbono B500SD con entalla en medio simulado bajo carga de flexión con un contenido de cloruros del 3,5%. En los ensayos de vigas de hormigón armado a flexión realizados se ha empleado acero al carbono B500SD con un contenido de cloruros del 0,4%, acero inoxidable austenítico AISI 304, y acero inoxidable lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001; estas muestras se han ensayado sin mecanizar y en hormigón con un contenido de cloruros del 0,4% en las vigas armadas con acero al carbono B500SD y un 4% en

las vigas armadas con acero inoxidable. Todo ello se muestra de manera esquematizada en la *Figura 34*.

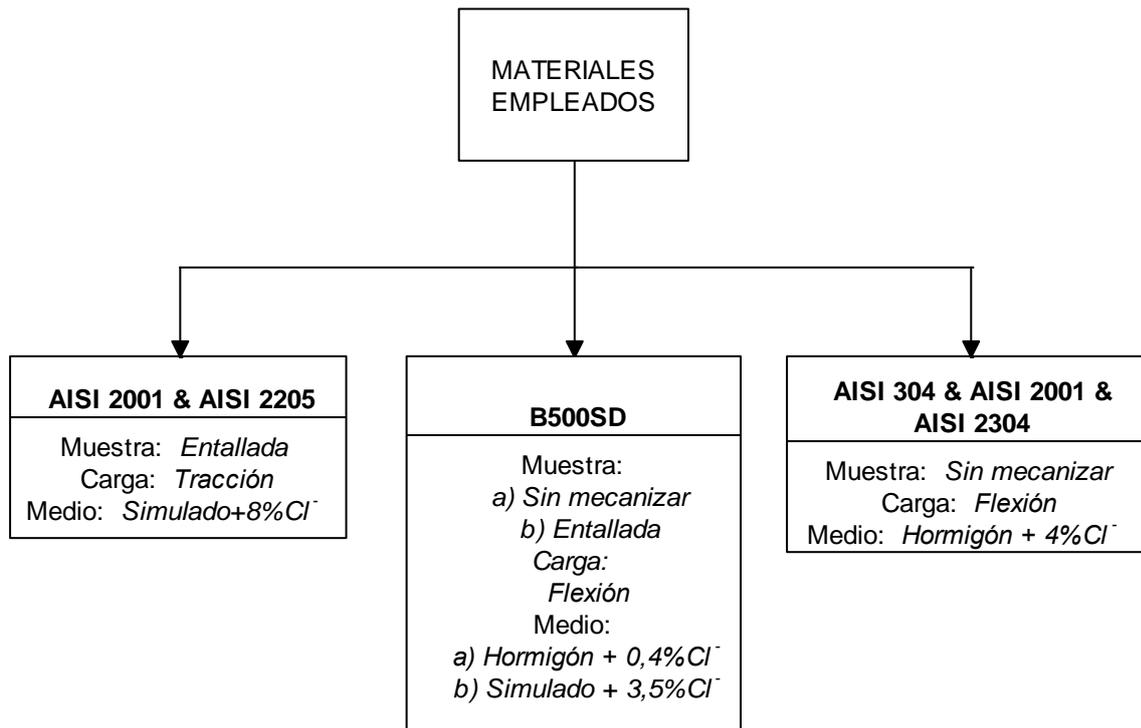


Figura 34. Flujograma de los materiales empleados y sus condiciones de ensayo.

3 ENSAYO DE CORROSIÓN BAJO TENSIÓN, CBT

En el presente trabajo se va a evaluar la idoneidad del uso de aceros inoxidables en las estructuras de hormigón armado expuestas a ambiente contaminado por cloruros. En esta situación el acero se encuentra expuesto, no sólo a las acciones mecánicas para las que ha sido diseñado, sino también a las acciones químicas que ejercen los cloruros.

Para simular las condiciones de servicio de una estructura de hormigón armado expuesta a ambiente agresivo, hay que someter el elemento estructural a la acción simultánea de carga y ambiente agresivo.

Para la aplicación del medio agresivo, se ha optado por dos vías de adición de cloruros: en una, el medio de exposición de la armadura será simulado, y en otra las armaduras estarán embebidas en hormigón contaminado con cloruros. El medio empleado será diferente en el ensayo de corrosión bajo tensión de armaduras en solución y en vigas de hormigón armado; por este motivo, el medio agresivo se definirá más adelante, cada uno en su apartado correspondiente.

Para aplicar la forma correcta de estado tensional, así como el nivel correspondiente, se han considerado la metodología y bases que se exponen a continuación.

3.1 ESTADOS TENSIONALES

En las estructuras de hormigón armado, las armaduras deben soportar las acciones a tracción que el hormigón es incapaz de soportar. Para aplicar estas cargas se han utilizado dos métodos:

Por un lado se ha empleado el método de tracción pura para los ensayos de armaduras en entorno simulado, el cual permite una puesta en marcha más rápida, debido al tiempo que se ahorra de elaboración del hormigón y posterior curado de éste, y poder realizar inspecciones visuales periódicas del estado de la armadura.

Paralelamente, se ha estudiado el comportamiento de vigas de hormigón armado, empleando el método de tracción bajo flexión para vigas de hormigón. Se trata de un método que permite obtener unos resultados más acorde con la situación real.

La carga a aplicar se determinará siguiendo los límites de resistencia mecánica definidos en la normativa española [44, 192]. Según ésta, la carga máxima de diseño para las armaduras de las estructuras de hormigón armado, no deben superar el límite elástico de diseño (f_{yd}), calculado a partir del límite elástico del material, f_y , y aplicando un coeficiente de seguridad 1,15. Teniendo en cuenta esta limitación, en la *ecuación 44* se ha definido la tensión a aplicar en los diferentes ensayos de corrosión bajo tensión.

$$f_{yd} = \frac{f_y}{1,15} \quad (44)$$

A continuación se va a proceder a la descripción de ambos ensayos. Tanto el modo en el que se ha aplicado la carga correspondiente, como el medio y celda electrolítica empleada en cada caso.

4 ENSAYO DE CBT DE ARMADURAS EN SOLUCIÓN SIMULADA DE POROS DE HORMIGÓN CON CLORUROS SOMETIDA A TRACCIÓN PURA

En este ensayo se someterá la armadura a tracción pura expuesta a una solución simulada de poros de hormigón contaminada con cloruros. Con el fin de reducir el tiempo de exposición, para la formación de fisuras, se mecanizó una entalla en la armadura.

La celda electroquímica estará compuesta por un electrodo de referencia saturado de calomelanos (SCE), un contraelectrodo, para lo que se utilizará una malla de acero inoxidable austenítico AISI 304, un electrodo de trabajo, que será la propia armadura objeto de estudio, y un electrolito, solución saturada de poros de hormigón contaminada con cloruros.

A continuación se presenta el modo de aplicación de carga empleado, así como la geometría de la entalla realizada, la composición del electrolito empleado y la solución adoptada en el diseño de la celda electroquímica acoplada durante el ensayo de corrosión bajo tensión.

4.1 MÉTODO DE APLICACIÓN DE CARGA

Consiste en someter la armadura a una carga de tracción pura. La barra estará sometida únicamente al esfuerzo de tracción, y el cortante y el momento flector serán nulos. Para ello se utilizará una máquina de fluencia [39] que se cargará considerando el límite elástico de cada material.

En la *Figura 35* se muestra un esquema del montaje empleado para ejercer la tracción en las armaduras en medio simulado; sólo se ha esquematizado una columna de la máquina de fluencia, pero cabe destacar que una máquina de fluencia dispone de diversas columnas, lo que permite realizar varios ensayos simultáneos

La estructura de la máquina está compuesta por perfiles metálicos; las columnas de perfil metálico UPN 180 están unidas, tanto por la parte superior como inferior por vigas formadas de 2 perfiles UPN 120. A la viga superior se une el brazo de palanca sobre el que, en el extremo coincidente con la viga al que se va a unir un extremo de la armadura y el otro se unirá la viga inferior que une las columnas de la máquina. En el extremo opuesto del brazo de palanca se colocarán las cargas, a modo de disco sobre el eje de carga de contrapeso.



Figura 35. Esquema del montaje en la máquina de fluencia.

Para el cálculo del número de discos a colocar, se ha considerado el valor del límite elástico de diseño del material a estudiar utilizando para ello la *ecuación 44*, y así obtener la carga máxima a la que puede estar sometida la armadura, definida en la *ecuación 45*.

$$P_{max} = f_{yd} \cdot S = (n \cdot p_d + p_{cp}) \cdot FM \rightarrow n = \frac{\left(\frac{f_{yd} \cdot S}{FM} - p_{cp}\right)}{p_d} \quad (45)$$

Siendo:

P_{max} : Carga máxima a la que se someterá la armadura [kg].

f_{yd} : Límite elástico de diseño.

S: Sección neta de la armadura [mm²].

n: Número de discos.

p_d : Peso del disco [kg/unidad].

p_{cp} : Peso del contrapeso [kg].

FM: Factor multiplicador del brazo palanca (en este caso es 20).

4.2 MECANIZADO DE LAS ARMADURAS

Para que se desencadene el fenómeno de corrosión bajo tensión, es necesario un deterioro del material previo, manifestado por la aparición de picaduras, que favorecerán la propagación de las grietas ramificadas, inherentes al proceso de corrosión bajo tensión.

La protección frente a la corrosión del acero dentro del hormigón está garantizada siempre que éste mantenga su elevada alcalinidad. Sin embargo, esta alcalinidad del hormigón se puede ver reducida por la acción de iones despasivantes. En un ambiente marino, los iones cloruro que contiene el agua de mar acceden a la superficie del acero a través de los poros del hormigón provocando una acidificación localizada lo que genera una despasivación localizada en la superficie de acero. Los cloruros rompen localmente la capa pasiva del acero, producen una pérdida de masa localizada generando picaduras [205, 227, 235].

Las picaduras pueden adoptar diferentes formas y tamaños [204], tal y como se muestra en la *Figura 36*, pueden ser profundas, superficiales, subsuperficiales o internas ramificada horizontalmente o verticalmente. El tamaño superficial de la picadura puede dar lugar a interpretaciones erróneas, ya que una picadura pequeña en la superficie puede albergar una corrosión elevada bajo la misma. La picadura superficial, por sí misma no afecta a la integridad estructural de acero pero puede actuar como punto de concentración de tensiones donde, junto con una tensión aplicada se inicie el proceso de corrosión bajo tensión [39, 40, 204].

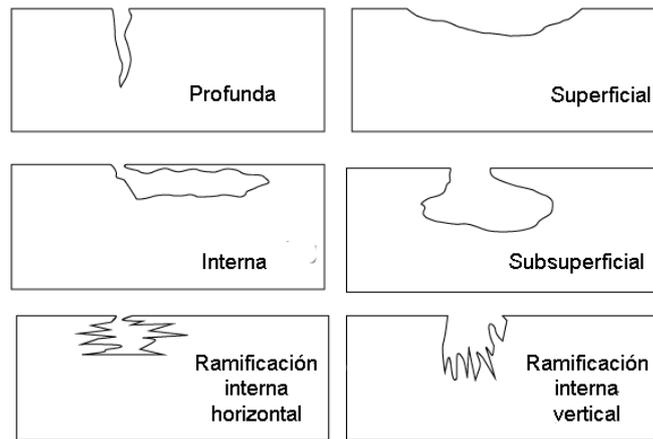


Figura 36. Sección transversal de diferentes geometrías de picaduras de corrosión [204].

Para que se generen las picaduras se necesitan tiempos de exposición prolongados [39, 40]. Para reducir los tiempos de ensayo, la UNE-EN ISO 7539-6 [84] permite el empleo de probetas entalladas (*Figura 37*), donde se crea una concentración de tensiones en el frente de grieta. Este procedimiento se ha aplicado en las armaduras empleadas en este trabajo de Tesis Doctoral expuesta a un medio agresivo simulado.

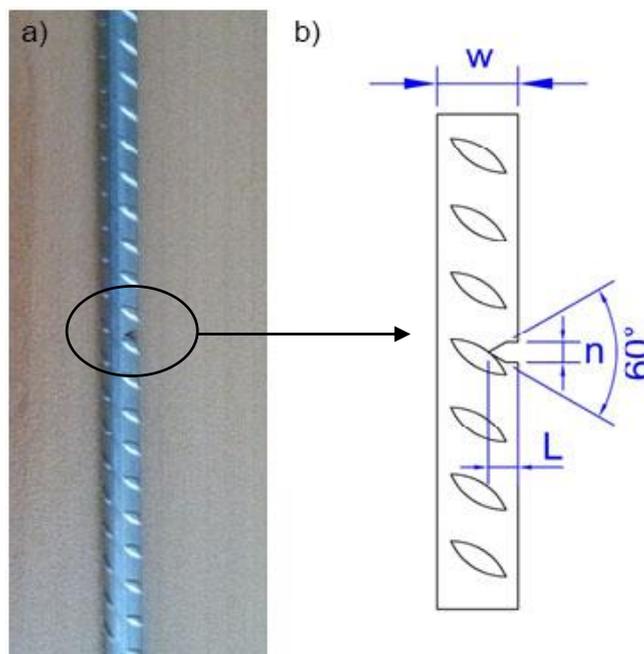


Figura 37. a) Imagen de la entalla de la probeta. b) Esquema de la entalla mecanizada.

La entalla se ha realizado mediante corte con hilo, en la empresa FMD [236], con la máquina de la casa ONA modelo ARICUT R250. El hilo de corte está compuesto por Cu (63%) y Zn (37%). Para la geometría de corte se siguieron en todo momento los criterios de la UNE-EN ISO 7539 [84]. En la *Tabla 12* se muestra los valores geométricos de la entalla realizada en la armadura dónde, tal y como se muestra en la *Figura 37*, w es el diámetro nominal de la armadura, n la anchura de la entalla y L la longitud total de la entalla.

Tabla 12. Valores geométricos de la entalla.

w	$n \leq 1,5$	$0,25w \leq L \leq 0,45w$
6	1,5	2

4.3 DEFINICIÓN DEL MEDIO DE EXPOSICIÓN

Para simular las condiciones del ambiente que rodea la armadura se emplea una solución de poros de hormigón saturado según la norma UNE EN 112072 [43], a la que se añadirán los cloruros, según un porcentaje establecido.

Para su preparación, se han seguido los siguientes pasos:

- Saturación de agua destilada con hidróxido cálcico $\text{Ca}(\text{OH})_2$. De esta manera obtenemos una solución que simula los poros de hormigón, alcanzando un pH próximo a 13, que es el correspondiente al pH del hormigón sin carbonatar [80, 102, 237].
- Adición de los cloruros. En este ensayo se va a utilizar un porcentaje elevado de cloruros con la intención de acelerar la nucleación de picaduras, estableciéndose una cantidad de 8% en peso de cloruros. Se añadió a la solución saturada de poros de hormigón, empleando cloruro cálcico hidratado ($\text{CaCl}_2 \cdot \text{H}_2\text{O}$), en una proporción de 16,56 g $\text{CaCl}_2 \cdot \text{H}_2\text{O}$ por cada 100 ml de solución saturada de poros de hormigón.

Puesto que el hormigón se encuentra en contacto con el entorno, el CO_2 penetra en él a través de los poros y, en contacto con el $\text{Ca}(\text{OH})_2$, provoca un descenso del pH, dejando la armadura metálica sin protección. Con el fin de simular las condiciones de servicio, las probetas estudiadas no se han aislado del entorno exterior, y este hecho implicará una variación del pH del electrolito durante el ensayo.

La variación de la temperatura ambiente, debido a las diferentes estaciones en las que se ha realizado los ensayos, provocará una evaporación de la solución saturada de poros de hormigón. Para mantener la zona expuesta en contacto continuo con el electrolito, se rellenó con la solución correspondiente, alterando débilmente el pH en momentos puntuales.

En la *Figura 38* se muestra la evolución de la temperatura a lo largo del ensayo; se puede apreciar un aumento notable de la temperatura durante la primera mitad del ensayo, correspondiente con el periodo de Marzo a Julio, mientras que la otra mitad corresponde con la segunda mitad del año, asociado al descenso de temperaturas.

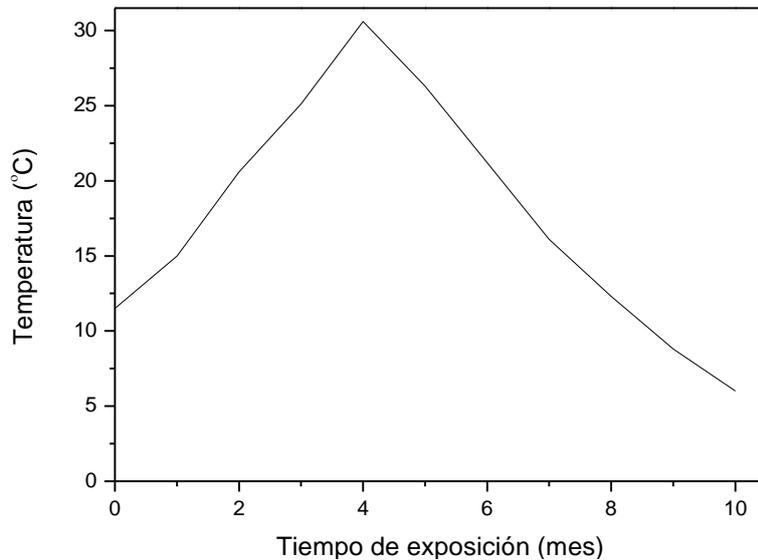


Figura 38. Evolución de la temperatura durante los meses del ensayo (AEMET) [238].

4.4 CELDA ELECTROQUÍMICA

En la *Figura 39* se muestra la celda compuesta por el recipiente cilíndrico que contiene el electrolito, el contraelectrodo, el electrodo de referencia y el electrodo de trabajo. El contraelectrodo de malla de acero inoxidable austenítico AISI 304, se ha dispuesto en torno al perímetro del recipiente, para obtener una distribución de líneas de corriente de geometría radial de tal forma que no existan gradientes de campo eléctrico [43]. El electrodo de referencia de calomelanos (SCE), irá situado en dirección paralela a la propia armadura, pero sin hacer contacto ni con la armadura ni con el contraelectrodo y, por último, el electrodo de trabajo, que es la propia armadura, con una superficie de ataque de $5,65\text{cm}^2$, está delimitada por el aislante, representado en color amarillo en la *Figura 39*.

La celda electroquímica contiene el electrolito utilizado, una disolución saturada de poros de hormigón contaminada con cloruros al 8%, cuyo pH inicial ha sido de 13, y los electrodos necesarios para realizar las medidas electroquímicas. Todo ello irá dentro de un contenedor cilíndrico, concéntrico a la armadura, quedando la zona a atacar dentro del recipiente. Para que el electrolito sólo ataque la zona deseada el resto de la armadura, se ha aislado con cinta vulcanizada.

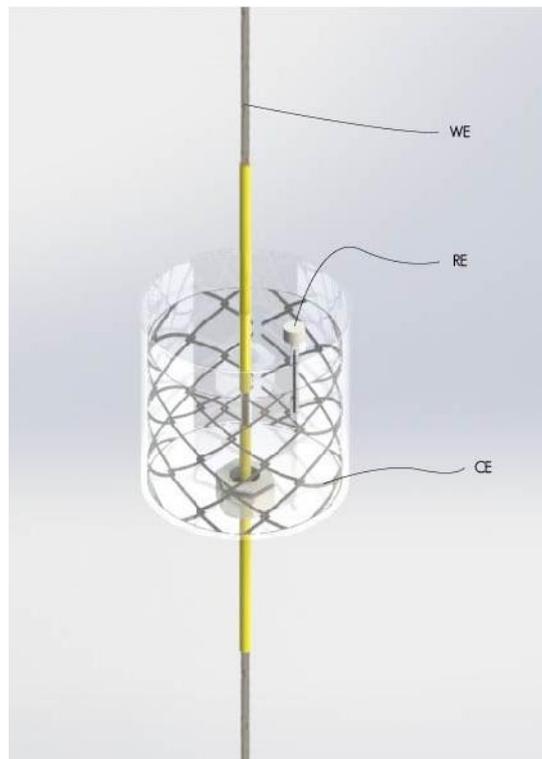


Figura 39. Esquema de la celda electroquímica utilizada en las barras a tracción.

Uno de los problemas al que se tuvo que hacer frente fue el sistema de sellado del orificio por el que atraviesa la barra. Una solución sencilla sería un sellado con silicona, pero el empuje que ejerce el electrolito provoca filtraciones y, con el paso del tiempo, aparecería un riesgo real de que se desacople la celda electroquímica de la armadura. Por ello, se adoptó la solución de utilizar un prensaestopas.

En la *Figura 40a)* se muestran las partes de la que se compone un prensaestopas. Se trata de un dispositivo formado por componentes de dos materiales; por un lado, las piezas de plástico permiten acoplar la armadura al continente de manera rígida y, por otro lado, las piezas de neopreno aseguran la estanqueidad del sistema armadura-celda.

El montaje es sencillo: en primer lugar se introduce la armadura a través del cuerpo del prensaestopas, posteriormente se introduce el recipiente en donde irá el electrolito, de tal manera que, las laminillas flexibles queden en la parte exterior. Posteriormente se introducen las juntas tóricas y la contratuerca asegurando que el sistema queda acoplado. Por último se introduce la tuerca que quedará en el interior del recipiente.

En el sistema mostrado en la *Figura 40b)* se han empleado dos juntas tóricas a ambos lados del continente en contacto directo con él. Este sistema, junto con un buen apriete, ha permitido obtener un sellado eficaz, capaz de soportar el empuje ejercido por el electrolito durante todo el ensayo.

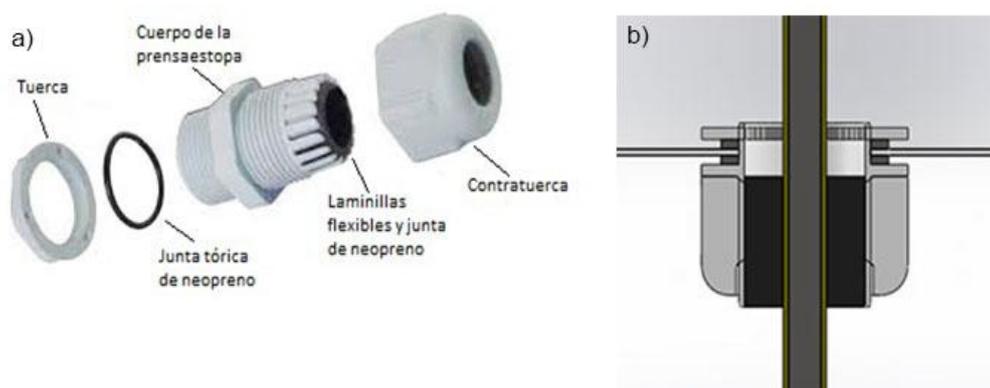


Figura 40. a) Imagen despiezada de una prensaestopa. b) Esquema del sistema de sellado montado.

En la *Figura 41* se muestran imágenes de las armaduras insitu. Debido al equipo de fluencia utilizado, la armadura irá posicionada en vertical. En la *Figura 41a)* se muestra una de las armaduras con la celda electroquímica definida en la parte central de la misma.

La unión entre la celda electroquímica y la armadura mostrada en la *Figura 40*, es una solución óptima pero no está exenta de filtraciones. Por lo tanto uno de los problemas a los que habrá que hacer frente es a las posibles filtraciones del medio simulado que, al contener éste cloruros, pueden dañar los diferentes elementos de los que está compuesto la máquina de fluencia. En la *Figura 41b)* se muestra la solución adoptada para la que se emplearon unos plásticos un molde, con una cavidad central. De esta manera, en caso de haber filtraciones, éstas se deslizarán por el plástico superior, que se ha unido a la armadura herméticamente, y se depositarán en el molde (de color naranja y verde en la *Figura 41b)* según la armadura). El segundo plástico se ha colocado por seguridad, así en caso de que el primero falle el mecanismo inferior de la máquina de fluencia continúa protegido.

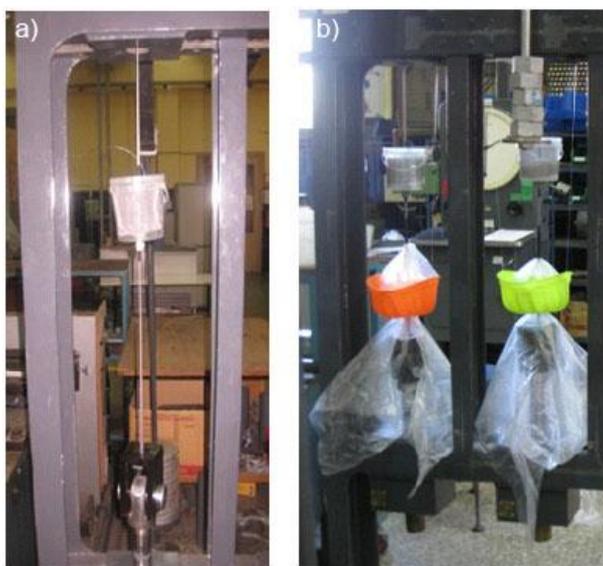


Figura 41. a) Imagen la armadura junto con la celda electroquímica. b) Imagen final de las armaduras en la máquina de ensayo.

5 ENSAYO DE CBT EN VIGAS DE HORMIGÓN ARMADO CONTAMINADO CON CLORUROS

Con el fin de comparar los resultados del ensayo acelerado, como son las armaduras entalladas en solución simulada, se ha realizado paralelamente otro ensayo de vigas armadas con diferentes tipos de acero, empleando un hormigón contaminado con cloruros.

Los aceros empleados para este ensayo han sido, un acero al carbono B500SD, un acero inoxidable austenítico AISI 304, un acero inoxidable dúplex AISI 2304 y un acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

Las vigas se han armado con 4 barras longitudinales de 6mm de diámetro, una en cada extremo. Para absorber los esfuerzos cortantes se colocaron 20 estribos, distribuidos a lo largo de la viga. La armadura de acero se muestra en la *Figura 42*.



Figura 42. Armadura de la viga formada por barras longitudinales y estribos.

La celda electroquímica estará compuesta por un electrodo de referencia saturado de calomelanos (SCE), un contraelectrodo, para lo que se utilizará una malla de acero inoxidable austenítico AISI 304, un electrodo de trabajo, que será la propia armadura, y un electrolito compuesto por el propio hormigón contaminado con cloruros.

A continuación se presenta el modo de aplicación de carga empleado, la geometría de la entalla realizada, la composición del electrolito empleado y la solución adoptada en el diseño de la celda electroquímica acoplada durante el ensayo de corrosión bajo tensión.

5.1 MÉTODO DE APLICACIÓN DE CARGA

Se han ensayado cuatro vigas armadas de 2 metros de longitud y una sección de $100 \times 150 \text{ mm}^2$. En cada una de ellas se ha empleado un acero diferente y se han sometido a flexión. Para ello se han cargado las vigas con bloques de hormigón de 100kg cada uno dispuestos en dos columnas, tal y cómo se muestra en la *Figura 43*.

Debido a las dimensiones de los bloques utilizados, se necesitan dos puntos de apoyo, de tal manera que, cada bloque descansará sobre dos vigas. Este sistema obliga a cargar las vigas con la misma carga, independientemente del límite elástico del acero empleado en cada viga.



Figura 43. Montaje de las vigas una vez cargadas.

La aplicación de dos cargas puntuales, distribuidas simétricamente respecto al centro del vano, genera un esfuerzo cortante y un momento flector en la viga, cuyo diagrama es el mostrado en la *Figura 44*. El cortante, V , es absorbido por los estribos, por lo que no ejerce ninguna tensión en las armaduras longitudinales. Sin embargo, el momento flector, M , es absorbido por las armaduras longitudinales, obteniendo el valor máximo en el centro del vano.

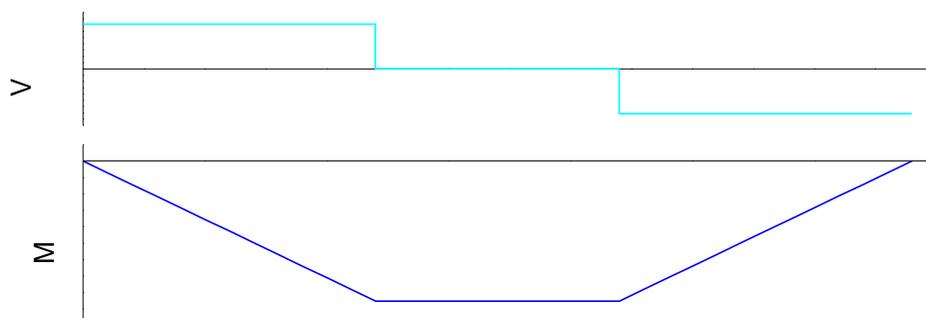


Figura 44. Diagrama de momento cortante y flector.

Este momento flector ejerce unas tensiones sobre la sección de la viga, distribuidas de la manera que se muestra en la *Figura 45*. Del eje neutro a la cara superior de la viga, la viga está sometida a tensiones de compresión, mientras que del eje neutro a la cara inferior, la viga está sometida a tensiones de tracción. Dichas tensiones son soportadas por las armaduras longitudinales [239].

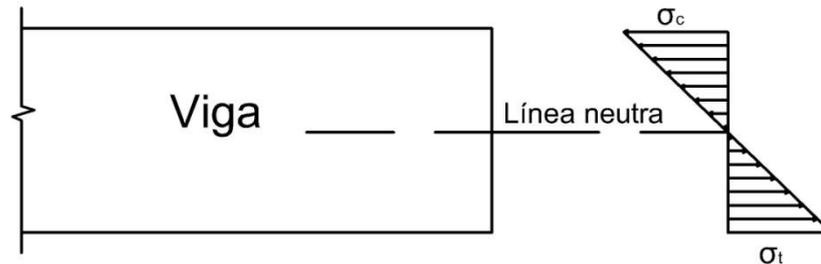


Figura 45. Distribución de tensiones en la sección de la viga.

Cálculo de la tensión.

El momento flector y la tensión se relacionan mediante la *ecuación 46*:

$$f = \frac{M}{w_y} = \frac{M}{\frac{I_{LN}}{y}} \quad (46)$$

Dónde:

- M: Momento flector en la sección.
- I_{LN} : Momento de inercia de la sección respecto a la línea neutra.
- y: Distancia de la línea neutra al plano de tensión.

Aplicando la Ley de Navier [239], y teniendo en cuenta que el elemento no está sometido a ningún esfuerzo de tracción, se obtiene que la línea neutra (LN) pasa por el centro de gravedad. Todo ello se demuestra en la *ecuación 47*:

$$N_x = \int f_x dA = \int E \cdot \varepsilon_x dA = \int E \frac{y}{\rho} dA = \frac{E}{\rho} \int y dA = 0 \rightarrow y = 0 \rightarrow L.N \equiv C.G \quad (47)$$

Dónde:

- N_x : Esfuerzo axial en la sección de la viga.
- f_x : Tensión en el extremo de la sección de la viga.
- A: Área de la sección.
- E: Módulo elástico.
- y: Distancia de una sección dA respecto a la línea neutra.
- ρ : Radio de curvatura de la línea neutra.

Con lo que para una sección de dimensiones $b \times h$, en donde b es el ancho de la sección y h el alto, el momento de inercia respecto a la línea neutra es el mostrado en la *ecuación 48*:

$$I_{LN} = \frac{1}{12}bh^3 \quad (48)$$

Por lo que la *ecuación 46* se puede definir en este caso particular de estudio, de la forma expuesta en la *ecuación 49*:

$$f = \frac{M}{\frac{\frac{1}{12}bh^3}{y}} \quad (49)$$

Atendiendo a la ley de distribución de tensiones definida en la *Figura 45*, la tensión máxima se da en el extremo de la sección ($y=h$), cuyo valor se calcula empleando la *ecuación 50*:

$$f_e = \frac{M}{\frac{\frac{1}{12}bh^3}{h}} = \frac{M}{\frac{1}{12}bh^3} \quad (50)$$

Para el cálculo de la tensión a soportar por la armadura, se considera que la armadura está sometida a una tensión del valor equivalente a la distribución de tensiones que se muestra en la *Figura 45*. Dicha tensión se define según la *ecuación 51*, siendo A la sección total de la armadura que está soportando los esfuerzos.

$$f_s = f_e \frac{hb}{4A} \quad (51)$$

5.2 DEFINICIÓN DEL MEDIO DE EXPOSICIÓN

En las estructuras de hormigón armado, que trabajan en ambiente marino, los cloruros provenientes del mar penetran en el hormigón trasladándose a través de los poros alcanzando la armadura y desencadenando la corrosión de la misma. En el ensayo, los cloruros se han añadido al hormigón durante el amasado.

La EHE-08 [44] limita el contenido de cloruros en el hormigón en un 0,4% en peso de cemento, por lo que, en las vigas armadas con acero al carbono B500SD, se ha empleado esta concentración [33].

En el caso de las armaduras de acero inoxidable, no hay ninguna normativa que establezca un valor máximo, por ello, para el estudio presente se ha optado por el empleo de una concentración del 4%. Este valor es algo superior al contenido en cloruros en agua de mar 3,5% definido por la UNE-EN ISO 11130 y utilizado en diversos estudios [34, 171, 240, 241] aunque no supera el 5% de cloruros que se define para ensayo de niebla salina en la UNE-EN ISO 9227[146, 234, 242]. En

ningún caso se supera el contenido crítico de cloruros para los aceros inoxidables estudiados [147, 243].

Para que se desarrolle el proceso, las vigas han de estar en un ambiente húmedo; por este motivo, se han dispuesto en unas balsas con agua para garantizar el 100% de humedad. Sin embargo esta humedad se ha visto alterada, debido a los ciclos de temperaturas a las que han estado sometidas las vigas y que se registran en la *Figura 46*. En los puntos críticos de máximas temperaturas alcanzadas durante el desarrollo de los ensayos, el agua de las balsas se evaporó, teniendo que ser rellenadas.

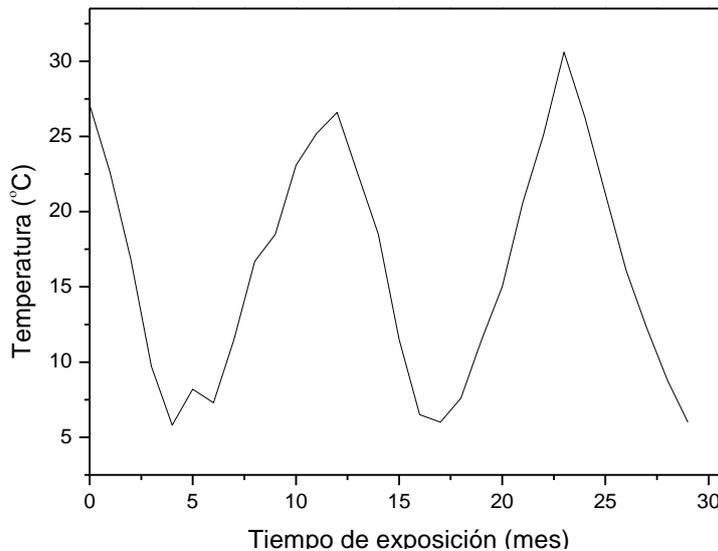


Figura 46. Evolución de la temperatura durante los meses del ensayo (AEMET) [238].

5.3 CELDA ELECTROQUÍMICA

La celda electroquímica está compuesta por un electrodo de trabajo de 10 cm^2 . Éste es la propia armadura, cuyo contacto se realiza a través de los cables de conexión de las propias vigas, por un electrodo de referencia saturado de calomelanos (SCE), una malla de acero inoxidable austenítico AISI 304, dispuesta alrededor de la viga a modo de contraelectrodo, y del electrolito, que en este caso, es el propio hormigón con cloruros.

Para que no se de ningún cortocircuito que pueda alterar las mediciones electroquímicas, las armaduras longitudinales se han de aislar de los estribos. Para ello se encintaron los estribos en las zonas de contacto con cinta aislante. (*Figura 47a*). Para realizar las mediciones electroquímicas, previo al hormigonado, se unieron cuatro cables, uno a cada armadura longitudinal, mediante cinta aislante en el centro del vano, con el fin de realizar las lecturas en punto de mayor tensión, tanto a tracción (armaduras longitudinales inferiores), como a compresión (armaduras longitudinales superiores). En la *Figura 47a* se puede ver la unión en las armaduras a compresión y la *Figura 47b* muestra la zona central una vez hormigonado.

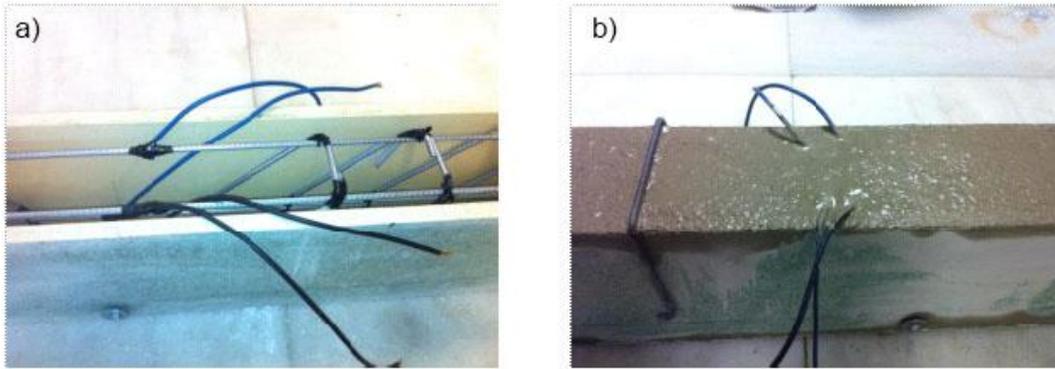


Figura 47. a) Imagen de la unión de los cables y del aislamiento armadura longitudinal-estribos. b) Estado final de la viga en el centro del vano una vez hormigonado.

En la *Figura 48* se muestra la disposición de la celda. Se puede apreciar, que entre la viga y el contraelectrodo, se ha dispuesto una gamuza que se deberá humedecer previamente en cada medición. El papel de este paño húmedo es garantizar el contacto eléctrico entre el contraelectrodo y el electrodo de referencia con el electrolito.

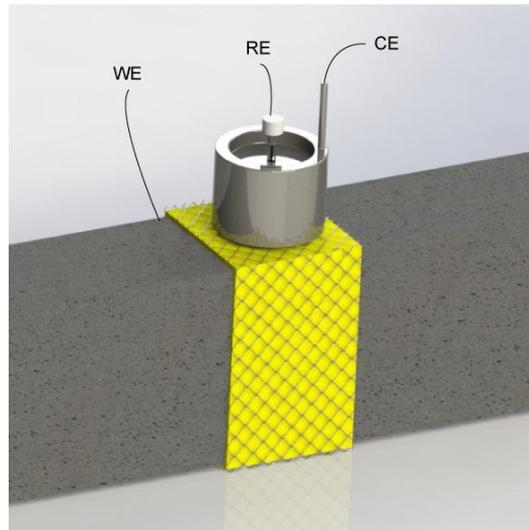


Figura 48. Celda electroquímica de las vigas.

Una vez definido el trabajo experimental llevado a cabo y las técnicas experimentales que se han empleado para la realización de los ensayos, en el Capítulo 5 se resumen los resultados obtenidos de los ensayos de caracterización de los aceros empleados y de los ensayos de corrosión bajo tensión. Asimismo se discuten y analizan dichos resultado, enfatizando dicha etapa de forma comparativa pues uno de los propósitos del presente trabajo es conocer la idoneidad de distintos acero inoxidable en estructuras de CBT.

CAPÍTULO 5 RESULTADOS Y DISCUSIÓN

1 INTRODUCCIÓN

Tal y cómo se ha comentado en el Capítulo 2, uno de los principales responsables del deterioro de las estructuras de hormigón armado es la corrosión que sufren las armaduras de acero que recubre el hormigón.

El hormigón protege la armadura de la corrosión gracias a su alta alcalinidad, con un pH entre 12 y 14. Sin embargo, el proceso de carbonatación puede disminuir su alcalinidad dejando la armadura sin protección. Si añadimos a esta situación un ambiente agresivo, como puede ser el ambiente marino, la estructura puede sufrir un fallo prematuro [21, 40, 102, 163, 164]. Por ello, las normativas vigentes tienen en cuenta esta situación y, cuando hay una evaluación de riesgo de existencia de esas condiciones de servicio, establecen unos requisitos a cumplir.

Son varios los métodos de protección que se han analizado frente a la corrosión de las estructuras metálicas del hormigón armado, tales como los inhibidores de corrosión, la protección catódica, la aplicación de recubrimientos (bien sobre el hormigón o bien sobre las armaduras), extracción electroquímica de cloruros, realcalinización. Ahora bien, ninguno de ellos muestra una solución eficaz que ofrezca protección durante la vida en servicio. Otra opción es el empleo de aceros de elevada resistencia a la corrosión, con presencia significativa de elementos aleantes, como son los aceros inoxidable.

En el presente trabajo de Tesis Doctoral se pretende evaluar, analizar y conocer el comportamiento frente a la corrosión bajo tensión de diferentes aceros inoxidable susceptibles de ser empleados como acero de refuerzo en las estructuras de hormigón armado. Los aceros que se han ensayado, y cuyos resultados se presentan y analizan en el presente capítulo, son: acero inoxidable austenítico, y distintos aceros inoxidable dúplex. Se ha tomado en todo caso como referencia, para realizar un exhaustivo análisis comparativo, el comportamiento del acero al carbono B500SD. Los aceros inoxidable empleados han sido: acero inoxidable austenítico, AISI 304, acero inoxidable dúplex, AISI 2205, y dos aceros inoxidable lean dúplex, AISI 2001 y AISI 2304. Los electrolitos empleados han tenido distinto contenido de cloruros y los estados tensionales han sido diferentes.

Los aceros inoxidable AISI 2205 y AISI 2001 se han empleado en el ensayo de corrosión bajo tensión cargadas a tracción al 85% de su límite elástico. Como electrolito, en este caso, se ha empleado una solución simulada de poros de hormigón con un contenido en cloruros del 8%. Como referencia para un análisis comparativo, se ha empleado acero al carbono B500SD cargado al 85% de su límite elástico sumergido en solución simulada de poros de hormigón con un contenido de cloruros del 3,5%.

Paralelamente se han realizado mediciones en vigas reales de hormigón armado soportando una carga central de 600 Kg. En este caso, los aceros empleados como

refuerzo han sido el acero al carbono B500SD, y los aceros inoxidable AISI 304, AISI 2304 y AISI 2001. En este caso los cloruros se añadieron al hormigón durante el amasado, en el caso del acero al carbono se añadió un 0,4% de cloruros y para los aceros inoxidable se empleó un 4%.

A continuación se presentan los resultados de los diferentes ensayos llevados a cabo, utilizando las técnicas experimentales y atendiendo al protocolo de trabajo expuestos en los Capítulos 3 y 4 respectivamente.

2 CARACTERIZACIÓN METALGRÁFICA

El proceso de caracterización metalográfica se ha llevado a cabo según se ha descrito detalladamente en el Capítulo 3. En la *Figura 49* y *Figura 50* se muestra la microestructura de los diferentes materiales.

Para la preparación metalográfica, se han realizado tres pasos fundamentales para obtener una microestructura adecuada [178, 179]. En primer lugar, se ha de cortar la muestra en el sentido adecuado. En el caso que nos ocupa, al ser las probetas cilíndricas y trabajar a tracción, la sección crítica es la transversal, por lo que el corte será en dicha dirección, esto es, transversal. Debido a su tamaño se encapsulan, para una mejor manipulación, y se procede a las etapas de desbaste en una máquina manual Struers Dap-7, empleándose lijas de SiC de 220-500-800-1000-1200. Para la etapa de pulido se utilizó solución de alúmina de 3 μm . La velocidad de giro fue de 125 rpm y se empleó refrigeración por agua.

Una vez obtenido el acabado a espejo de la superficie a estudiar, se procedió al ataque de la misma. En el caso de los aceros inoxidable, el ataque ha sido electroquímico, inmersión en ácido oxálico al 10% en agua (10 g de ácido oxálico y 90 ml de agua destilada), y aplicación de un potencial de 10 V durante 4 segundos. En el caso del acero al carbono, el ataque ha sido químico con Nital al 2% (2ml HNO_3 y 98ml de etanol).

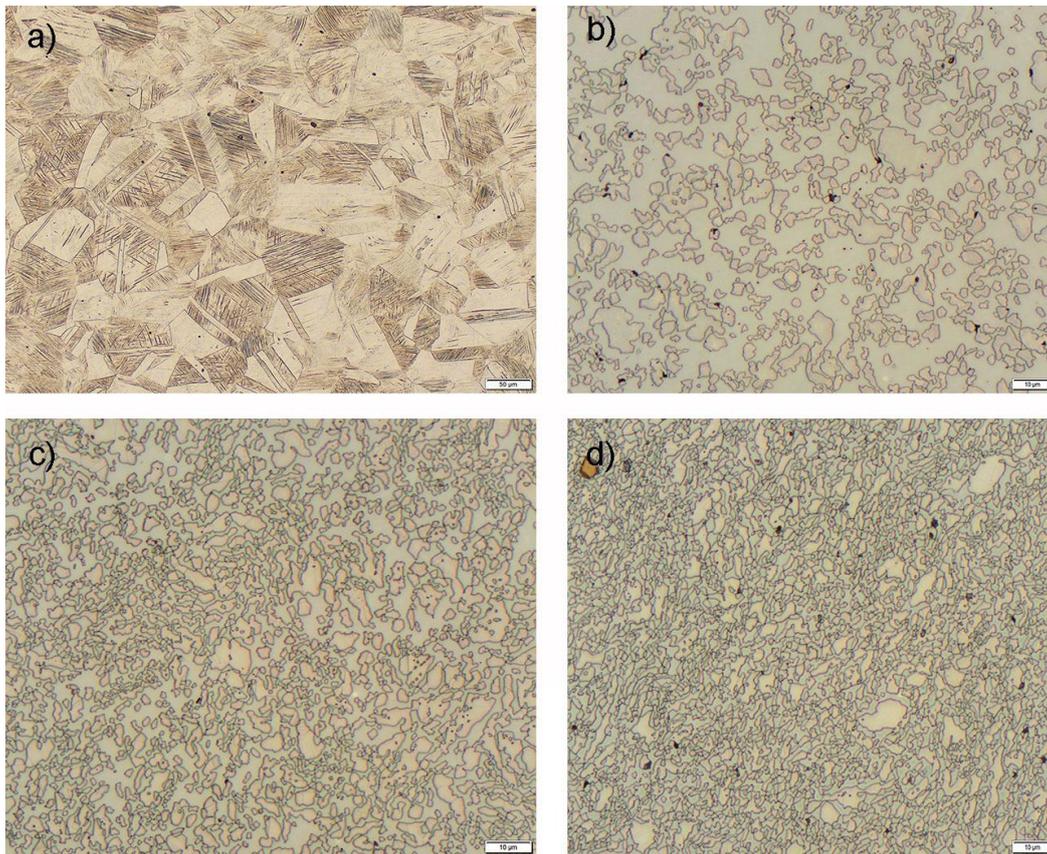


Figura 49. Micrografías de los aceros inoxidable: a) AISI 304 (x20), b) AISI 2001 c) AISI 2205 d) AISI 2304

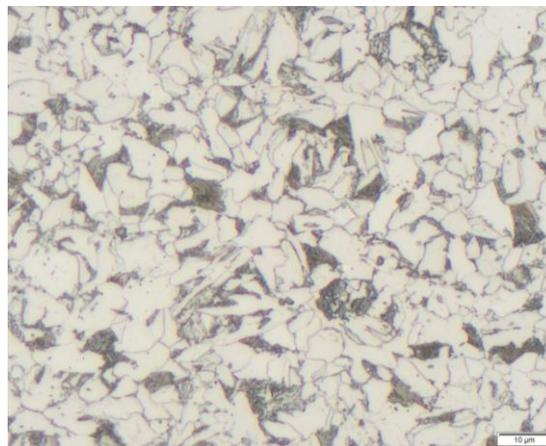


Figura 50. Micrografía del acero al carbono B500SD (x100).

En la *Figura 49a)* se pueden apreciar los granos monofásicos equiaxiales característicos de los aceros austeníticos. En la *Figura 49b), c) y d)* se aprecian dos fases (una oscura y otra clara) propias de los aceros dúplex. Las bandas oscuras corresponden a la fase ferrita (α) y los granos poligonales claros a la fase austenita (γ). En la *Figura 50* se muestra una microestructura, ferrítico-perlítica de grano muy fino, correspondiente a la microestructura del acero al carbono B500SD.

Cómo se puede apreciar existe una gran heterogeneidad microestructural entre las fases ferrita y austenita de los aceros inoxidables dúplex. Analizando la densidad

microestructural se aprecia cómo el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 muestra una estructura menos densa, lo que supone reducción de la fase austenítica por unidad de área. El acero dúplex AISI 2205 y el acero inoxidable lean dúplex AISI 2304 muestran un tamaño de grano muy parecido. Analizando los valores de níquel equivalente y de cromo equivalente calculados según las ecuaciones 16 y 17 del Capítulo 2 resumidos en la *Tabla 13* para los aceros inoxidables, el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 es el que menores valores muestra, corroborando la microestructura obtenida.

Tabla 13. Valores de níquel equivalente y cromo equivalente del acero inoxidable dúplex AISI 2205 y los aceros inoxidables lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001.

	AISI 2304	AISI 2001	AISI 2205
Ni _{equ.}	5,214	4,296	6,0468
Cr _{equ.}	23,565	21,265	26,051

3 CARACTERIZACIÓN MECÁNICA

Para la determinación de las propiedades mecánicas de los aceros objeto de estudio, se han realizado dos tipos de ensayos: ensayo de tracción hasta rotura y ensayo de dureza. Los ensayos de tracción se han realizado por duplicado y, los de dureza, por triplicado, tal y cómo se ha explicado detalladamente en el Capítulo 3.

A continuación se presentan los resultados obtenidos del ensayo a tracción y de dureza. De los resultados a tracción se definen las propiedades mecánicas y se realiza un análisis de ductilidad.

3.1 ENSAYO DE TRACCIÓN

El ensayo se ha llevado a cabo según la norma UNE-ISO 15630-1 [188]. La determinación del Módulo de Elasticidad se ha corroborado con el cálculo de mínimos cuadrados, propuesto por la norma UNE 36745 [187].

Para los ensayos se ha utilizado una máquina universal de ensayos de tracción de la marca SERVOSIS (ME 402 E) con 20 T de capacidad. Los datos fueron procesados con el software comercial Servosis (*Figura 51*).



Figura 51. Máquina universal de ensayos de tracción SERVOSIS (ME 402 E).

Para el cálculo de longitud de las muestras a ensayar se han seguido las especificaciones de la normativa UNE-EN-ISO15630 [188]. La normativa limita una longitud inicial entre puntos (L_0) y la longitud de calibrado (L_c). Ambas se obtienen a partir de la sección nominal (S_0) de la armadura según las ecuaciones 52 y 53 respectivamente.

$$L_0 = 5.65\sqrt{S_0} \quad (52)$$

$$L_c = L_0 + 2b, \text{ donde } b \geq \sqrt{S_0} \quad (53)$$

En la *Tabla 14* se resumen los valores utilizados para el ensayo específico. En la *Figura 52* se muestra una probeta en la máquina de tracción una vez finalizado en ensayo.

Tabla 14. Valores de los parámetros para definir la probeta de ensayo.

D [mm]	S_0 [mm ²]	b [mm]	L_0 [mm]
8	50,265	10	40



Figura 52. Muestra una vez terminado el ensayo de tracción.

Estas longitudes se han de marcar en la probeta, de tal manera que se asegure su integridad. Las muestras se han marcado con un rotulador indeleble. En la *Figura 53a)* se muestra esquemáticamente las dimensiones definidas en las *ecuaciones 52 y 53* y, en la *Figura 53b)* se muestran las probetas marcadas.

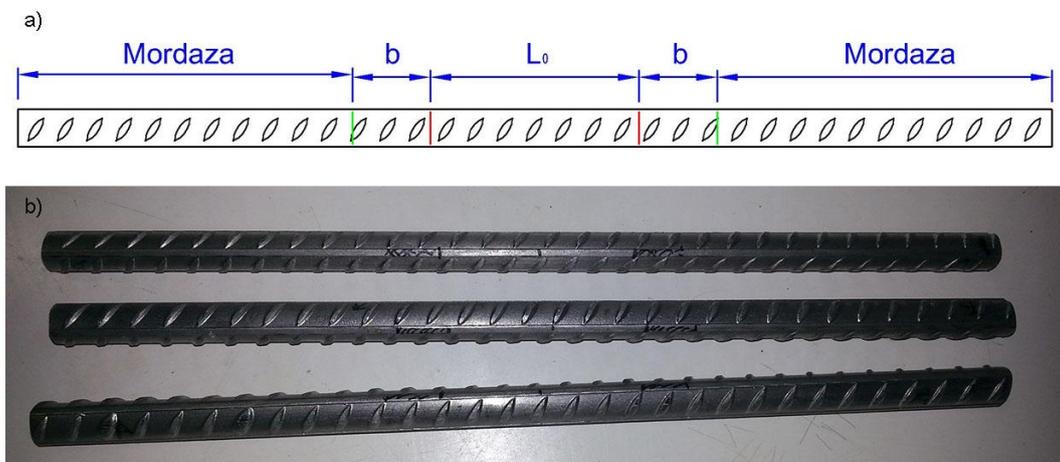


Figura 53. a) Esquema de las dimensiones que establece la normativa [188]. b) Muestras a ensayar marcadas según valores de Tabla 14.

Tras la preparación de las muestras se ha procedido al ensayo de tracción. A continuación se presentan las curvas de tensión-deformación obtenidas, y las propiedades mecánicas extraídas de las mismas.

Resultados de los ensayos de tracción

En la *Figura 54* se presentan las gráficas obtenidas, correspondientes al ensayo de tracción de los aceros estudiados: B500SD, AISI 2001, AISI 2205, AISI 2304 y AISI 304. De todas ellas, las armaduras de acero inoxidable dúplex AISI 2205 son las que mayor límite elástico tienen, lo que le permite mayor carga bajo deformación elástica. Sin embargo, atendiendo a la capacidad de deformación antes de la rotura, el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 es el que mayor capacidad de deformación tiene.

Los resultados mostrados en la *Figura 54* se han desglosado para cada tipo de acero. Así, de la *Figura 55* a la *Figura 59* se ha representado la curva de tensión-deformación de los aceros B500SD, AISI 2001, AISI 2205, AISI 2304 y AISI 304 respectivamente. En cada curva se ha señalado el límite elástico (f_y), la carga unitaria de rotura (f_s), la deformación bajo el límite de fluencia (ϵ_y) y la deformación total bajo carga máxima (A_{gt}). Todos estos valores se resumirán en la *Tabla 15*.

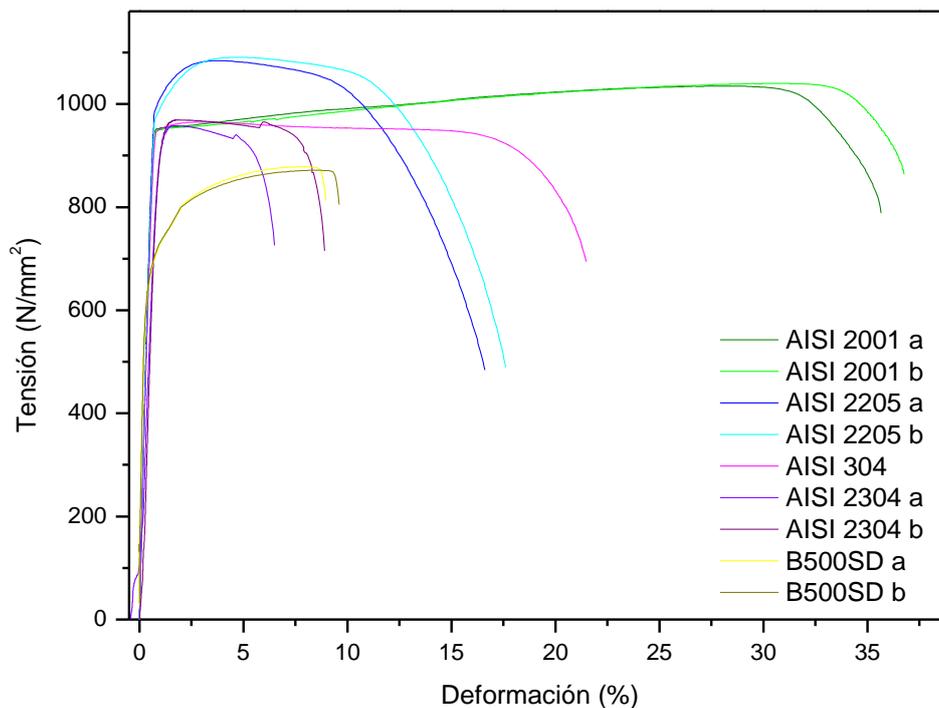


Figura 54. Diagrama tensión-deformación de los aceros empleados en los ensayos.

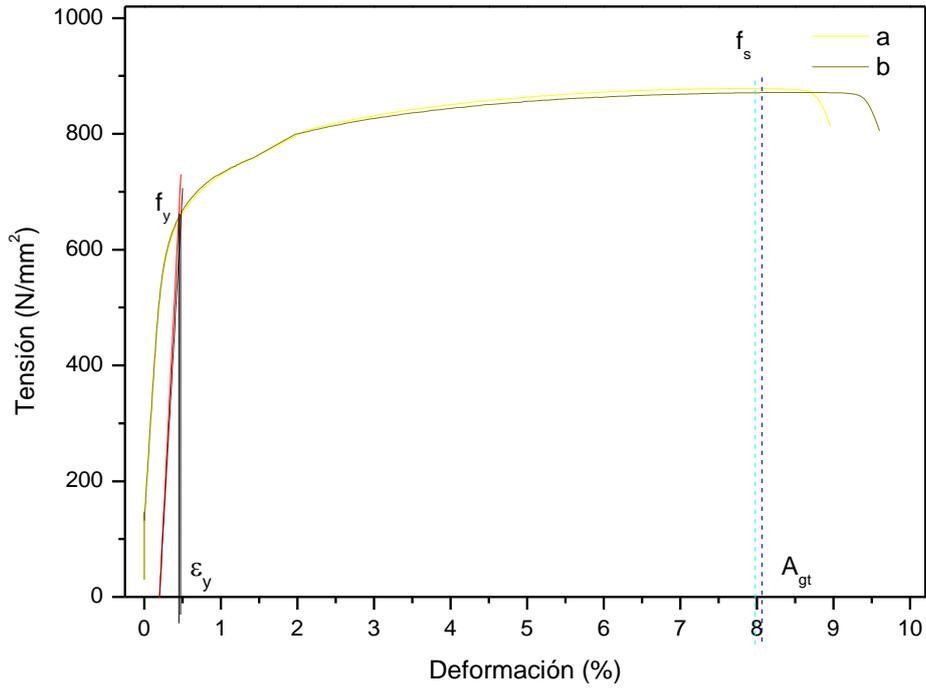


Figura 55. Diagrama tensión-deformación del acero al carbono B500SD.

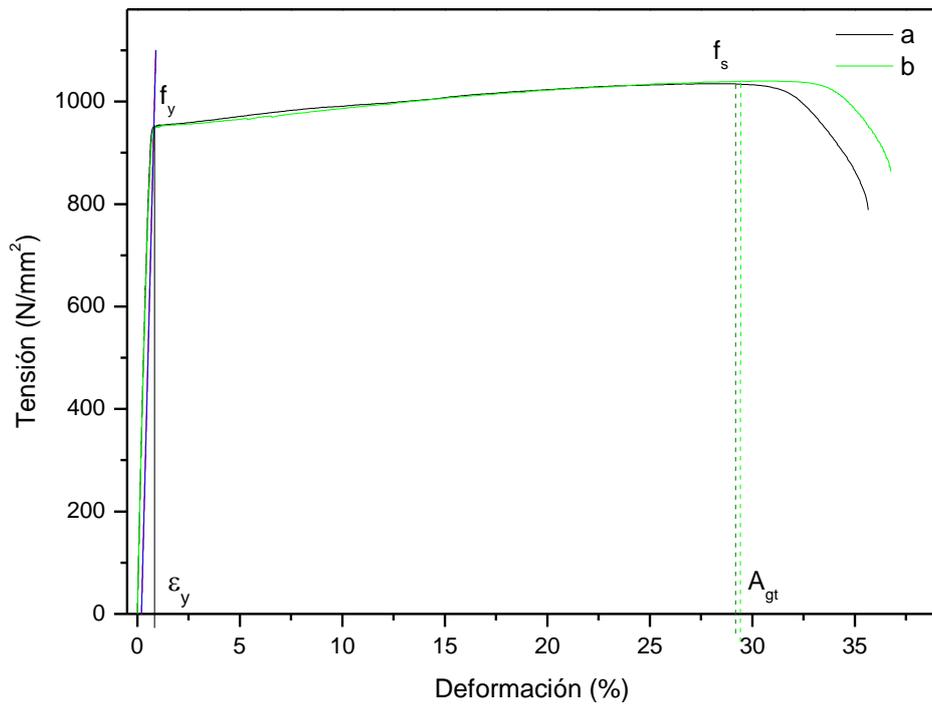


Figura 56. Diagrama tensión-deformación acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

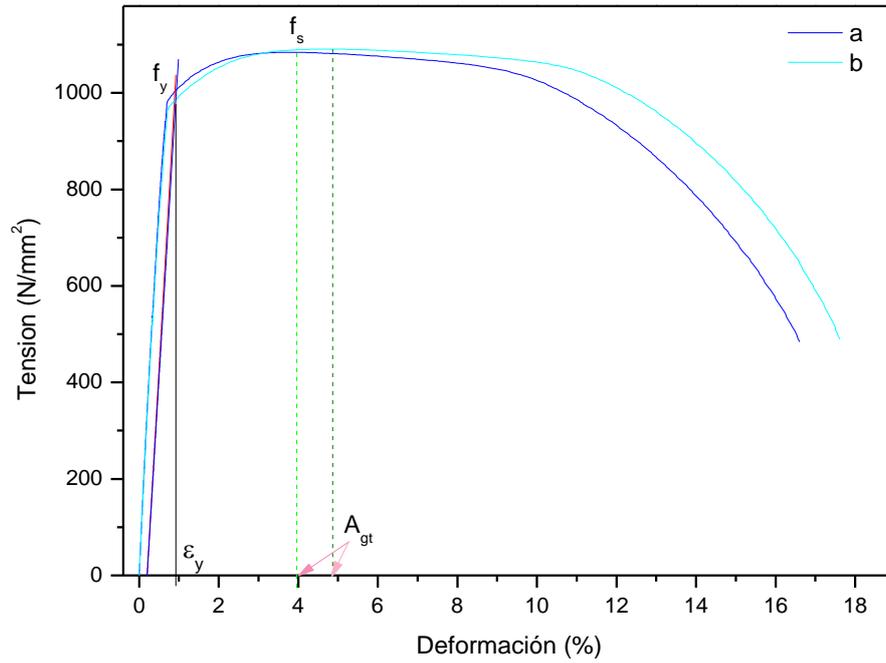


Figura 57. Diagrama tensión-deformación acero inoxidable dúplex AISI 2205.

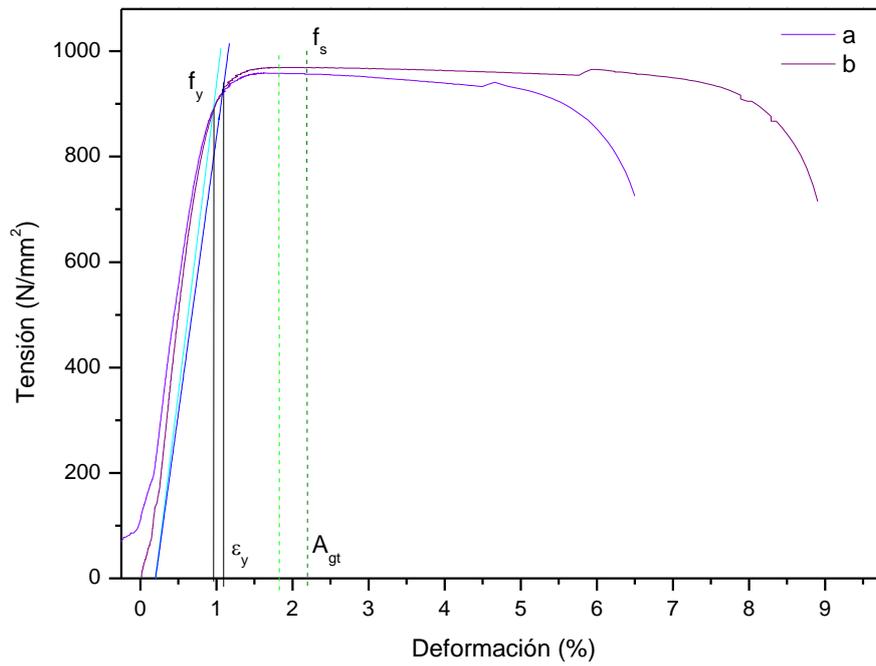


Figura 58. Diagrama tensión-deformación acero inoxidable lean dúplex AISI 2304.

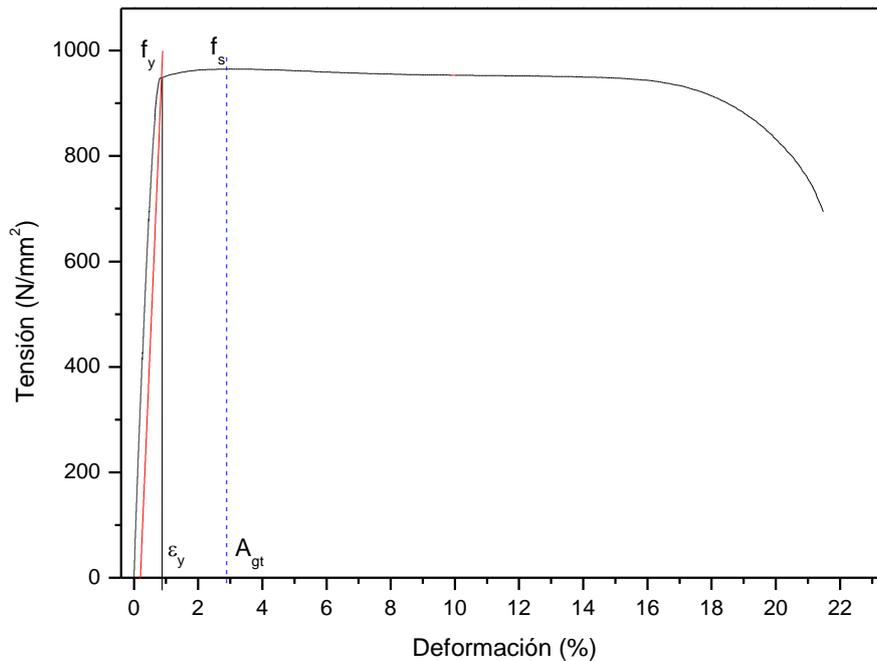


Figura 59. Diagrama tensión-deformación acero inoxidable austenítico AISI 304.

En la *Tabla 15* se muestran los valores de las propiedades mecánicas de los aceros empleados en el desarrollo de la Tesis Doctoral. Los valores que se muestran se han extraído de los datos presentados en las *Figura 55-Figura 59*. La nomenclatura empleada es la misma definida en el Capítulo 3, siguiendo la normativa UNE-EN ISO 6892-1 [189].

Tabla 15. Resultado de los ensayos de tracción de las armaduras.

Material	Muestra	Ø [mm]	f_s [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	E [N/mm ²]	ϵ_y [%]	A_g [%]	A_{gt} [%]
B500SD	A	8	878	648	260360	0,45	7,64	7,98
	B	8	871	663	233931	0,48	7,70	8,07
AISI 2001	A	8	1035	951	159852	0,79	28,28	27,63
	B	8	1040	946	155628	0,81	30,41	29,74
AISI 2205	A	8	1084	1004	143076	0,9	3,9	3,14
	B	8	1091	986	136295	0,92	5,41	4,61
AISI 2304	A	6	958	892	117242	0,96	1,00	1,82
	B	6	969	921	104585	1,08	1,27	2,19
AISI 304	B	8	965	948	143321	0,86	3	2,32

La EHE-08 [44] establece unos valores a adoptar para las siguientes propiedades, f_s , f_y , E a la hora de realizar el cálculo estructural de la estructura. En la *Tabla 16* se han resumido los valores establecidos para las armaduras de acero inoxidables con características especiales de ductilidad.

Tabla 16. Valores establecidos de f_s , f_y y E para el cálculo estructural según la EHE-08 [44].

	f_s [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	E [N/mm ²]
B 400 SD	400	480	200000
B 500 SD	500	575	200000

En la *Tabla 17* se resumen los valores promedio junto con las desviaciones típicas (σ_i) de las propiedades mecánicas que la EHE-08 [44] limita para el uso del acero como armadura de refuerzo.

Tabla 17. Valores medios y desviación típica de f_s , f_y , E , A_{gt} para el acero al carbono B500SD y los aceros inoxidables AISI 2001, AISI 2205, AISI 2304 Y AISI 304.

Material	\bar{f}_s [N/mm ²]	σ_{f_s}	\bar{f}_y [N/mm ²]	σ_{f_y}	\bar{E} [N/mm ²]	σ_E
B500SD	874,5	3,5	655,5	7,5	247145,5	13214,5
AISI 2001	1037,5	2,5	948,5	2,5	157740	2112
AISI 2205	1087,5	3,5	995	9	139685,5	3390,5
AISI 2304	963,5	5,5	906,5	14,5	110913,5	6328,5
AISI 304	965	0	948	0	143321	0

Analizando los valores medios resumidos en la *Tabla 17* con los límites establecidos en la *Tabla 16* para acero B500SD, se puede ver cómo los aceros inoxidables superan los límites tanto de f_y como de f_s . En cuanto al módulo de elasticidad, los aceros inoxidables no alcanzan los 200000 N/mm² que establece la EHE-08 [44].

El acero inoxidable AISI 2205 es el que mayor carga máxima de rotura presenta con un valor promedio de 1087 N/mm², un 117% superior, seguido por el acero inoxidable AISI 2001 con un límite elástico de 1037,5 N/mm², lo que supone un incremento respecto al fijado por la EHE-08 del 107%. Los aceros inoxidables AISI 304 y AISI 2304 son los que menor límite elástico tiene, ambos tienen un valor similar de 965 N/mm², lo cual es un 93% superior al límite.

En cuanto al límite elástico se refiere, los valores promedio entre los aceros inoxidables no son tan dispares: el que mayor límite elástico tiene entre los aceros inoxidables es el AISI 2205, con un valor de 995 N/mm², mientras que el que menor límite elástico tiene es el AISI 2304 con 906,5 N/mm², estos valores suponen entre un 99% y un 81% superior al límite establecido por la EHE-08.

En cuanto al módulo elástico, ninguno de los aceros inoxidables ensayados alcanza el valor fijado por la normativa. El acero AISI 2001 es el que mayor módulo elástico tiene siendo su valor promedio 157740 N/mm², un 21% inferior al fijado por la EHE-08 [44]. El acero inoxidable con menor módulo elástico es el AISI 2304, con un valor de 110913,5 N/mm², 44% inferior. Los valores obtenidos para el acero inoxidable

AISI 2205 y AISI 304 no distan demasiado del valor promedio obtenido para el AISI 2001 siendo sus valores promedios de un 30% y un 28% menor respectivamente.

El uso del acero inoxidable como armadura de refuerzo está sometido al cumplimiento de los requisitos establecidos para las armaduras de acero al carbono, que limita la capacidad resistente a los valores mostrados en la *Tabla 16*. Tras el análisis de los valores de f_s y f_y obtenidos para los aceros inoxidables AISI 2001, AISI 2205, AISI 2304 Y AISI 304, queda claro que no se aprovecha todo su potencial y que el desarrollo de una normativa específica para este tipo de armaduras permitiría aprovechar mejor sus propiedades mecánicas.

La mayor disparidad de resultados, atendiendo al valor de las desviaciones resumidas en la *Tabla 17*, se ha dado en el módulo elástico lo que deja de manifiesto la necesidad de un estudio mayor para fijar su valor promedio y poder ser la herramienta en la que se base una futura normativa.

Análisis de los valores de ductilidad

Esta propiedad informa de la capacidad de deformación plástica del material previo a su rotura, requisito fundamental que deben cumplir las armaduras. En la *Tabla 18* se han resumido los valores de los parámetros que identifican la ductilidad de los aceros empleados en este trabajo de Tesis Doctoral. Debido a la importancia que tienen ciertas propiedades mecánicas obtenidas en el ensayo de tracción y ya definidas en la *Tabla 15*, tales como f_s , f_y y A_{gt} , se han introducido también en la *Tabla 18*.

Tabla 18. Valores de los parámetros que definen el grado de ductilidad de los aceros B500SD, AISI 2001, AISI 2205, AISI2304 y AISI 304.

Material	Muestra	\varnothing [mm]	f_s [N/mm ²]	f_y [N/mm ²]	f_s/f_y	A_{gt} [%]
B500SD	A	8	878	648	1,34	7,98
	B	8	871	663	1,33	8,07
AISI 2001	A	8	1035	951	1,09	27,63
	B	8	1040	946	1,10	29,74
AISI 2205	A	8	1084	1004	1,08	3,14
	B	8	1091	986	1,11	4,61
AISI 2304	A	6	958	892	1,07	1,82
	B	6	969	921	1,04	2,19
AISI 304	B	8	965	948	1,02	2,32

En el Capítulo 3 se han resumido los límites de valores de la ductilidad de las diferentes normativas existentes. Si comparamos los valores obtenidos, con los límites de las normativas, resumidos en *Tabla 3-Tabla 8* del Capítulo 3, se puede comprobar que la única armadura que no cumple con los límites de ductilidad

mínimos, establecidos por las diferentes normativas analizadas, es la del acero inoxidable austenítico AISI 304.

Analizando de forma pormenorizada y comparativa los valores del acero AISI 304, prestando atención a sus valores del límite elástico y de carga unitaria de rotura, cabe destacar que superan el límite establecido por las diferentes normativas; ahora bien, los valores obtenidos de la relación f_s/f_y y de A_{gt} no alcanzan el mínimo establecido por las normativas europeas [44, 96, 192, 193], aunque sí por la normativa japonesa [195] para los aceros de ductilidad normal. El valor obtenido de f_s/f_y para el AISI 304 es de 1,02, un 3% inferior al límite establecido por las diferentes normativas europeas EHE-08, Eurocódigo 2, Eurocódigo 8 y el código CEB-FIP [44, 96, 192, 193] para aceros de ductilidad normal, y un 7% inferior si consideramos los valores de la normativa británica BS 6744 [41].

En cuanto a los límites establecidos para A_{gt} , el valor obtenido para AISI 304 es de 2,32%, apenas un 7% inferior a los valores establecidos por el Eurocódigo 2 [192] y el código CEB-FIP [96], y un 54% inferior al límite establecido por la EHE-08 [44], Eurocódigo 8 [193] y la normativa BS 6744 [41]. La comparación de los resultados se ha realizado con las exigencias mínimas de ductilidad de las diferentes normativas y, aunque el valor de f_s/f_y es ligeramente inferior respecto a los límites mínimos de las diferentes normativas, A_{gt} es muy inferior a los límites para las normativas EHE-08 [41], Eurocódigo 8 [193] y la normativa BS 6744 [44], lo cual no permiten su uso. Sin embargo, según Eurocódigo 2 [192] y el código CEB-FIP [96], la diferencia apenas es del 7%, pudiéndose utilizar en zona geográfica no sísmica.

En las armaduras de acero al carbono de ductilidad especial B500SD, los valores obtenidos de f_s/f_y ha sido de 1,34 y 1,33, lo que conlleva un valor promedio de 1,335 con una desviación de 0,005. Los valores obtenidos para la variable A_{gt} han sido 7,98% y 8,07%, lo que supone un valor promedio de 8,025% con una desviación de 0,045. Comparando los resultados obtenidos con los que se muestran en las *Tabla 3-Tabla 8* del Capítulo 3, se puede comprobar que cumple con los límites establecidos para aceros de ductilidad especial.

Para las armaduras de acero inoxidable lean dúplex AISI 2001, los valores obtenidos de f_s/f_y son 1,09 y 1,1, lo que conlleva un valor promedio de 1,095 con una desviación de 0,005. Los valores obtenidos para la variable A_{gt} han sido, 27,63% y 29,74%, lo que supone un valor promedio de 28,685% con una desviación de 1,055. Comparando y analizando los resultados obtenidos con los que se muestran en las *Tabla 3-Tabla 8* del Capítulo 3, para el acero inoxidable AISI 2001 se obtienen las siguientes conclusiones:

- Las armaduras no cumple con los límites de f_s/f_y establecidos para aceros de ductilidad especial por la EHE-08 [44] pero sí con los de A_{gt} , pero ambos parámetros se encuentran dentro de las exigencias para aceros soldables.

- Atendiendo al Eurocódigo 2 [192], ambos parámetros se encuentran dentro de los límites, tanto para aceros de ductilidad norma, que son $A_{gt} > 2,5\%$ y $f_s/f_y > 1,05$ como especial, $A_{gt} > 5\%$ y $f_s/f_y > 1,08$.
- En lo que respecta al Eurocódigo 8 [193], los dos parámetros cumplen con las exigencias para aceros de ductilidad CDL, sin embargo para ductilidad CDM y CDH no se cumplen condiciones de f_s/f_y .
- Analizando la normativa británica BS 6744 [41], los valores de f_s/f_y se encuentran próximos al límite, ya que exige un mínimo de 1,1. En cuanto a los valores de A_{gt} está dentro de lo exigido.
- Según el código CEB-FIP [96], cumple las características para la ductilidad de clase A y B, pero no con los límites de f_s/f_y para las clases de ductilidad C y D.
- Según la normativa japonesa JIS G3112 [195], cumple los límites para clases de ductilidad A y B pero la relación f_s/f_y , en este caso, tampoco cumple para las clases de ductilidad C y D.

Para las armaduras de acero inoxidable lean dúplex AISI 2205, los valores obtenidos de f_s/f_y son 1,08 y 1,11, lo que conlleva un valor promedio de 1,095 con una desviación de 0,015. Los valores obtenidos para la variable A_{gt} han sido 3,14% y 4,61%, lo que supone un valor promedio de 3,875% con una desviación de 0,735. Comparando los resultados obtenidos con los que se muestran en las *Tabla 3-Tabla 8* del Capítulo 3, para el acero inoxidable AISI 2205 se obtienen las siguientes conclusiones:

- Las armaduras no cumple con los valores de límites de f_s/f_y ni de A_{gt} establecidos para aceros de ductilidad especial por la EHE-08 [44]. En cuanto a los límites de ductilidad normal se refiere, no cumple con los establecidos para A_{gt} ya que exige un mínimo del 5%.
- Atendiendo al Eurocódigo 2 [192], ambos parámetros se encuentran dentro de los límites, tanto para aceros de ductilidad normal como especial.
- En lo que respecta al Eurocódigo 8 [193], los dos parámetros cumplen con las exigencias para aceros de ductilidad CDL, sin embargo para ductilidad CDM y CDH no se cumplen con ninguna de las condiciones.
- Analizando la normativa británica BS 6744 [41], los valores de f_s/f_y se encuentran muy próximos al límite, ya que exige un mínimo de 1,1. En cuanto a los valores de A_{gt} una de ellas se encuentra notablemente aleja mientras que la otra se sitúa un poco por debajo siendo el mínimo exigido de 5% y el valor obtenido es de 4,61%. Los resultados obtenido suponen una reducción, considerando el menor valor de los obtenidos, de apenas un 2% en f_s/f_y y de apenas un 8% en A_{gt} .
- Según el código CEB-FIP [96], cumple las características para la ductilidad de clase A aunque no cumple con el límite de A_{gt} para ductilidad clase B. En cuanto a las clases de ductilidad C y D, no se cumple los requisitos de ninguno de los parámetros.

- Según la normativa japonesa JIS G3112 [195], cumple los límites para la clase de ductilidad A pero para la clase de ductilidad B el valor A_{gt} es sutilmente inferior al límite siendo éste de 5%, para las clases de ductilidad C y D no se cumplen ninguno de los requisitos.

Para las armaduras de acero inoxidable lean dúplex AISI 2304, los valores obtenidos de f_s/f_y son 1,07 y 1,04, lo que conlleva un valor promedio de 1,055 con una desviación de 0,015. Los valores obtenidos para la variable A_{gt} han sido 1,82% y 2,19%, lo que supone un valor promedio de 2,005% con una desviación de 0,185. Comparando los resultados obtenidos con los que se muestran en las *Tabla 3-Tabla 8* del Capítulo 3, para el acero inoxidable AISI 2304 se obtienen las siguientes conclusiones:

- Las armaduras no cumple con los límites de f_s/f_y ni de A_{gt} establecidos para aceros de ductilidad normal por la EHE-08 [44], cuanto menos con los de ductilidad especial.
- Atendiendo al Eurocódigo 2 [192], se podría considerar que ambos parámetros se encuentran dentro de los límites de ductilidad normal, pero muy alejados de los de ductilidad especial.
- En lo que respecta al Eurocódigo 8 [193], solo una de las barras se podría decir que cumple con los límites de f_s/f_y para ductilidad normal ya que es de 1,08. El resto de los parámetros distan de los límites tanto para ductilidad normal como para ductilidad especial.
- Analizando la normativa británica BS 6744 [41], las armaduras de acero inoxidable dúplex AISI 2304 no cumple con ninguna de las limitaciones. Según el código CEB-FIP [96] cumple las características para la ductilidad de clase A aunque muy al límite pero no cumple ninguno de los límites para el resto de clases de ductilidad.
- Según la normativa japonesa JIS G3112 [195], cumple los límites para la clase de ductilidad A, para el caso de clase de ductilidad B, se podría considerar que únicamente cumple una de las armaduras el límite f_s/f_y ya que es de 1,08, para las clases de ductilidad C y D no se cumplen ninguno de los requisitos.

En la *Tabla 19* se han resumido los valores medio y la desviación típica de los parámetros de ductilidad analizados.

A partir de la *Tabla 19*, en la *Tabla 20* se han resumido los resultados de ductilidad obtenidos para el acero al carbono B500SD, y los aceros inoxidables objeto de estudio AISI 304, AISI 2001, AISI 2205 y AISI 2304. En ella se han identificado las características que cumplen y no cumplen con la ductilidad en función de la norma y del tipo de ductilidad teniendo en cuenta los valores medios calculados en la *Tabla 19*

Tabla 19. Resumen de los valores medios y desviación típica de los parámetros de ductilidad de los aceros B500SD, AISI 304, AISI 2001, AISI 2205 y AISI 2304.

Material	$\overline{f_s/f_y}$	σ_{f_s/f_y}	$\overline{A_{gt}}$ [%]	$\sigma_{A_{gt}}$
B500SD	1,335	0,005	8,025	0,045
AISI 304	1,02	-	2,32	-
AISI 2001	1,095	0,005	28,685	1,055
AISI 2205	1,095	0,015	3,875	0,735
AISI 2304	1,055	0,015	2,005	0,185

Tabla 20. Resumen del cumplimiento normativo de ductilidad de los aceros B500SD, AISI 304, AISI 2001, AISI 2205 y AISI 2304.

Norma	Clase de ductilidad	f_s/f_y	ϵ_{max} [%]	B500SD		AISI 304		AISI 2001		AISI 2205		AISI 2304	
				f_s/f_y	ϵ_{max}								
EC2	Ductilidad normal	>1,05	>2,5	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✗
	Ductilidad especial	>1,08	>5	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✓	✗	✗	✗
EC 8	CDL	>1,08	>5	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✓	✗	✗	✗
	CDM	1,15-1,35	≥6	✓	✓	✗	✗	✗	✓	✗	✗	✗	✗
	CDH	1,2-1,35	≥9	✓	✓	✗	✗	✗	✓	✗	✗	✗	✗
CEB-FIP Model Code	A	≥1,05	≥2,5	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✗
	B	≥1,08	≥5	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✓	✗	✗	✗
	C	1,15-1,35	≥7,5	✓	✓	✗	✗	✗	✓	✗	✓	✗	✗
	D	1,25-1,45	≥8	✓	✓	✗	✗	✗	✓	✗	✓	✗	✗
BS 6744		≥1,1	≥5	✓	✓	✗	✗	✗	✓	✗	✓	✗	✗
JIS G3112	A	1,02	2	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓
	B	1,08	5	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✗	✗
	C	1,15	7	✓	✓	✗	✗	✗	✓	✗	✓	✗	✗
	D	1,25	8	✓	✓	✗	✗	✗	✓	✗	✓	✗	✗

En la *Tabla 20* se aprecia un elevado porcentaje de casos en los que no se cumple la menos una de las propiedades. En ocasiones la diferencia entre el valor obtenido y el valor mínimo que fija la normativa es muy baja, por lo que se debería analizar de nuevo los factores de seguridad.

3.2 ENSAYO DE DUREZA

Los ensayos de dureza se han realizado sobre barra de Ø8 mm en el caso de AISI 304, AISI 2001 y AISI 2205, y sobre barra de Ø6 mm en el caso de AISI 2304.

Para los ensayos de dureza se ha empleado una máquina de la marca HOYTON, Super Rockwell-Duplex-713-SR. Las cargas, en kg, de la máquina son 10/60/100/150/150. En función del material a estudiar hay dos métodos de ensayo, normal o superficial en función de la fuerza ejercida por el indentador [196]. Para los aceros estudiados, se ha usando la escala de dureza Rockwell A, HRA, con una carga de 60 kg.

En la *Tabla 21* se muestra los valores obtenidos HRA y su conversión a dureza Vickers (HV) y la dureza Brinell (HB), según normas: UNE-EN ISO 18265 [244], UNE-EN ISO 6507 [245], UNE-EN ISO 6506 [246] y UNE-EN ISO 6508 [196]. Siendo los valores correspondientes a x_i los de las mediciones HRA y sus correspondientes conversiones, los valores de \bar{x} son el valor medio correspondiente a cada material y de cada dureza y su desviación típica se ha identificado con el símbolo σ .

Tabla 21. Dureza de los materiales obtenidos según diferentes escalas.

Material	HRA			HB			HV		
	x_i	\bar{x}	σ	x_i	\bar{x}	σ	x_i	\bar{x}	σ
AISI 2001	61			245			240		
	63	62,67	1,25	268	262,67	12,81	261	257,33	12,92
	64			275			271		
AISI 2205	67			320			313		
	67	66,67	0,47	320	315,00	7,07	313	309,00	5,66
	66			305			301		
AISI 2304	68			340			336		
	69	69,33	1,25	351	355,00	14,17	345	350,33	14,38
	71			374			370		
AISI 304	63			268			261		
	66	65,33	1,70	305	297,67	21,85	301	291,67	22,23
	67			320			313		

En la *Figura 60* se muestran los valores de dureza promedio, junto con la desviación típica, de los aceros inoxidables AISI 2001, AISI 2205, AISI 2304 y AISI 304. En la *Figura 60a)* se muestran los valores correspondientes a HRA, que tal y como se puede apreciar, todos ellos son muy similares. En la *Figura 60b)* se han resumido los valores de HV, que marcan diferencias notables.

Atendiendo a los valores promedio de HV, entre los aceros inoxidables dúplex, el que mayor dureza muestra es el acero inoxidable lean dúplex AISI 2304, un 36% más que el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 cuyo valor es el menor de todos.

Si comparamos los valores con el acero austenítico AISI 304, el acero inoxidable AISI 2304 tiene un 20% más elevado de dureza seguido por el acero inoxidable AISI 2205 con un aumento del 6% y por último, se situaría el acero inoxidable AISI 2001 con un 11% menos.

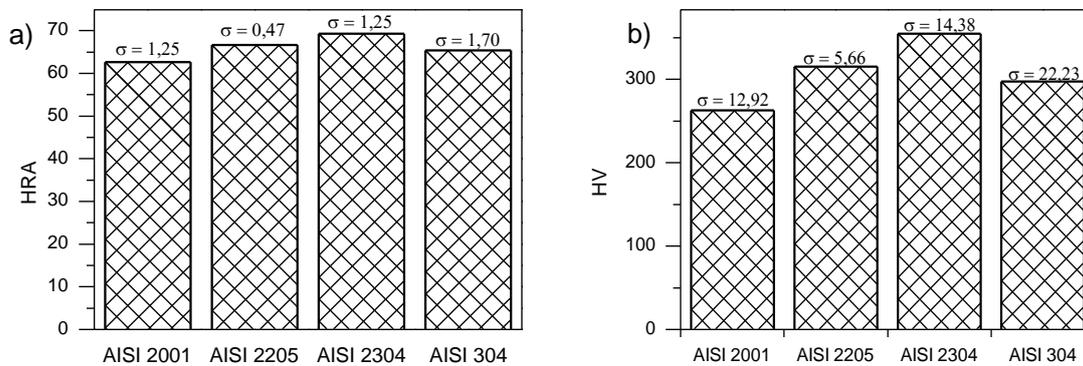


Figura 60. Valores de dureza promedio y su desviación de los aceros AISI 2001, AISI 2205, AISI2304 y AISI 304. a) HRA y b) HV.

Una vez analizadas las propiedades mecánicas de los diferentes aceros, se va analizar el comportamiento de estos aceros a corrosión bajo tensión en las diferentes situaciones de ensayo ya explicadas.

4 CORROSIÓN BAJO TENSIÓN DE ARMADURAS EN SOLUCIÓN SIMULADA DE POROS DE HORMIGÓN CON CLORUROS A TRACCIÓN PURA

En los ensayos de corrosión bajo tensión (CBT), se han sometido a tracción pura un acero inoxidable dúplex AISI 2205 y otro acero inoxidable lean dúplex AISI 2001, cargando ambas hasta una tensión equivalente al límite de diseño que fija la EHE 08 [44]. Como electrolito se ha utilizado una disolución simulada de poros de hormigón (Ca(OH)_2 saturada) con un pH inicial de 13 que con el transcurso del ensayo ha descendido, a la cual se le ha añadido cloruros al 8% [31, 36, 74, 247]. En la *Tabla 22* se resumen las cargas aplicadas para cada acero en función de su límite elástico. Las cargas se aplican mediante la colocación de una cantidad específica de discos de 9,95Kg/unidad en el extremo de brazo de palanca, definido en el Capítulo 4.

Los ensayos de han realizado por duplicado, para asegurar una reproducibilidad de los mismos.

Tabla 22. Resumen de cargas aplicadas en las barras a tracción pura.

Acero	Muestra	f_y [N/mm ²]	Nº discos	Carga [Kg]	f [N/mm ²]	f_y/f
AISI 2001	A	951	7	1604	785	1,21
	B	946	7	1604	785	1,20
AISI 2205	A	1004	8	1803	882	1,14
	B	986	8	1803	882	1,12

A continuación se van a exponer los resultados obtenidos con las diferentes técnicas electroquímicas y el análisis de los mismos. Al mismo tiempo se detallará el grado de corrosión experimentado por las armaduras tras los ensayos de corrosión bajo tensión.

4.1 RESISTENCIA DE POLARIZACIÓN LINEAL (LPR)

La primera barrera protectora del acero embebido en el hormigón es el propio recubrimiento de hormigón. Un factor muy importante para garantizar la pasividad de la armadura es el pH del recubrimiento de hormigón, pues debe ser superior a 11.

El hormigón es un material alcalino el cual, en ausencia de carbonatación, posee un pH cuyo valor ronda el 13; esta propiedad sitúa a la armadura en un estado de pasividad y, por lo tanto, libre de corrosión, tal y cómo se aprecia en el diagrama de Pourbaix (*Figura 8*). Sin embargo, la presencia de CO₂ daña el hormigón desencadenando el proceso de carbonatación, fenómeno ampliamente estudiado y que se ha detallado en el Capítulo 1. Como consecuencia, se produce un descenso del pH a valores próximos a 9 o inferiores, dejando la armadura desprotegida.

Dada la importancia del pH en el proceso de corrosión, en la *Figura 61* se han representado tanto los valores de E_{corr} como del pH en función del tiempo de ensayo para los dos aceros objeto de estudio con esta técnica: AISI 2001 y AISI 2205. Se puede apreciar cómo varía el potencial en circuito abierto con el pH. El día 36, tal y cómo se señala en la *Figura 61* con una línea roja vertical, en ambos aceros se aprecia un descenso del E_{corr} . En el caso del acero AISI 2001 el salto ha sido de 215 mV, mientras que en el AISI 2205 el salto apenas ha sido de 50 mV. Este descenso coincide con una disminución del valor del pH hasta valores inferiores a 9 sobrepasando, de esta manera, el límite de carbonatación, y eliminando la protección que ejerce el hormigón sobre la armadura y aumentando la corrosión de los aceros. Una vez carbonatado el hormigón, el pH se estabiliza en un valor medio de 6,5.

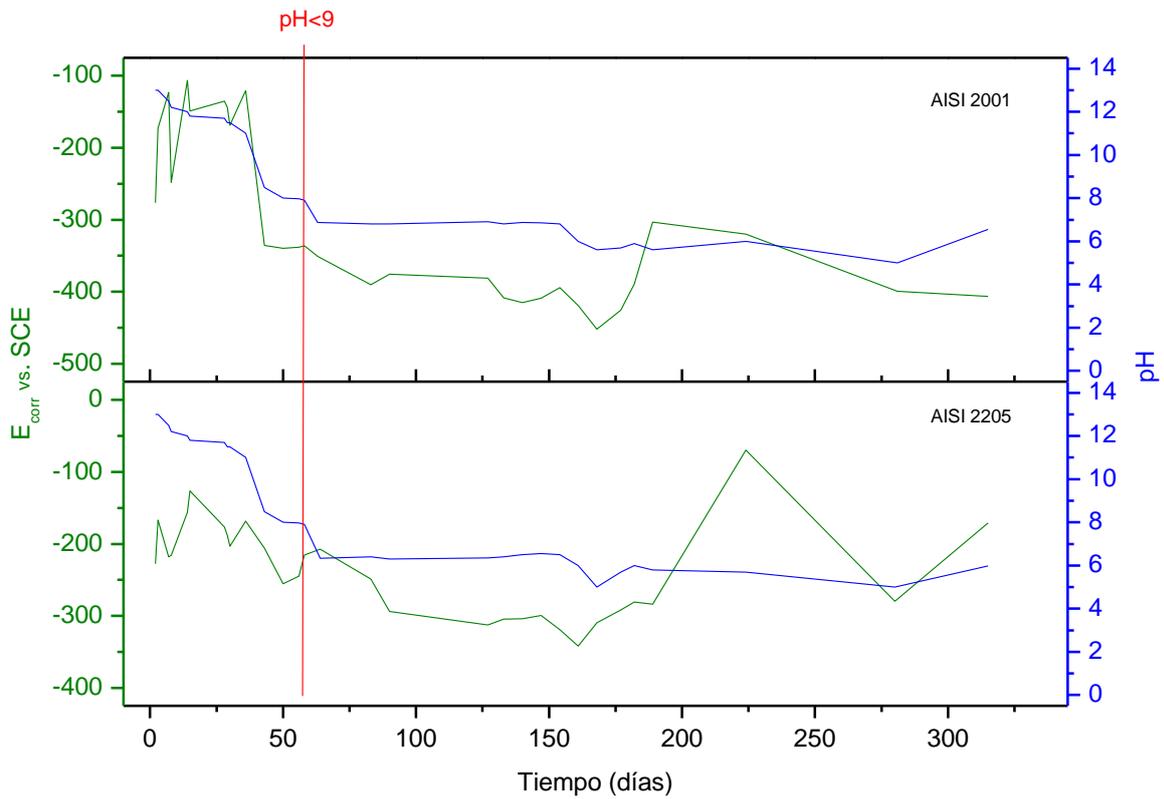


Figura 61. Evolución de E_{corr} y de pH según el periodo de exposición.

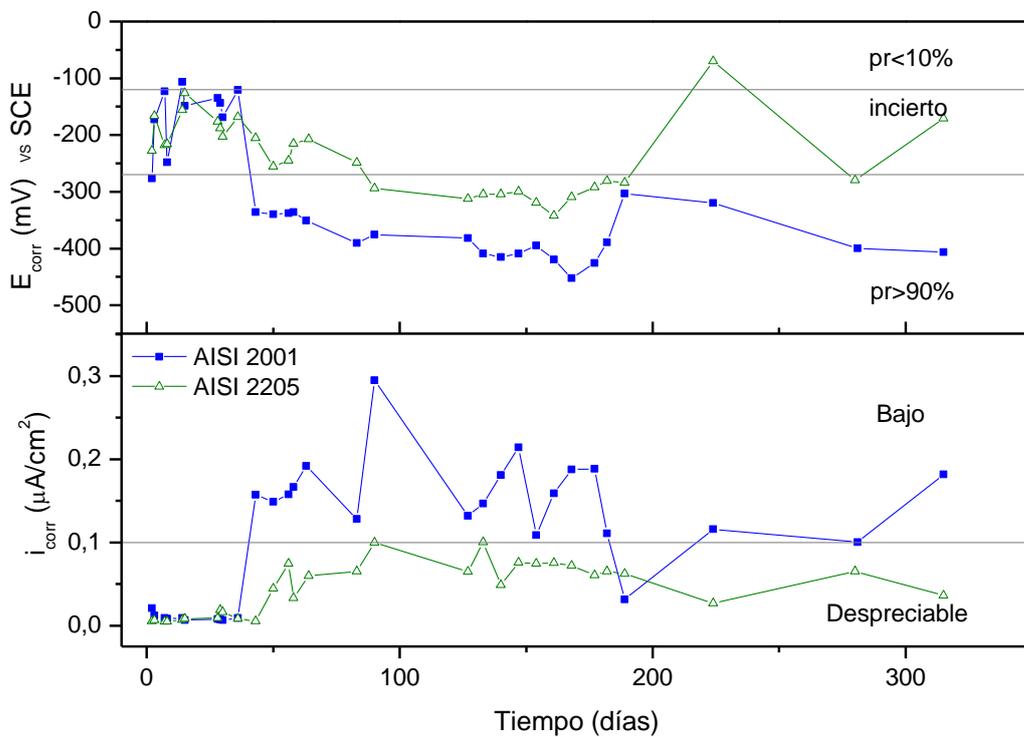


Figura 62. Evolución de E_{corr} , e i_{corr} con el tiempo, para los aceros inoxidables AISI 2205 y AISI 2001, sometidos a tracción en solución simulada de poros de hormigón con un 8% Cl^- , ensayo LPR.

En la *Figura 62* se resumen los datos de potencial en circuito abierto o potencial de corrosión (E_{corr}) y densidad de corriente de corrosión (i_{corr}) obtenidos de las medidas de resistencia de polarización lineal realizadas (LPR Lineal Polarization Resistance). Las armaduras se mantuvieron simultáneamente bajo las sollicitaciones definidas en la *Tabla 22*, e inmersas en solución simulada de poros de hormigón con un 8% de cloruros durante 315 días sin interrupción.

Observando con detalle la *Figura 62*, se aprecia una menor susceptibilidad frente a corrosión bajo tensión para el acero inoxidable dúplex AISI 2205. Sin embargo, el nivel de corrosión del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 no muestra valores excesivos de corrosión, atendiendo a los valores de i_{corr} mostrados en las *Figura 62b*), sitúan al acero inoxidable AISI 2001 en un nivel bajo de corrosión.

Globalmente, se puede apreciar cómo en un primer momento, tiempos hasta 36 días, las armaduras se sitúan en el rango de probabilidad de corrosión incierta, mientras que los valores de i_{corr} sitúan a las armaduras en un nivel de corrosión despreciable al ser éstos menores de $0,1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$.

Transcurridos 36 días, se aprecia una elevación de los valores de E_{corr} e i_{corr} , coincidiendo con un descenso repentino del pH, de un 13 inicial a un 7. El salto sufrido por E_{corr} y por i_{corr} es más acusado en el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 que en el acero inoxidable AISI 2205.

En el caso del acero inoxidable AISI 2001, E_{corr} desciende bruscamente obteniéndose valores inferiores a -270 mV vs SCE situándose así el acero inoxidable AISI 2001 en el rango de probabilidad de corrosión superior al 90%, mientras que los valores de i_{corr} aumentan hasta situarse en un nivel de corrosión bajo, registrándose valores de i_{corr} superiores a $0,1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ siendo el valor máximo registrado de $0,295 \mu\text{A}/\text{cm}^2$.

En el caso del acero inoxidable AISI 2205 el salto en los valores de E_{corr} e i_{corr} es menos acusado que en el acero inoxidable AISI 2001. Aunque los valores de E_{corr} disminuyen registrándose valores inferiores a -270 mV vs SCE y así sobrepasar el límite de probabilidad de corrosión superior al 90%, los valores obtenidos se sitúan muy cerca de éste oscilando entre probabilidad de corrosión incierta y superior al 90%. El valor de i_{corr} aumenta hasta situarse cerca de $0,1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$, límite entre nivel despreciable de corrosión y nivel bajo de corrosión, pero sin superarlo, siendo el máximo valor de i_{corr} registrado para en acero inoxidable AISI 2205 de $0,1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$.

Prestando atención a la evolución de la densidad de corriente de corrosión con el tiempo, se han extraído los máximos valores para ambos aceros, siendo, tal y como se ha comentado anteriormente, $0,295 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ y $0,1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ para el AISI 2001 y AISI 2205 respectivamente. Esto indica un aumento de un factor de 3 en el acero inoxidable lean dúplex frente al del acero inoxidable dúplex; sin embargo ambos valores se sitúan lejos del límite de alto nivel de corrosión, que es $1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$.

Los límites de potencial de corrosión establecidos en la *Figura 62a)* definidos en la UNE 112083 [210] informan sobre la probabilidad de corrosión, mientras que los límites de densidad de intensidad de corrosión fijados en la *Figura 62b)* definidos por la UNE112072 [43] identifican el nivel de corrosión que sufre el acero.

Analizando la información aportada por ámbos parámetros para los aceros inoxidables AISI 2205 y AISI 2001, se pueden observar las siguientes contradicciones:

- En el caso del acero inoxidable AISI 2205, los valores de E_{corr} registrados oscilan alrededor del límite de probabilidad de corrosión incierta y probabilidad de corrosión superior al 90%, sin embargo los valores de i_{corr} resgistrados indican un nivel de corrosión despreciable durante todo el ensayo.
- Atendiendo a los valores obtenidos para el acero inoxidable AISI 2001, los registros de E_{corr} , inicialmente, se encuentran dentro del límite de probabilidad de corrosión incierta, pero transcurridos 36 días el pH desciende de valores entorno a 13 a inferiores a 9 y con ello los valores de E_{corr} , manteniden la armadura en el rango de probabilidad de corrosión superior al 90% durante el resto del ensayo. Al contrario, los valores de i_{corr} , durante el periodo en el que el pH es superior a 9, registran un nivel despreciable de corrosión para luego aumentar y mantenerse durante el resto del ensayo en un nivel bajo de corrosión.

Por lo tanto, un análisis preliminar de la corrosión basándose en la interpretación del potencial en circuito abierto pudiera dar lugar a conclusiones erróneas.

La determinación del potencial de corrosión de circuito abierto es un estudio sencillo para el estudio preliminar de corrosión. Tanto la UNE 112083 [210] como la ASTM-C 876 [211] establecen límites para determinar la probabilidad de corrosión. Estos límites se han establecido para las armaduras de acero al carbono B500SD, que, a la vista de las contradicciones entre los valores obtenidos de E_{corr} y de i_{corr} para ambos aceros inoxidables, no son referencia para un análisis preliminar del estado de corrosión de armaduras de acero inoxidable. Dejando de manifiesto la necesidad de una normativa específica que establezca los límites de E_{corr} para los aceros inoxidables.

Tal y cómo se ha dicho en el apartado anterior, con la intención de realizar un estudio comparativo, paralelamente se evaluó la resistencia de corrosión bajo tensión de armadura de acero al carbono B500SD; en esta ocasión el contenido de cloruros utilizado ha sido del 3,5% cargando la armadura al 85% de su límite elástico. Para el ensayo de las armaduras de acero al carbono se diseñó un dispositivo nuevo que permite una mayor repetitividad, eso hizo que el ensayo se pusiera en marcha transcurridos 128 días desde la puesta en marcha del ensayo de las armaduras de acero inoxidable.

En la *Figura 63* se resumen conjuntamente los valores de densidad de corrosión del acero al carbono B500SD y de los aceros inoxidable dúplex AISI 2205 y lean dúplex AISI 2001. Desde un primer momento se aprecia la gran diferencia que hay entre la densidad de corrosión del acero al carbono B500SD y ambos aceros inoxidable. Inicialmente el valor de i_{corr} del acero al carbono B500SD es de $6 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ para seguir aumentando hasta alcanzar un valor máximo de $120 \mu\text{A}/\text{cm}^2$. Esto sitúa a las armaduras de acero al carbono B500SD en un nivel fuerte de corrosión desde un primer momento por superar $1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$.

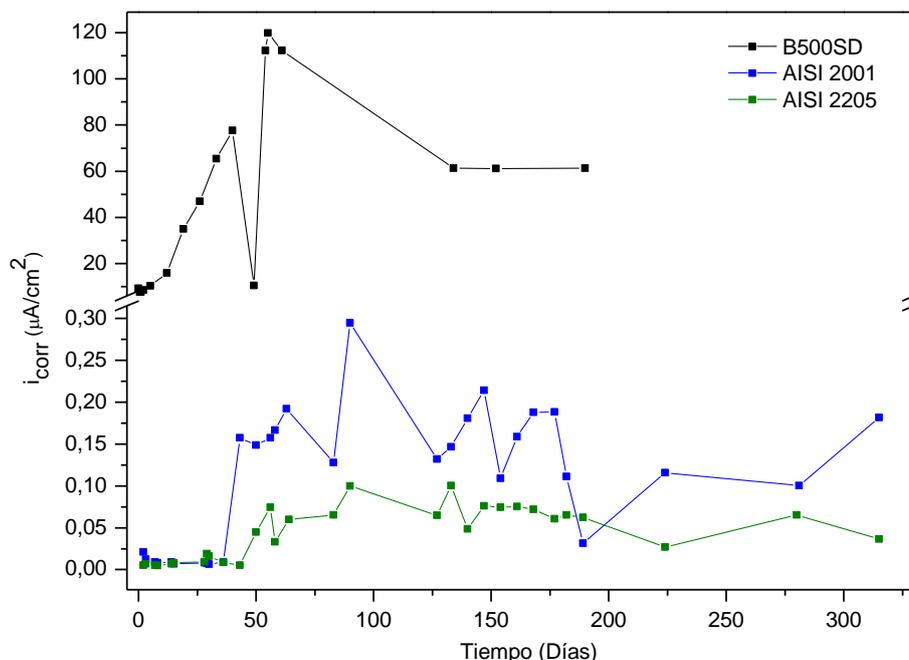


Figura 63. Valores de densidad de corrosión del acero al carbono B500SD (al 85% de su límite elástico y con un 3,5% de Cl^-) y de los aceros inoxidable dúplex AISI 2205 y lean dúplex AISI 2001 B500SD (al 85% de su límite elástico y con un 8% de Cl^-).

Considerando la *ecuación 35* del Capítulo 3, que relaciona la densidad de corriente de corrosión con la velocidad de corrosión, v_{corr} se ha podido relacionar tanto ésta con el potencial en circuito abierto, E_{corr} , y con el tiempo del ensayo, t . En la *Figura 64a)* y *Figura 64b)* se muestran la evolución de E_{corr} y v_{corr} de los aceros inoxidable AISI 2001 y AISI 2205, con el tiempo del ensayo de corrosión bajo tensión. Se puede comprobar la relación existente entre v_{corr} y E_{corr} , ya que para valores más negativos de E_{corr} , los valores de v_{corr} aumentan. El acero inoxidable AISI 2001 muestra unos valores de E_{corr} más negativos que los del acero inoxidable AISI 2205 y, por lo tanto, unos valores de v_{corr} mayores.

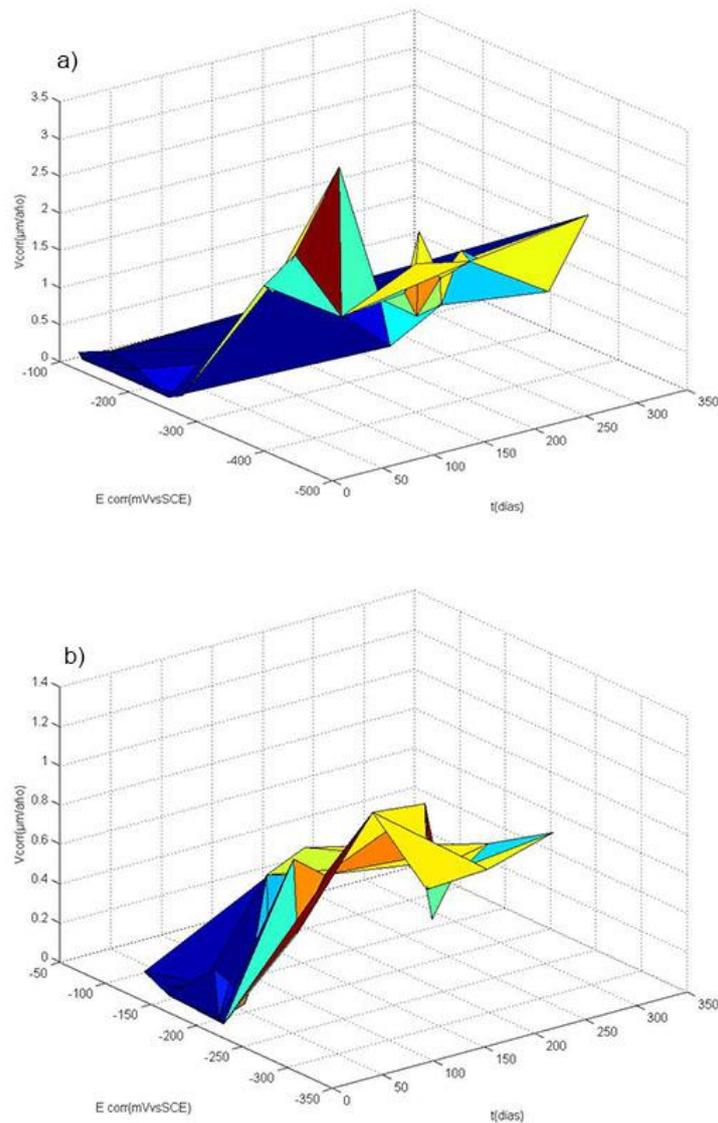


Figura 64. Evolución de v_{corr} y E_{corr} con el tiempo de ensayo de CBT. a) AISI 2001 y b) AISI 2205.

De la *Figura 64* se ha extraído el valor máximo de v_{corr} obtenido para cada acero inoxidable. En el caso del acero inoxidable AISI 2001 se ha obtenido una velocidad de corrosión máxima de 3,42 $\mu\text{m/año}$ mientras que, para el acero inoxidable AISI 2205, se obtiene una velocidad de corrosión máxima de 1,16 $\mu\text{m/año}$. Esta diferencia supone un nivel de corrosión un 66% inferior para el acero inoxidable dúplex AISI 2205 con respecto al acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

Considerando la vida útil nominal para edificios de viviendas u oficinas y estructuras de ingeniería civil, excepto estructuras civiles que estén en contacto con ambiente marino, de repercusión económica baja o media, que la EHE-08 [44] fija en 50 años, estos valores de densidad de corrosión suponen una reducción del diámetro de las armaduras de 171 μm para el AISI 2001, y 58 μm para el AISI 2205, lo que implica unos valores porcentuales de 2,8% y 1% respectivamente.

Para edificios de carácter monumental o de importancia especial, puentes y otras estructuras de ingeniería civil, de repercusión económica alta, la vida útil nominal aumenta a 100 años, conlleva una reducción del diámetro de 342 μm para el acero inoxidable AISI 2001 y 116 μm para el acero inoxidable AISI 2205, durante la vida útil. Esto supone una reducción diametral de la armadura del 5,7% y 2% respectivamente.

En cuanto a los resultados del acero al carbono B500SD, en la *Figura 63* se puede ver cómo transcurridos 100 días el sistema tiende a estabilizarse. Este momento coincide con el final de los meses de verano donde se registra el pico de temperaturas mostrado en la *Figura 38* del Capítulo 4. Para el análisis comparativo de la velocidad de corrosión se consideran los valores una vez estabilizado el sistema. De esta manera el valor de velocidad de corrosión registrado para el acero al carbono B500SD es de 711,15 $\mu\text{m}/\text{año}$, 200 veces superior que el registrado por el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 y 613 veces superior que el registrado por el acero inoxidable dúplex AISI 2205. El valor de velocidad de corrosión obtenido supone una reducción total del diámetro de la armadura en un plazo de 14 años, muy alejado del mínimo de 50 años que fija la EHE-08 [44].

Estos resultados permiten, no sólo reducir los costes acumulados durante la vida útil de la estructura, como pueden ser los costes de mantenimiento y rehabilitación, sino que a su vez, con una normativa específica para armaduras de acero inoxidable, permitiría alargar la vida útil de la misma [8, 141].

En la *Tabla 23* se han resumido las reducciones de diámetro que experimentan ambos aceros, en el caso de ser empleados en estructuras cuya vida útil está fijada en 50 años y para estructuras a las que se exige una vida útil nominal de 100 años.

Tabla 23. Resumen de la reducción del diámetro de los aceros inoxidable AISI 2205 y AISI 2001 para estructuras con una vida útil de 50 años y para estructuras a las que se les exige una vida útil de 100 años.

Acero	V_{corr} [$\mu\text{m}/\text{año}$]	50 años de vida útil nominal		100 años de vida útil nominal	
		Reducción \varnothing [μm]	Reducción \varnothing [%]	Reducción \varnothing [μm]	Reducción \varnothing [%]
AISI 2001	3,42	171	2,8	342	5,7
AISI 2205	1,16	58	1	116	2

4.2 ESPECTROSCOPIA DE IMPEDANCIA ELECTROQUÍMICA

Otra técnica empleada para medir el grado de corrosión fue mediante la técnica de impedancia. Esta técnica nos permite analizar más en profundidad la resistencia a corrosión obtenida mediante resistencia de polarización lineal. La técnica de polarización lineal nos informa de la resistencia a corrosión del sistema en su totalidad; de esta manera, en el caso de las estructuras de hormigón armado, nos

informa de resistencia a corrosión del sistema acero-hormigón. La técnica de espectroscopía de impedancia electroquímica permite desglosar el valor de resistencia a corrosión obtenido mediante LRP en las diferentes capas resistivas de las que está formado el sistema. En el caso de las estructuras de hormigón armado, supone desglosar el valor obtenido mediante LRP en resistencia a corrosión del hormigón y resistencia corrosión del acero de forma independiente.

En la *Figura 65* y *Figura 66* se muestran los valores más representativos del diagrama de Nyquist y Bode obtenidos, tanto para el acero inoxidable dúplex AISI 2205 como para el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 para los días de ensayo identificados.

En la *Figura 65a)* y *Figura 66a)* se muestran las gráficas de Nyquist del acero inoxidable dúplex AISI 2205 y del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001. En ellas se puede comprobar cómo, las curvas correspondientes al periodo inicial, tienden a infinito. Se trata de un comportamiento característico de los sistemas muy pasivos, como es el caso que nos ocupa.

Tal y cómo se ha mostrado en la *Figura 61*, a medida que avanza el tiempo de ensayo, el pH de la solución desciende, y supone un aumento notable en los valores de la densidad de corriente de corrosión, *Figura 62*. Este comportamiento se identifica en la *Figura 65a)* y *Figura 66a)* con la tendencia de la curva a un semicírculo. La reducción del diámetro del semicírculo identifica un aumento del nivel de corrosión. Este comportamiento también se representa en el diagrama de Bode (*Figura 65b)* y *Figura 66b)*); en este caso se puede apreciar una disminución de la impedancia a frecuencias de 0,01Hz.

Comparando los resultados obtenidos para el acero inoxidable AISI 2205 y el acero inoxidable AISI 2001, ambos siguen la misma tendencia. La *Figura 65* y *Figura 66* muestran una resistencia de polarización inicial elevada junto a un posterior descenso identificando un aumento de la cinética de corrosión de ambos aceros. Atendiendo a la *Figura 65a)* y *Figura 66a)*, se puede ver cómo el diámetro del semicírculo es menor en el acero inoxidable AISI 2001 que en el acero inoxidable AISI 2205, lo que identifica un mayor nivel de corrosión del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

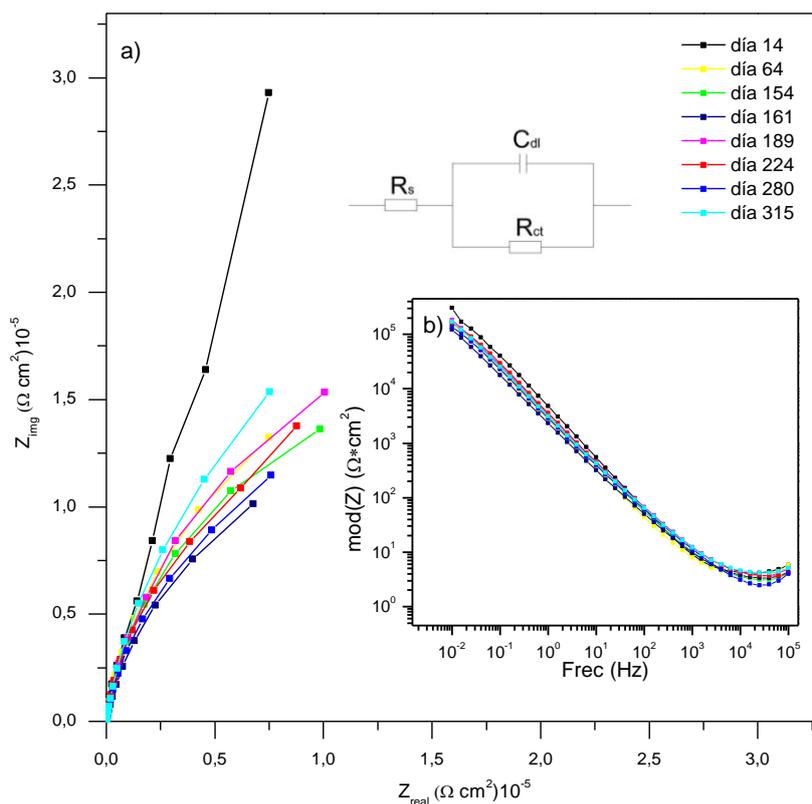


Figura 65. a) Diagrama de Nyquist y b) Diagrama de Bode del acero inoxidable AISI 2205 a tracción en solución simulada al 8%Cl⁻.

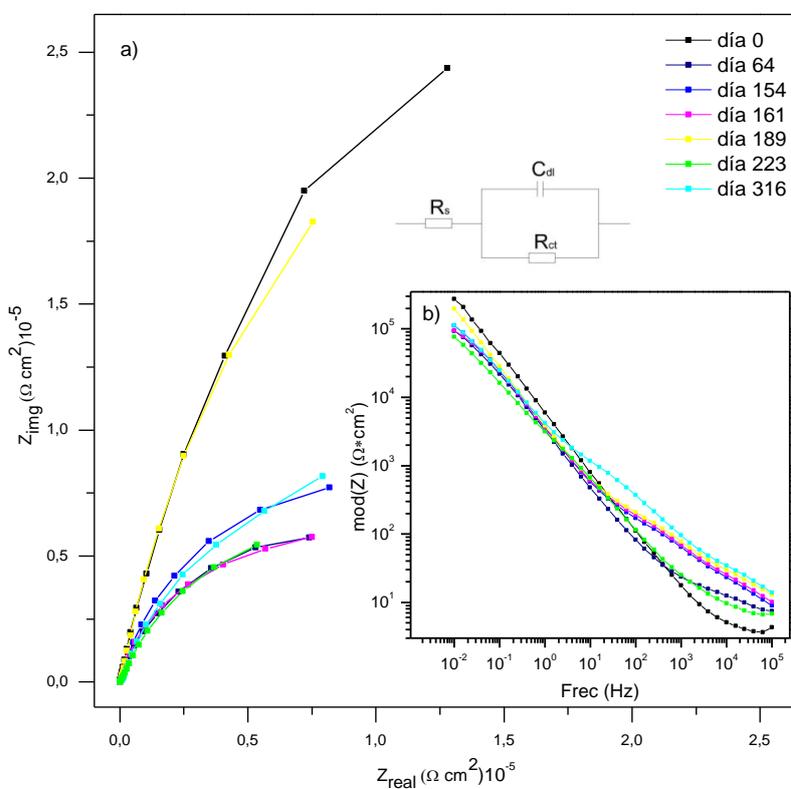


Figura 66. a) Diagrama de Nyquist y b) Diagrama de Bode del acero inoxidable AISI 2001 tracción en solución simulada al 8%Cl⁻.

4.3 POLARIZACIÓN CÍCLICA

Tras casi un año de exposición, se dio por concluido el ensayo de corrosión bajo tensión, y se procedió a analizar el deterioro sufrido por las armaduras. Previo al desmontaje del equipo, se realizó una curva de polarización cíclica para conocer la resistencia a corrosión por picadura de las armaduras, tipología de corrosión esperable dada las características de la capa pasiva de estos aceros inoxidable.

En la *Figura 67* se muestran las curvas de polarización cíclica, tanto del acero inoxidable dúplex AISI 2205, como del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001, tras 315 días sumergidas en una solución saturada de poros de hormigón al 8% de cloruros y cargadas al 85% de su límite elástico.

Para la obtención de la curva se ha realizado un barrido anódico de potencial de 1V respecto al potencial de corrosión en circuito abierto empleando una velocidad de barrido de 0,1667 mV/s. Los resultados demuestran una resistencia a corrosión por picadura superior para el acero inoxidable dúplex AISI 2205 en comparación con el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

El valor de potencial de nucleación de picaduras (E_{np}) para el AISI 2001 es de 160,7 mV para un E_{corr} de -406.75 mV. Pero tal y cómo se aprecia en la *Figura 67*, la polarización de retorno no llega a cruzar la curva, lo que significa que el potencial de repasivación es inferior al potencial en circuito abierto, por lo que la armadura no puede desarrollar la capa pasiva y las picaduras crecerán de forma ininterrumpida.

En el acero inoxidable dúplex AISI 2205, tras el rellano de pasividad, no se aprecia ningún incremento brusco en la densidad de corriente, lo que indica que, en el intervalo escogido para la polarización cíclica, no se ha alcanzado el valor del potencial de nucleación de picadura. Este hecho indica un mejor comportamiento del acero inoxidable AISI 2205 a corrosión por picadura frente al acero inoxidable AISI 2001.

En la *Tabla 24* se han resumido los valores de E_{np} obtenidos para el acero inoxidable AISI 2205 y AISI 2001 junto con el valor de los $PREN_{16}$ calculados según la *ecuación 37* del Capítulo 3 [214, 215, 224] y el E_{np} según la *ecuación 39* del Capítulo 3 propuesta por Merello et al [215]. Si se analizan los valores $PREN$ con el E_{np} se puede ver cómo un valor más elevado de $PREN$ corresponde con un valor superior de E_{np} y una mayor resistencia de corrosión por picadura. Sin embargo, los valores obtenidos por la *ecuación 39* del Capítulo 3 no son representativos. Por un lado, según la *ecuación 39*, el intervalo de barrido debería de ser suficiente para alcanzar el E_{np} para el acero inoxidable AISI 2205, lo que, como se puede comprobar en la medida mostrada en la *Figura 67*, no es correcto. Por otro lado, analizando los valores obtenidos para el acero inoxidable AISI 2001, mediante la *ecuación 39* se obtiene un E_{np} inferior al 55% obtenido a través de la medida de polarización cíclica.

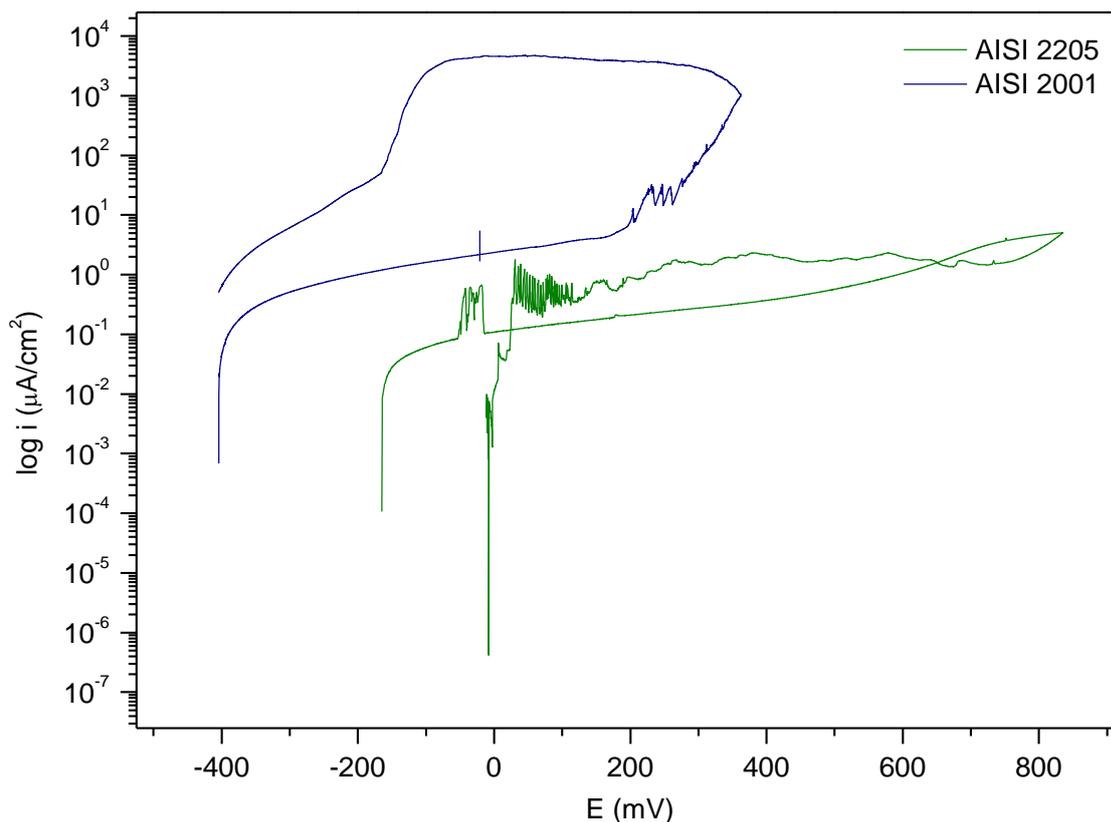


Figura 67. Curva de polarización cíclica de los aceros inoxidable dúplex AISI 2205 y AISI 2001, sometido a un 8% Cl⁻

Tabla 24. Resumen de los valores de E_{np} y PRE₁₆ de los aceros inoxidable dúplex AISI 2205 y AISI 2001.

Tipo de acero	E _{np} (mV)	PRE ₁₆	E _{np} (mV)[215]
AISI 2205	-	36,81	508,79
AISI 2001	160,7	22,86	72,154

4.4 ANÁLISIS DEL DETERIORO SUFRIDO

Tras 315 días de ensayo de corrosión bajo tensión, y haber realizado las medidas electroquímicas correspondientes, cuyos resultados se han presentado y analizado anteriormente, se dio por finalizado el ensayo, y se procedió al análisis de los daños experimentados por las armaduras. Para ello se estableció un protocolo de trabajo:

- a) Realización de inspección visual para selección y obtención de macrografías de la zona expuesta.
- b) Ensayo hasta rotura rápida de las muestras.
- c) Análisis tanto del tipo de rotura cómo de la superficie de rotura.

Macrografías.

Una vez desmontadas las armaduras y limpiadas para eliminar cualquier rastro de electrolito, se procedió a una inspección visual de las armaduras y se realizaron las macrografías de la zona expuesta.

En la *Figura 68* se han esquematizado las diferentes posiciones de las macrografías que se muestran en la *Figura 69* y *Figura 70*. La posición P0 coincide con la superficie de la entalla, girando según las agujas del reloj 120° se definen las siguientes posiciones P4 y P8.

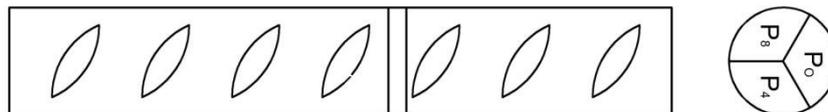


Figura 68. Esquema de las posiciones de las macrografías.

En la *Figura 69* y *Figura 70* se muestran las macrografías de las diferentes caras de la zona expuesta de las armaduras de los aceros inoxidables AISI 2001 y AISI 2205 respectivamente.

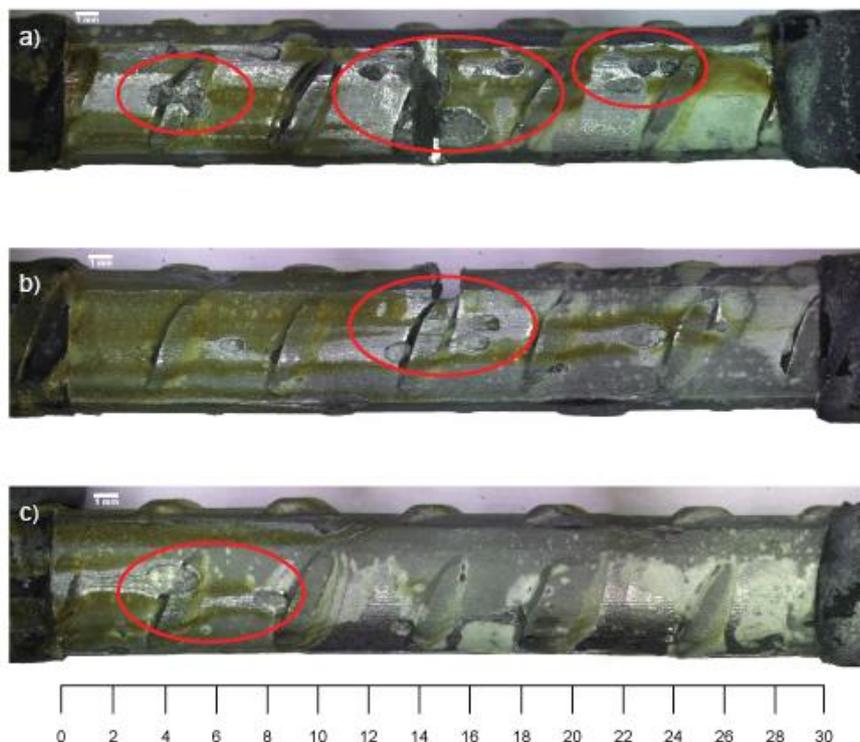


Figura 69. Macrografías de las zonas expuestas del AISI 2001. a) P0, b) P4 y c) P8.

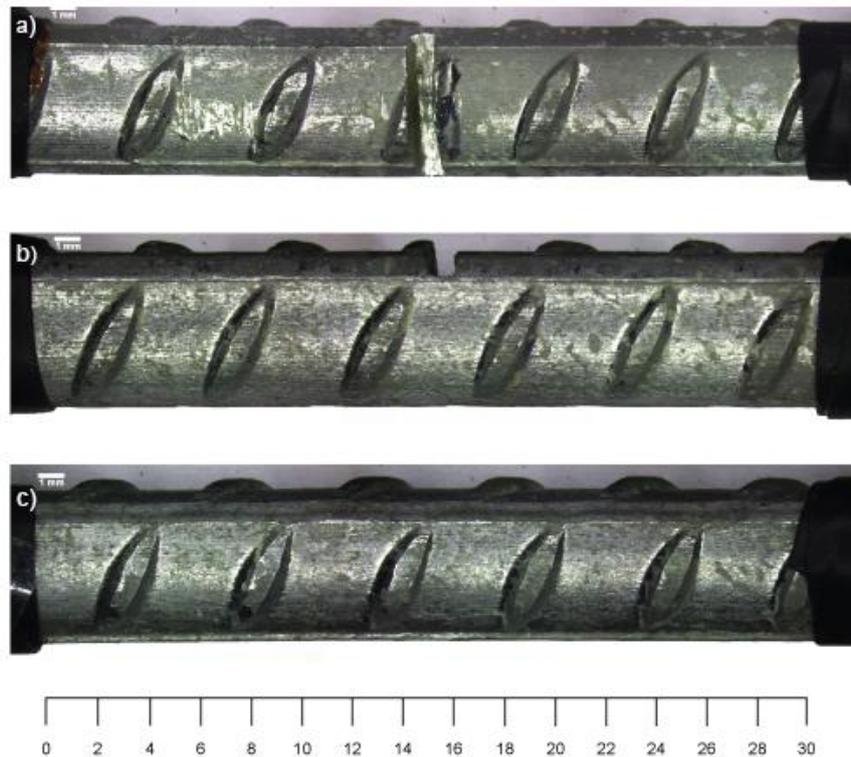


Figura 70. Macrografías de las zonas expuestas del AISI 2205. a) P0, b) P4 y c) P8.

Tal y cómo se puede apreciar en las macrografías, y se identifica en la *Figura 69*, el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 ha desarrollado picaduras de tamaño considerable: el tamaño de las picaduras varía entre 1,5 mm y 2,3 mm. Atendiendo a las imágenes de la *Figura 70*, el acero inoxidable dúplex AISI 2205 permanece inalterable. Este comportamiento coincide con la tendencia mostrada en la curva de polarización cíclica mostrada en la *Figura 67*.

Rotura

Una vez analizada la superficie expuesta, se procedió al ensayo de rotura para estudiar la superficie de rotura. El ensayo de rotura se realizó en la máquina de tracción a una tasa de deformación de $0,0067 \text{ s}^{-1}$ y con una longitud de calibración de 60 mm, lo que supone una velocidad de deformación de 0,41 mm/s [189].

La rotura se realizó tanto en armaduras expuestas a ambiente con cloruros bajo tensión como en armaduras sin ensayar en ambiente agresivo, y se compararon las curvas de tensión-deformación obtenidas, para observar y analizar el deterioro experimentado por las armaduras.

En la *Figura 71* muestran las curvas de tensión-deformación de rotura de las armaduras AISI 2001, AISI 2205, y B500SD tanto tras el ensayo de corrosión bajo tensión expuestas al 8% de cloruros en el caso de los aceros inoxidables y al 3,5% de cloruros en el caso del acero al carbono B500SD, como de armaduras que no han sido sometidas a ningún tipo de ensayo de corrosión. Se puede comprobar

cómo, tras el ensayo de rotura, los aceros experimentan una merma importante de sus propiedades mecánicas tras el ensayo de corrosión bajo tensión.

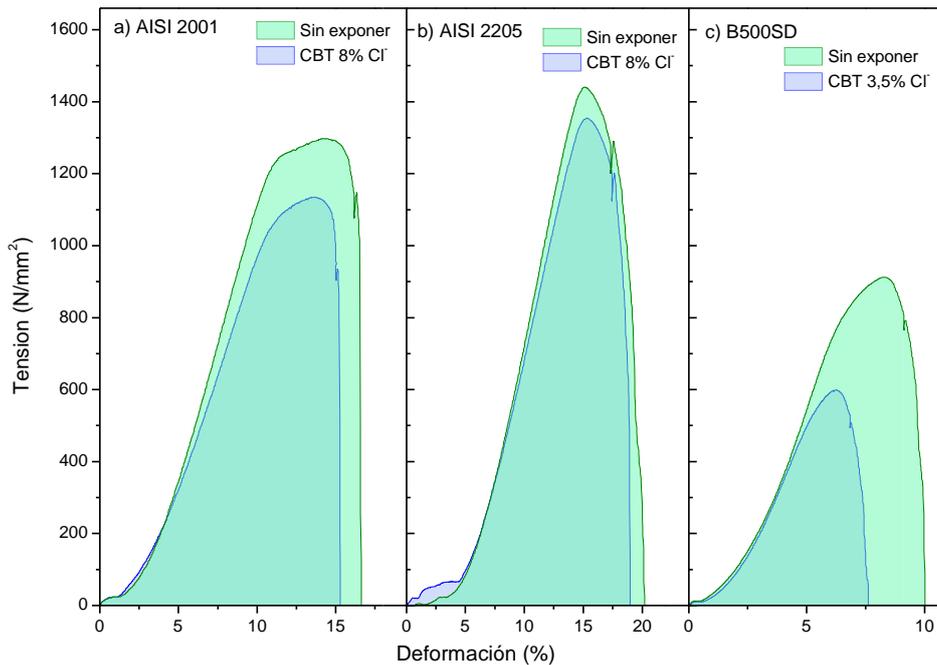


Figura 71. Gráfica de tensión-deformación de rotura. a) Acero inoxidable dúplex AISI 2001, b) acero inoxidable dúplex AISI 2205 y c) acero al carbono B500SD.

La *Figura 71a*) muestra una reducción, tanto de resistencia como de ductilidad, del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 superior a la que muestra la *Figura 71b*) para el acero inoxidable dúplex AISI 2005. Comparando las figuras de los aceros inoxidables con la del acero al carbono B500SD (*Figura 71c*), claramente se aprecia una reducción mayor de resistencia y de ductilidad

En la *Tabla 25* se han resumido los valores característicos de las curvas de tensión-deformación del ensayo de rotura, para ambas condiciones de ensayo de materiales.

Tabla 25. Resultados del ensayo a rotura.

Material	Probeta	f_s N/mm ²	A_{gt} [-]
AISI 2001	Sin exponer	1297	14,5
	CBT 8% Cl ⁻	1051	10,9
AISI 2205	Sin exponer	1440	15,1
	CBT 8% Cl ⁻	1354	15,3
B500SD	Sin exponer	912	8,3
	CBT 3,5% Cl ⁻	598	6,3

Analizando los resultados del acero inoxidable AISI 2001, la tensión máxima obtenida en la probeta ensayada a CBT es de 1051 N/mm² bajo una deformación de casi el 11%, mientras que la que no ha sido ensayada a CBT, es de 1297 N/mm² con

una deformación del 14,5%, lo cual supone una reducción del 19% y del 25% respectivamente.

Analizando los resultados del acero inoxidable AISI 2205, la tensión máxima obtenida en la probeta ensayada a CBT es de 1354 N/mm² bajo una deformación de casi el 15,3%, mientras que en la que no ha sido ensayada a CBT es de 1440 N/mm² con una deformación del 15,1%, lo cual supone una reducción del 6% y un aumento del 1% respectivamente.

Comparando los resultados obtenidos de ambos aceros inoxidables con los del acero al carbono B500SD, la reducción de resistencia del acero al carbono es del 34,5%, un 81,5% superior que en el caso del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 y casi seis veces más que en el caso del acero inoxidable dúplex AISI 2205. Analizando la reducción de la deformación bajo carga máxima, el valor obtenido para el acero al carbono B500SD es del 24%, ligeramente superior (un 4%) al obtenido para el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001, y un 100% superior en comparación con el acero inoxidable dúplex AISI 2205,

En la *Figura 72* se ha resumido la reducción que se ha producido en la tensión máxima y en la deformación bajo tensión máxima para ambos aceros inoxidables. Dejando de un lado los valores obtenidos para el acero al carbono B500SD, se puede apreciar cómo la máxima reducción de las propiedades citadas se da en el acero inoxidable AISI 2001.

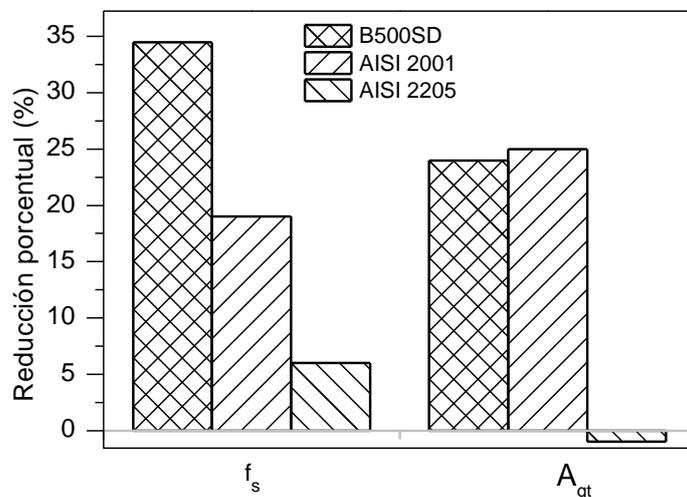


Figura 72. Reducción porcentual de f_s y A_{gt} , de los aceros inoxidables dúplex AISI 2001 Y AISI 2205 y el acero al carbono B500SD.

Estudio fractográfico.

Se realiza un estudio comparativo del deterioro sufrido por las probetas ensayadas en corrosión bajo tensión respecto a las muestras sin exponer a ningún medio agresivo ni bajo ninguna carga previa.

En la *Figura 73* y *Figura 74* se muestran las imágenes de la superficie de rotura del acero al carbono B500SD a diferentes aumentos. La *Figura 73* corresponde a la superficie de la muestra sin exponer a ningún medio agresivo ni bajo ninguna carga previa mientras que la *Figura 74* corresponde a la muestra ensayada a corrosión bajo tensión con un 3,5% de cloruros.

La coalescencia de microhuecos en la superficie de la muestra no sometida a corrosión bajo tensión que se muestra en las *Figura 73b)* son identificados con una rotura dúctil natural de este tipo de aceros.

Comparando la *Figura 73a)* con la *Figura 74a)*, se puede apreciar el deterioro sufrido por la armadura tras someterla a corrosión bajo tensión con un contenido de cloruros de 3,5%. Las zonas oscuras y los granos gruesos que se aprecian en la *Figura 74b)* y en la *Figura 74e)* son óxidos y productos de corrosión. En la *Figura 74c)* se muestra la superficie de la *Figura 74b)* ampliada, en ella se aprecia una intergranularidad característica de una rotura frágil. En la *Figura 74d)* y la *Figura 74f)* se observa coalescencia de microhuecos en toda la superficie, lo que sugiere una rotura dúctil de la muestra ensayada a CBT con un 3,5% de cloruros.

En la *Figura 75* se muestran las imágenes de la superficie de rotura del acero inoxidable AISI 2205 a diferentes aumentos en dos columnas. Las de la izquierda corresponden a la superficie de la muestra sin exponer a ningún medio agresivo ni bajo ninguna carga previa mientras que las de la derecha corresponden a la muestra ensayada a corrosión bajo tensión con un 8% de cloruros.

En la *Figura 75b)* se aprecia una coalescencia de microhuecos, de tamaño heterogéneo, característica de un material dúctil [150]. Si analizamos esta superficie junto con la superficie de la muestra tras el ensayo de corrosión bajo tensión (*Figura 75d)*), no se aprecia cambio significativo en la superficie de rotura. Esto nos indica un comportamiento del acero inoxidable AISI 2205, tras el ensayo de rotura, similar tanto en la muestra que ha sido sometida al ensayo de corrosión bajo tensión cómo en la que no.

Sin embargo, si se comparan los microhuecos de la *Figura 75b)* y de la *Figura 75d)* se puede apreciar que el tamaño de los huecos es mayor en la superficie de rotura de la muestra no expuesta. Analizando el tamaño de los mismos se ha comprobado que la reducción media es de un 50%.

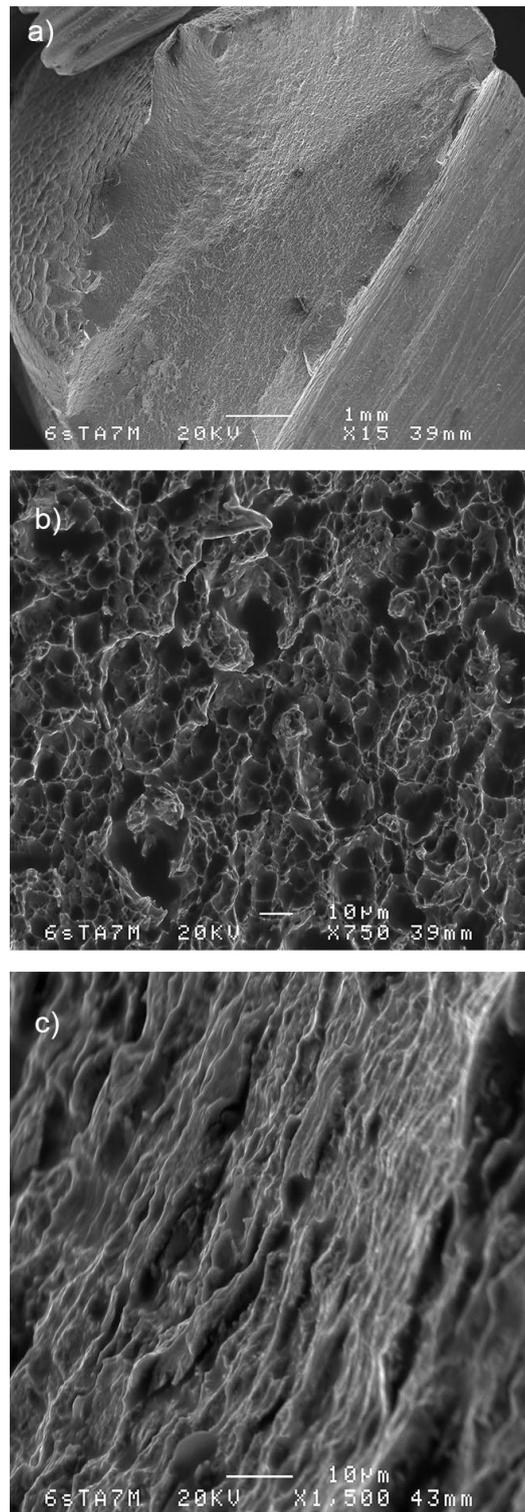


Figura 73. Fractografía del acero al carbono B500SD sin exponer a) x15, b) Zona 1 x750, c) Zona 2 x1500.

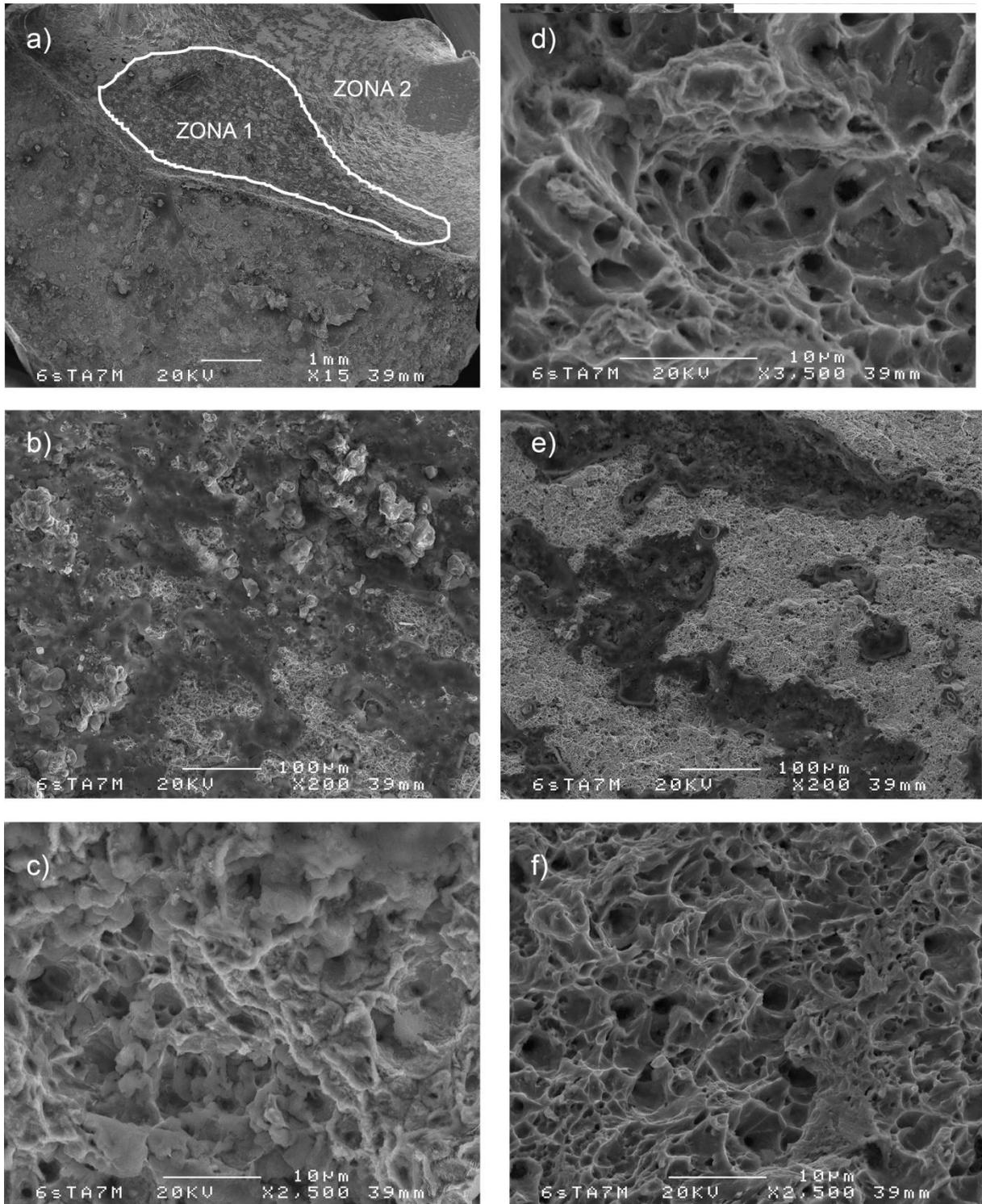


Figura 74. Fractografía del acero al carbono B500SD tras el ensayo a CBT con un 3,5% Cl⁻
a) x15 b) Zona 1 x200 c) Zona 1 x2500 d) Zona 1 x3500 e) Zona 2 x200 f) Zona 2 x2500.

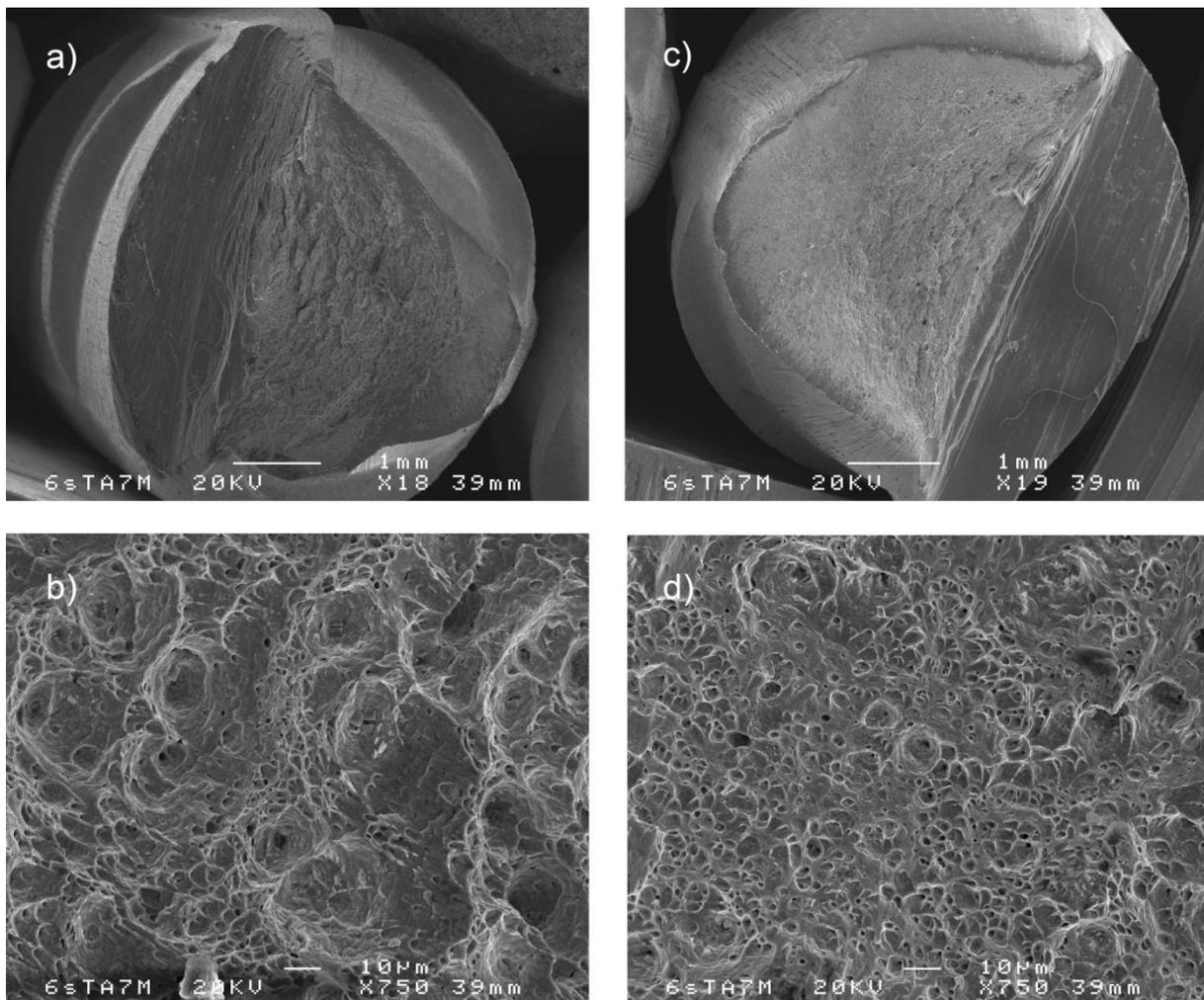


Figura 75. Fractografía de la superficie de rotura del acero inoxidable AISI 2205 sin exponer; a) x18 y b) x750 y tras el ensayo a CBT con un 8% Cl⁻ y c) x18 d) x750.

En la *Figura 76* y *Figura 77* se muestran las imágenes de la superficie de rotura del acero inoxidable AISI 2001 a diferentes aumentos. Las de la *Figura 76* corresponde a la superficie de la muestra sin exponer a ningún medio agresivo ni bajo ninguna carga previa mientras que las de la *Figura 77* corresponden a la muestra ensayada a corrosión bajo tensión con un 8% de cloruros.

En la *Figura 76b)* se aprecia una coalescencia de microhuecos, de tamaño heterogéneo, característica de un material dúctil. Si analizamos esta superficie junto con la superficie de la muestra tras el ensayo de corrosión bajo tensión, en la *Figura 77b)* se puede apreciar cómo la muestra ensayada a corrosión bajo tensión con un contenido del 8% de cloruros desarrolla áreas de rotura de semiclivaje (característica de rotura frágil) entre coalescencia de microhuecos (rotura dúctil). En el resto de las fractografías realizadas se aprecian coalescencia de microhuecos. Esto indica que una microfatura no tiene porque desencadenar una ruptura del elemento estructural.

En la *Figura 77e*) se puede apreciar varios modos de rotura. Se aprecia rotura mixta de coalescencia de microhuecos junto con rotura transgranular. También se aprecian restos de intergranularidad en el interior, lo cual justifica el peor comportamiento en corrosión bajo tensión del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

Comparando las fractografías de las muestras del acero inoxidable AISI 2001 ensayadas a corrosión bajo tensión con las muestras no ensayadas a los mismos aumentos se puede apreciar que el tamaño de los microhuecos disminuye en las muestras ensayadas a corrosión bajo tensión. Analizando el tamaño de los microhuecos de la *Figura 76d*) con la *Figura 77f*) la reducción media en el AISI 2001 es de un 60%.

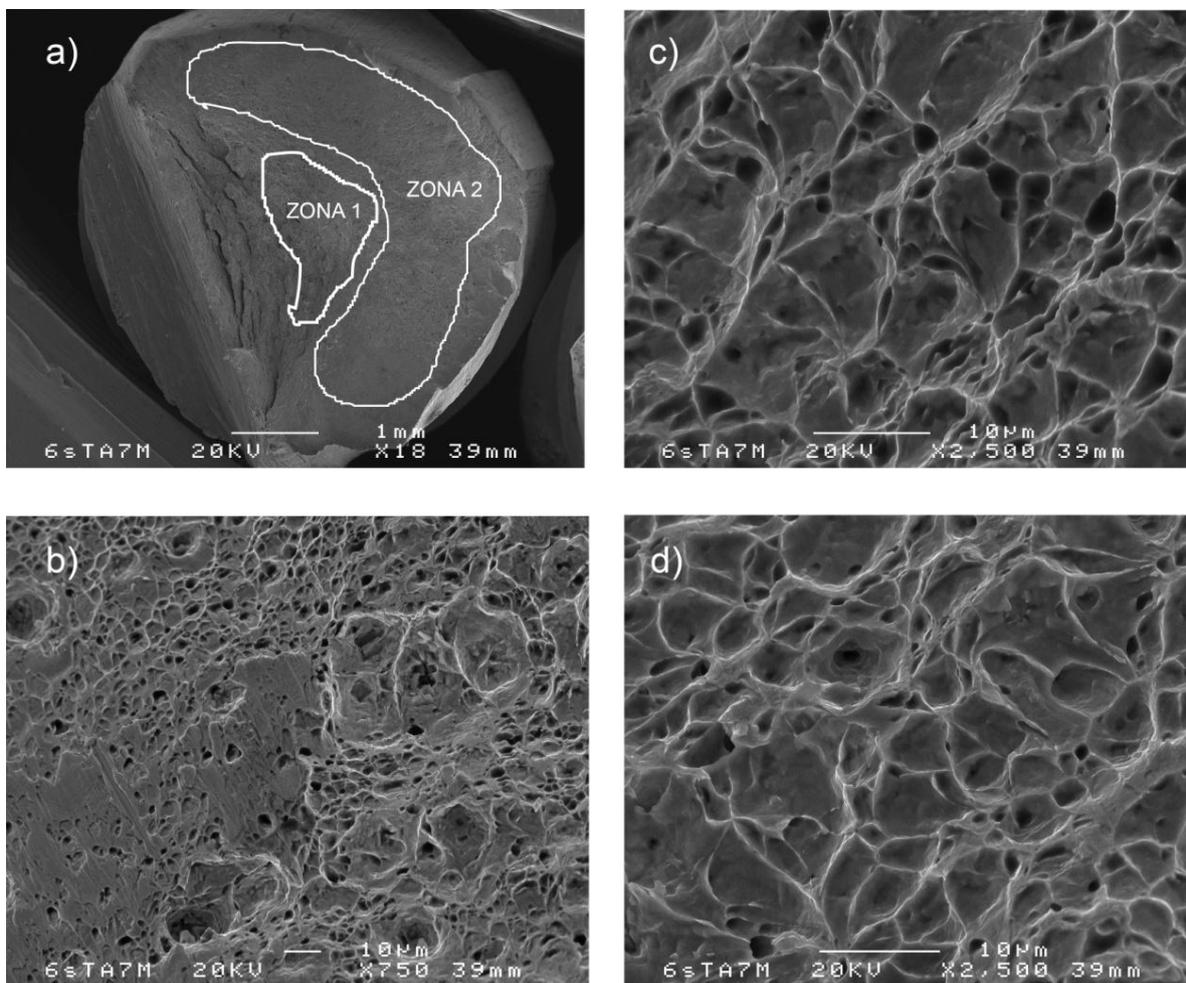


Figura 76. Fractografía de la superficie de rotura del acero inoxidable AISI 2001 sin exponer a) x18, b) Zona 1 x750, c) Zona 1 x2500 y d) Zona 2 x2500.

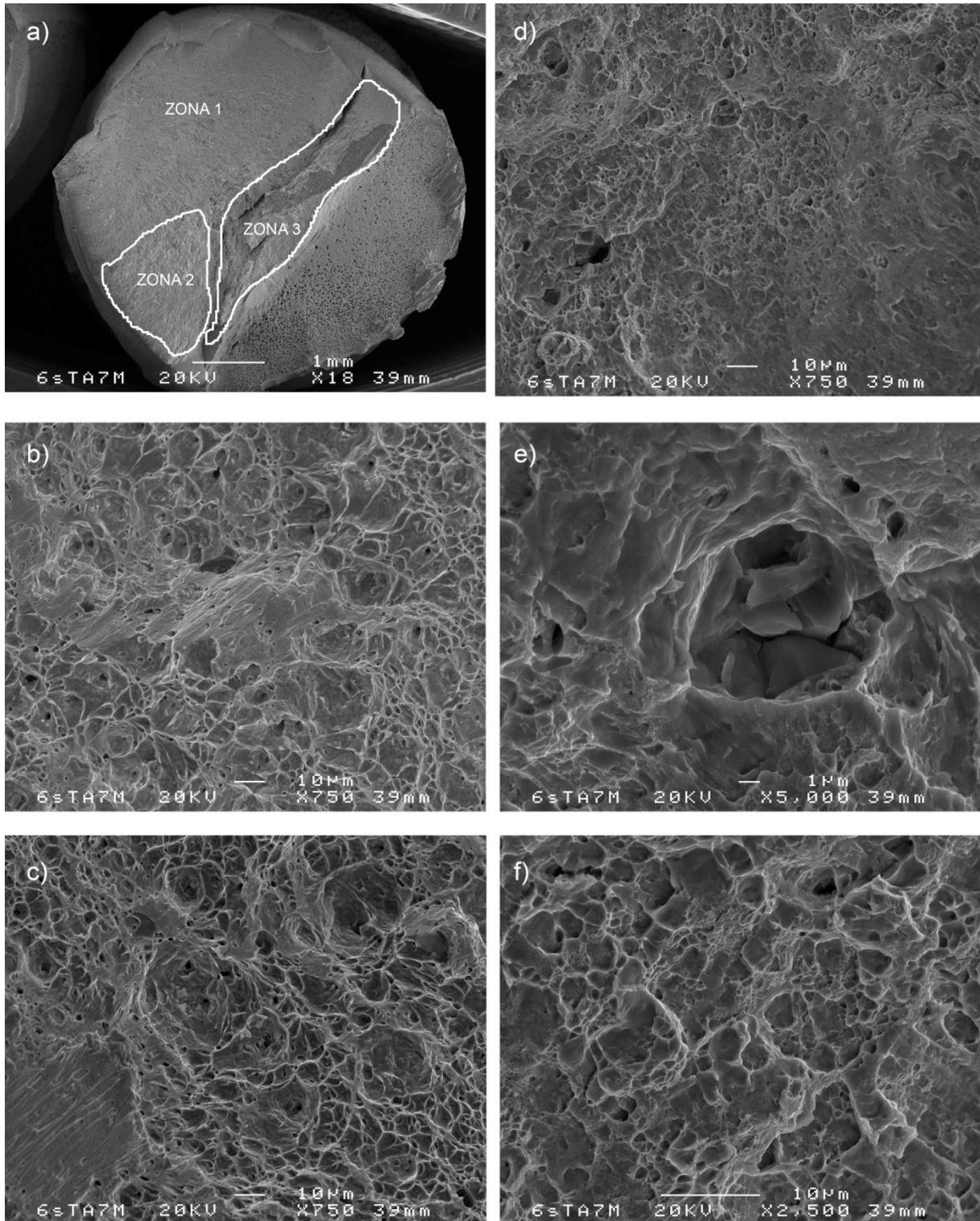


Figura 77. Imágenes de la superficie de rotura del acero inoxidable AISI 2001 tras el ensayo a CBT con un 8% CF a) x18, b) Zona 1 x750 c) Zona 2 x750, d) Zona 3 x750, e) Zona 3 x5000 y f) Zona 3 x2500.

5 CORROSIÓN BAJO TENSIÓN EN VIGAS DE HORMIGÓN ARMADO CONTAMINADO CON CLORUROS

Se han ensayado cuatro vigas armadas de 2 metros de longitud y una sección de $100 \times 150 \text{ mm}^2$ (Figura 78). Cada viga se ha armado con un acero diferente; para una de las vigas se ha utilizado un acero al carbono tradicional B500SD y, en el resto, se han empleado aceros inoxidable, austenítico AISI 304 y dos lean dúplex, AISI 2304 y AISI 2001.

La idoneidad del acero inoxidable austenítico AISI 304 ha quedado demostrada con su empleo el Puente del El Progreso, Méjico [18], que tras 75, años aún se mantiene en servicio con un rendimiento excelente. Sin embargo, su alto coste debido a su alto contenido en níquel, dificulta su uso. Los aceros inoxidable lean dúplex al tener menor contenido en níquel los haría más económicos que los aceros austeníticos, como el AISI 304, y que los aceros inoxidable dúplex, como el AISI 2205. Un buen comportamiento de los aceros lean dúplex, como el AISI 2001 o AISI 2304, los convertiría en una opción económicamente factible en estructuras en ambiente marino, y por ello se ha optado por este tipo de aceros para el estudio de las vigas y no por el acero inoxidable AISI 2205.

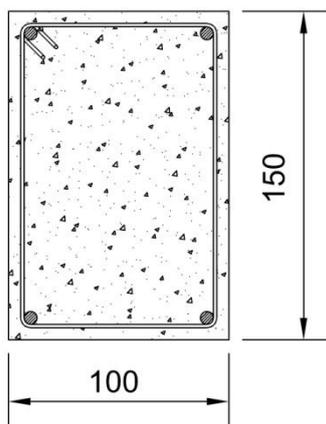


Figura 78. Sección tipo de las vigas de hormigón armado ensayadas (cotas en mm).

Las vigas se han armado con 4 barras longitudinales de 6 mm de diámetro, una en cada extremo. Para absorber los esfuerzos cortantes se colocaron 20 estribos distribuidos a lo largo de la viga (Figura 79a). Una vez hormigonadas las vigas, y tras 28 días, se trasladaron a la nave, y se colocaron dentro de unas balsas rellenas de agua, lo que proporciona la humedad necesaria para que se desarrolle el fenómeno de corrosión (Figura 79b). Para reducir al máximo la pérdida de agua por evaporación, se cerraron las vigas con un plástico de manera que las vigas quedaran atrapadas en su interior y así mantener la humedad al 100% en todo momento en la medida de lo posible, ya que las altas temperaturas favorecen la evaporación del agua de las balsas. Para contrarrestar esta reducción, se dejaron unas ventanas en las balsas por la que rellenar de agua las mismas, en caso necesario.

El ensayo se ha llevado a cabo en el interior de una nave en el Centro Nacional de Investigaciones Metalúrgicas (CENIM-CSIC) de Madrid, España [248]. Por lo que las vigas han estado sometidas a los ciclos de temperatura correspondientes su situación geográfica que se han resumido en la *Figura 46* del Capítulo 4.



Figura 79. Montaje de las vigas. a) Armadura de las vigas. b) Disposición de las vigas en taller.

Se utilizó un hormigón de categoría C45, empelando las dosificaciones mostradas en la *Tabla 26*. En función del acero utilizado como armadura, se emplearon distintas concentraciones de cloruros. Tal y cómo se resume en la *Tabla 26*, en la viga armada con B500SD se ha empleado una proporción de cloruros del 0,4%, valor que limita la EHE 08. En el caso de los aceros inoxidable, se ha empleado un porcentaje de cloruros del 4%.

Tabla 26. Componentes del hormigón.

Acero	Cemento [Kg]	Arena [Kg]	Grava (20mm) [Kg]	Agua/cemento	Concentración Cl ⁻ [%]
B500SD	20	35	62	0,5	0,4
AISI 304	20	35	62	0,5	4
AISI 2304	20	35	62	0,5	4
AISI 2001	20	35	62	0,5	4

Una vez fabricadas las vigas de hormigón armado se han sometido a flexión. En este caso, debido a que la separación entre cargas es muy pequeña en comparación con la longitud de la viga, se cumple una relación luz/separación de carga de 0,04, se ha considerado la aplicación de una carga puntual en el centro del vano de 600 kg. En la *Figura 80* se esquematizan las dimensiones de las vigas y la ubicación de la carga aplicada en cada una de las vigas.

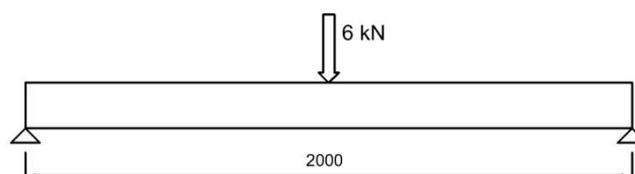


Figura 80. Esquema simplificado de la viga (cotas en mm).

Las vigas se han colocado paralelamente para que los bloques de carga apoyen en dos vigas repartiendo la carga uniformemente entre ambas vigas. Esta disposición obliga a someter a todas las vigas con la misma carga y, por lo tanto, a que el coeficiente de seguridad empleado en cada una de ellas sea diferente.

La *Tabla 27* resume la tensión generada en las armaduras de la zona a tracción y el coeficiente de seguridad empleado. La normativa actual fija un coeficiente de seguridad mínimo de 1,15 para las armaduras de las estructuras de hormigón armado [44]. El menor coeficiente de seguridad corresponde al acero al carbono B500SD siendo éste de 1,31, valor que supera el límite establecido por la EHE-08 [44].

Los aceros empleados han sido un acero al carbono B500SD y tres aceros inoxidables, uno austenítico (AISI 304) y otros dos lean dúplex (AISI 2304 y AISI 2001).

Tabla 27. Resumen de las cargas aplicadas en las vigas.

Acero	f_y [N/mm ²]	Nº bloques	Carga [Kg]	f [N/mm ²]	f_y/f
B500SD	500	6	600	380	1,31
AISI 304	948	6	600	380	2,49
AISI 2001	950	6	600	380	2,5
AISI 2304	1000	6	600	380	2,63

En la *Figura 81* y *Figura 82* se resumen los datos obtenidos de las medidas LRP realizadas de las vigas sometidas a una tensión de 400N/mm² a compresión y a tracción. En ellas se puede apreciar un descenso de la densidad de corrosión tras los primero 63 días; este descenso se debe a la ausencia de humedad durante los 18 meses que las balsas permanecieron sin agua, aumentando así la resistividad del hormigón [37, 62, 139].

Transcurridos 600 días se rellenan las balsas con agua. Tanto en la *Figura 81* como en la *Figura 82* se puede ver un incremento de la densidad de corrosión durante los primero días de medición; posteriormente se produce una leve reducción que, posteriormente, se recupera y mantiene una tendencia de i_{corr} estable para cada acero estudiado. La reducción de i_{corr} en esta fase del ensayo coincide con el pico de temperatura mostrado en la *Figura 46* del Capítulo 4 que provocó el secado de las balsas durante ese periodo.

Tanto los resultados a compresión como a tracción corroboran el peor comportamiento para las armaduras de acero al carbono B500SD.

Los valores obtenidos para el potencial en circuito abierto para las armaduras a compresión mostrados en la *Figura 81a)* no concuerdan con los valores de i_{corr} mostrados en la *Figura 81b)*, de hecho, según E_{corr} el acero B500SD sería el que menor probabilidad posee para sufrir el fenómeno de corrosión. Esto deja de

manifiesto la necesidad de establecer unos límites de E_{corr} específicos para los aceros inoxidables.

Analizando los valores de densidad de corrosión de las armaduras de acero inoxidable a compresión mostrado en la *Figura 81b*), el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 es el que menor nivel de corrosión muestra situándose en todo momento, una vez estabilizado el sistema, alrededor del límite de corrosión bajo-moderado ($0,5 \mu A/cm^2$), mientras que el acero inoxidable lean dúplex AISI 2304 y el acero inoxidable austenítico AISI 304 se sitúan en torno a $1 \mu A/cm^2$ siendo éste el límite entre un nivel de corrosión moderado y alto.

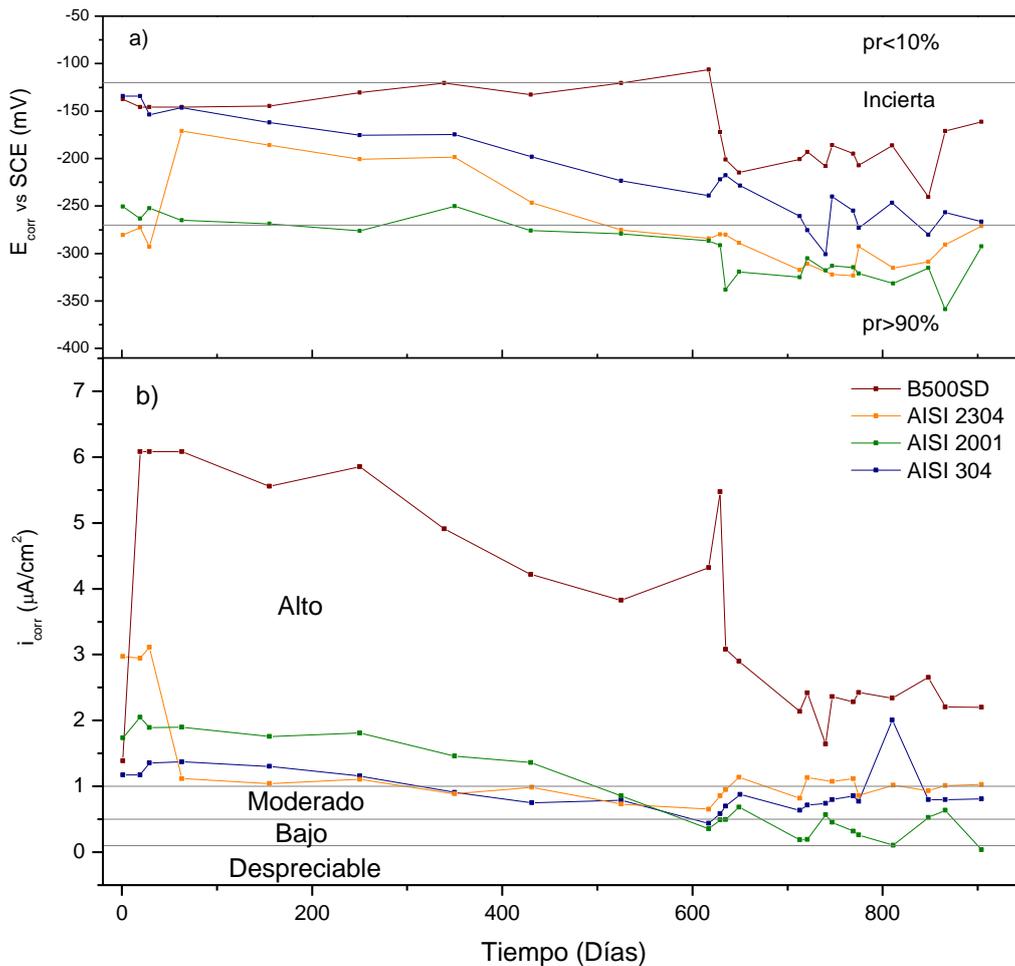


Figura 81. Representación de la evolución de los valores de E_{corr} e i_{corr} con el tiempo de las armaduras de acero al carbono B500SD y aceros inoxidables AISI 2304, AISI 2001 y AISI 304 a compresión.

En cuanto al comportamiento a tracción, los resultados de la *Figura 82* muestran una tendencia idéntica a los obtenidos a compresión. En la *Figura 82a)* se muestran los valores de potencial en circuito abierto, según los cuales el acero al carbono B500SD sería el que menor probabilidad tiene de desarrollar el fenómeno de corrosión.

Sin embargo, centrando la atención en la *Figura 82b)*, dónde se han resumido los valores de densidad de corriente de corrosión, el comportamiento es totalmente inverso, el acero al carbono B500SD es precisamente el que mayor nivel de corrosión sufre, situándose en nivel alto de corrosión en todo momento. El acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 es el que menor nivel de corrosión muestra situándose, una vez estabilizado el sistema, alrededor del límite de corrosión bajo-moderado ($0,5 \mu\text{A}/\text{cm}^2$), mientras que el acero inoxidable lean dúplex AISI 2304 se sitúa en torno a $1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$, incluso en ocasiones superando este valor, siendo éste el límite entre un nivel de corrosión moderado y alto. En cuanto al acero inoxidable austenítico AISI 304 se refiere, este se sitúa en niveles inferiores a $1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ por lo que el nivel de corrosión experimentado es moderado y, aunque tiende a situarse por debajo del límite de corrosión moderada-alta, en ocasiones supera este límite.

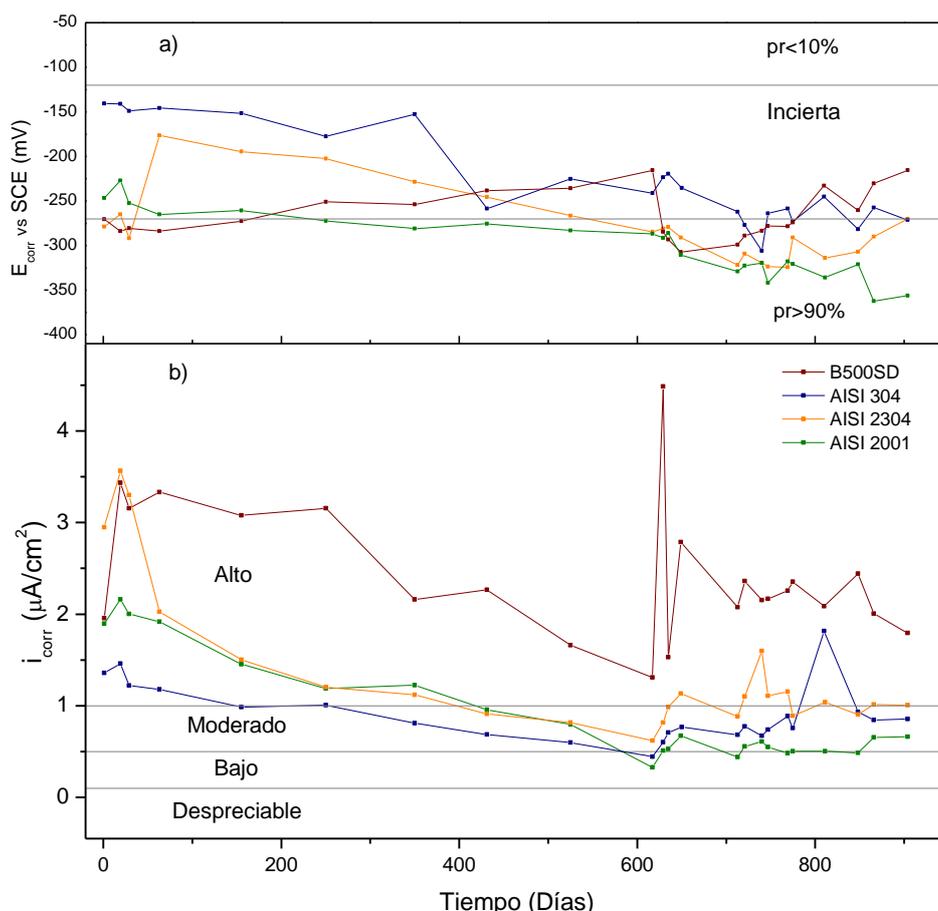


Figura 82. Representación de la evolución de los valores de E_{corr} e i_{corr} con el tiempo de las armaduras de acero al carbono B500SD y aceros inoxidables AISI 2304, AISI 2001 y AISI 304 a tracción.

Considerando la ecuación 35 del Capítulo 3, que relaciona la densidad de corriente de corrosión con la velocidad de corrosión, v_{corr} se ha podido relacionar tanto ésta última variable con el potencial en circuito abierto, E_{corr} , y con el tiempo del ensayo, t . De la Figura 83 a Figura 86 se muestran la evolución de E_{corr} y v_{corr} de los aceros empleados en el ensayo sometidos a compresión y a tracción, con el tiempo del ensayo de corrosión bajo tensión.

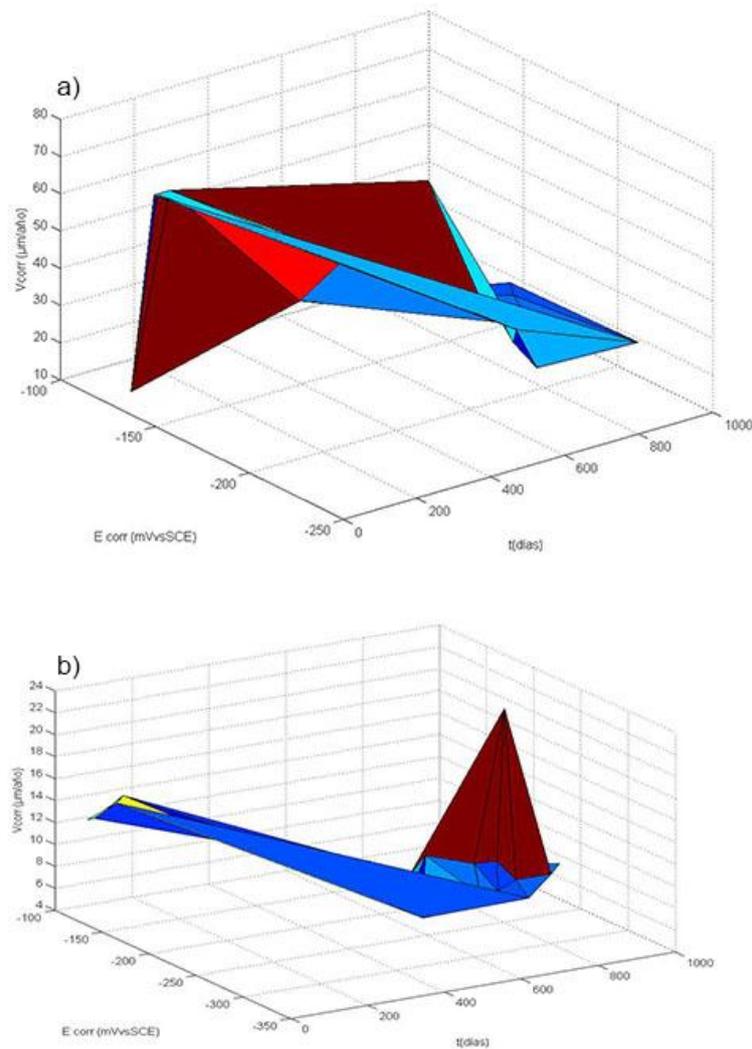


Figura 83. Evolución de v_{corr} y E_{corr} con el tiempo de ensayo de CBT a compresión de los aceros a) B500SD, b) AISI 304.

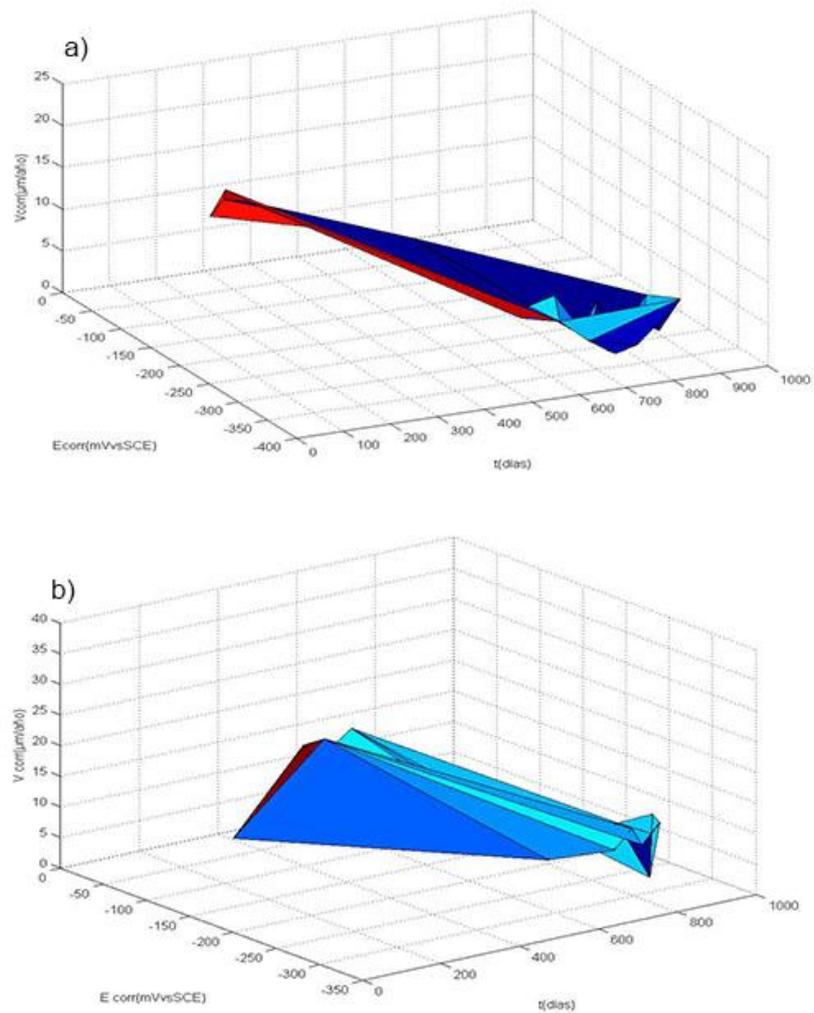


Figura 84. Evolución de v_{corr} y E_{corr} con el tiempo de ensayo de CBT a compresión de los aceros a) AISI 2001, b) AISI 2304.

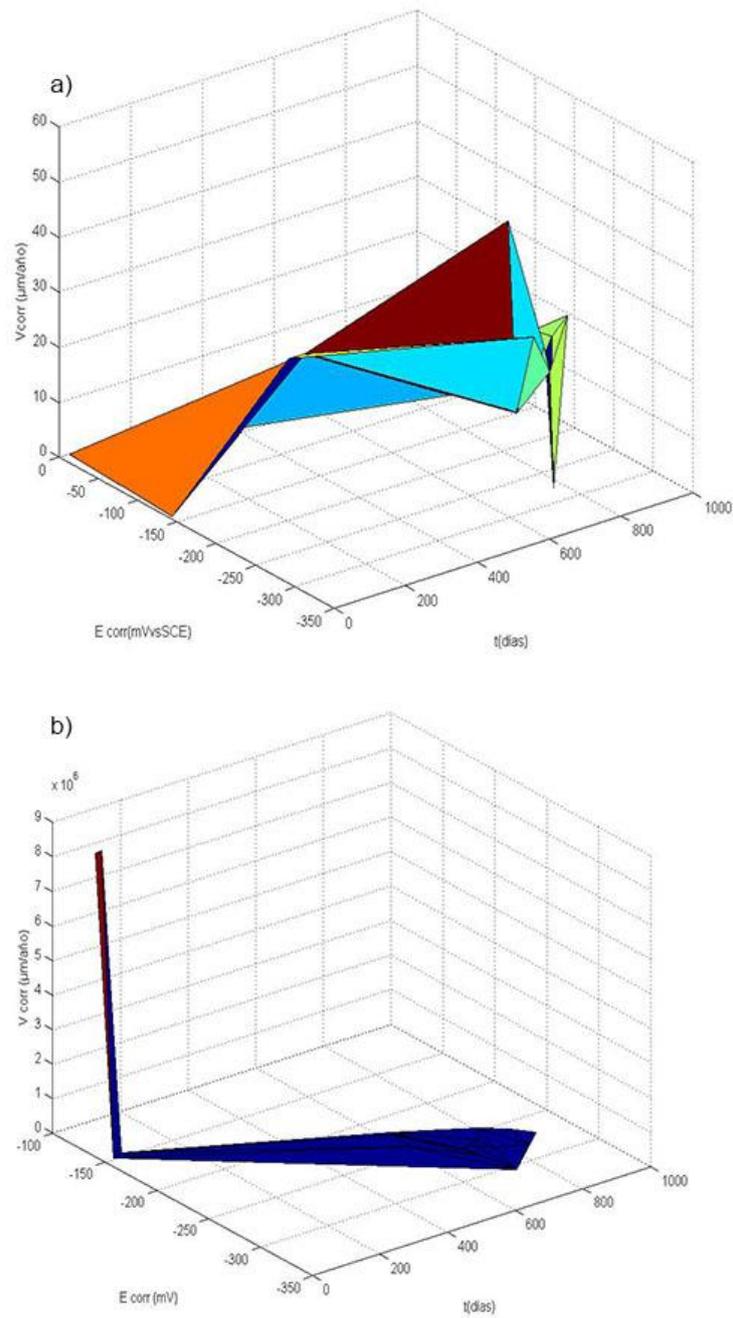


Figura 85 Evolución de v_{corr} y E_{corr} con el tiempo de ensayo de CBT a tracción de los aceros a) B500SD y b) AISI 304.

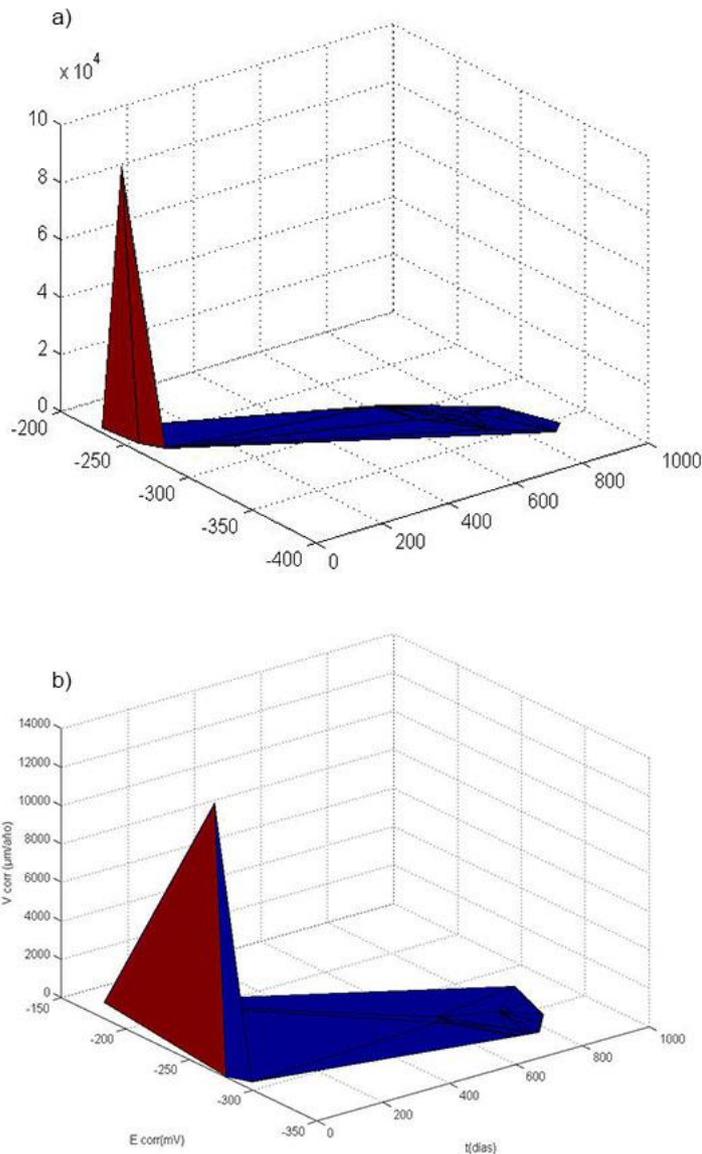


Figura 86. Evolución de v_{corr} y E_{corr} con el tiempo de ensayo de CBT a tracción de los aceros a) AISI 2001 y b) AISI 2304.

De la *Figura 81* y *Figura 82*, donde se han resumido los valores de E_{corr} y i_{corr} tanto para las armaduras a tracción como para las armaduras a compresión, se han extraído los valores máximos de E_{corr} e i_{corr} una vez estabilizado el sistema, y se han resumido en la *Tabla 28* junto con el valor de velocidad de corrosión correspondiente a cada material tanto a compresión como a tracción. Se puede ver cómo la información aportada por E_{corr} no concuerda con la información aportada por i_{corr} .

Según E_{corr} , el acero con mayor probabilidad de sufrir corrosión sería el acero inoxidable AISI 2001 seguido por los aceros inoxidables AISI 2304 y AISI 304 siendo el acero al carbono B500SD el que menor probabilidad tiene desarrollar el fenómeno de la corrosión. Sin embargo, los valores de i_{corr} informan de una tendencia inversa, según este parámetro, el acero con mayor nivel de corrosión es el acero al carbono

B500SD que alcanza un nivel alto de corrosión seguido de los aceros inoxidable AISI 304, AISI 2304 y en última posición AISI 2001.

Tabla 28. Resumen de valores máximos de E_{corr} , i_{corr} , v_{corr} de los diferentes aceros estudiados.

Acero	Compresión			Tracción		
	E_{corr} [mV]	i_{corr} [$\mu\text{A}/\text{cm}^2$]	v_{corr} [$\mu\text{m}/\text{año}$]	E_{corr} [mV]	i_{corr} [$\mu\text{A}/\text{cm}^2$]	v_{corr} [$\mu\text{m}/\text{año}$]
B500SD	-240,4	5,472	63,5	-307,5	4,486	52,1
AISI 304	-300,9	2,008	23,3	-305,8	1,815	21,1
AISI 2001	-358,7	0,685	7,9	-362,2	0,673	7,8
AISI 2304	-323,4	1,135	13,2	-324,3	1,597	18,5

En la *Tabla 29* y *Tabla 30* se muestran los valores máximos de v_{corr} obtenidos para los diferentes aceros estudiados, a compresión y a tracción respectivamente, y la reducción diametral que supone tanto para una vida útil nominal de 50 años, edificios de viviendas u oficinas y estructuras de ingeniería civil (excepto obras marítimas) de repercusión económica baja o media, como para 100 años, edificios de carácter monumental o de importancia especial y puentes y otras estructuras de ingeniería civil de repercusión económica alta [44].

Atendiendo a los resultados de las armaduras a compresión mostrados en la *Tabla 29*, el acero al carbono B500SD es el que mayor reducción diametral presenta, alcanzando una reducción del 50% de su diámetro en 50 años y del 100% en 100 años. El acero inoxidable AISI 304 es el que peor comportamiento muestra entre los aceros inoxidables, con una reducción del 19,4% a 50 años y del 38,9% a 100 años, seguido del acero inoxidable AISI 2304, con una reducción del 11% y del 22% respectivamente. Siendo el acero inoxidable AISI 2001 el que menor nivel de corrosión sufre con una reducción diametral del 6,6% a 50 años y del 13,3% 100 años.

Tabla 29 . Resumen de la reducción del diámetro de los diferentes aceros en estado de compresión para una vida útil de 50 años y de 100 años.

Acero	v_{corr} [$\mu\text{m}/\text{año}$]	50 años de vida útil nominal		100 años de vida útil nominal	
		Reducción \varnothing [μm]	Reducción \varnothing [%]	Reducción \varnothing [μm]	Reducción \varnothing [%]
B500SD	63,54	3177	52,9	6354	105,9
AISI 304	23,32	1166	19,4	2332	38,9
AISI 2304	13,18	659	11,0	1318	22,0
AISI 2001	7,95	398	6,6	795	13,3

Atendiendo a los resultados de las armaduras a tracción mostrados en la *Tabla 30* la tendencia se mantiene, así: el acero al carbono B500SD es el que mayor reducción

diametral sufre alcanzando una reducción del 43,4% de su diámetro en 50 años y del 86,8% en 100 años; el acero inoxidable AISI 304 es el que peor comportamiento muestra entre los aceros inoxidables, con una reducción del 17,6% a 50 años y del 35,1% a 100 años, seguido del acero inoxidable AISI 2304, con una reducción del 15,5% y del 30,9% respectivamente. El acero inoxidable AISI 2001 es el que menor nivel de corrosión presenta con una reducción diametral del 6,5% a 50 años y del 13% 100 años.

Tabla 30. Resumen de la reducción del diámetro de los diferentes aceros en estado de tracción para una vida útil de 50 años y de 100 años.

Acero	V_{corr} [$\mu\text{m}/\text{año}$]	50 años de vida útil		100 años de vida útil	
		Reducción \emptyset [μm]	Reducción \emptyset [%]	Reducción \emptyset [μm]	Reducción \emptyset [%]
B500SD	52,09	2604	43,4	5209	86,8
AISI 304	21,08	1054	17,6	2108	35,1
AISI 2304	18,54	927	15,5	1854	30,9
AISI 2001	7,81	391	6,5	781	13,0

En la *Figura 87* se han resumido los valores de reducción diametral porcentual de los diferentes aceros estudiados, tanto a compresión (*Figura 87 a*) como a tracción (*Figura 87 b*). Se puede apreciar cómo las reducciones diametrales obtenidas son muy similares en las armaduras sometidas a los dos estados tensionales, compresión y tracción. La diferencia más notable entre ambas situaciones la muestra el acero al carbono B500SD, siendo un 18% inferior en las armaduras sometidas a tracción que a compresión,

Los valores de reducción diametral obtenidos para el acero B500SD muestran el comportamiento nefasto de este acero para estructuras expuestas a ambientes con cloruros, incluso manteniendo la concentración de cloruro dentro del límite que fija la EHE-08 [44], en 50 años se alcanza una reducción del 50%, lo que supone una reducción del 50% en la sección efectiva de la armadura. Esta reducción supera el 100% en si consideramos 100 años de servicio lo cual anula por competo la capacidad de carga de las estructuras.

Por lo contrario, los valores obtenidos para las armaduras de acero inoxidable AISI 2001 implican una reducción a 50 años del 6,5% y a 100 años del 13%, Estos coeficientes de reducción implican una pérdida de resistencia de la estructura muy baja que se cubre con los coeficientes de seguridad que la normativa [44, 198] establece tanto para las propiedades resistentes de los materiales como para las cargas para las que ha sido diseñada la estructura.

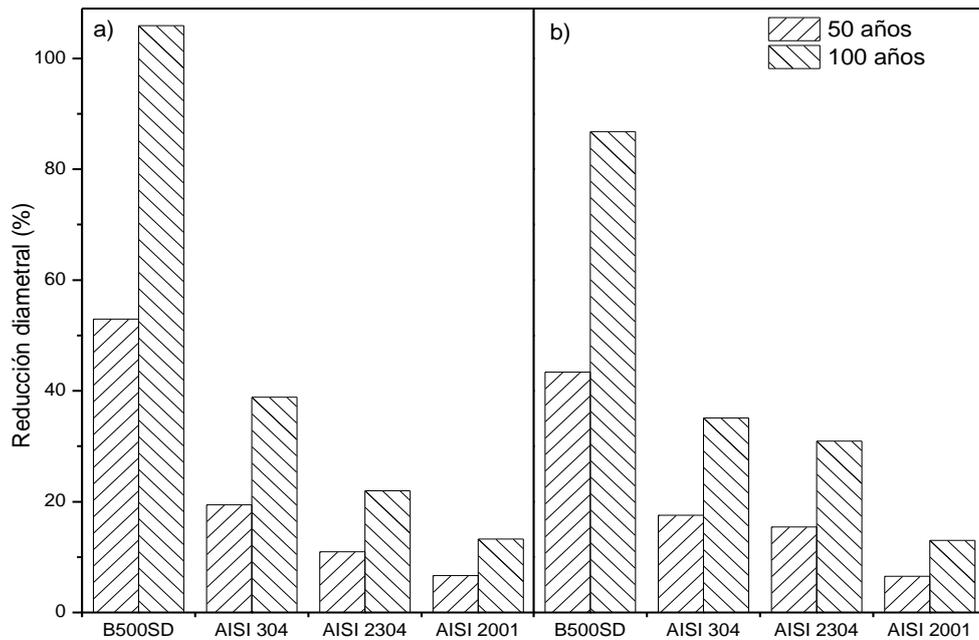


Figura 87. Reducción porcentual del diámetro de las armaduras de los aceros B500SD, AISI 304, AISI 2304 y AISI 2001 para 50 años y 100 años de vida útil. a) sometidas a compresión. b) sometidas a tracción.

Analizando el comportamiento del acero inoxidable lean dúplex AISI 2304, la reducción diametral es casi un 70% superior que para las armaduras de acero inoxidable lean dúplex AISI 2001, lo cual muestra un mejor comportamiento del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

En el presente capítulo se ha demostrado el buen comportamiento del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 frente a la corrosión bajo tensión. A continuación se va a realizar un análisis económico del empleo de dicha armadura en un puente de hormigón armado haciendo una comparativa de costes respecto al empleo de armaduras de acero al carbono B500SD.

CAPÍTULO 6 ANÁLISIS ECONÓMICO

1 INTRODUCCIÓN

El principal problema de deterioro de las estructuras de hormigón armado expuestas a ambiente marino, es la corrosión de las armaduras empleadas como refuerzo. Los cloruros presentes en el ambiente penetran a través de hormigón hasta alcanzar la armadura y desencadenar el fenómeno de la corrosión.

En el Capítulo 2 se han citado las estrategias más empleadas para hacer frente a la problemática de la corrosión en las armaduras de acero empleadas en las estructuras de hormigón armado. Sin embargo, de las opciones mencionadas ninguna garantiza un comportamiento idóneo. Así, como alternativa a estos mecanismos de protección, las armaduras de acero inoxidable se presentan como la solución.

El primer uso de este tipo de armaduras en construcción civil fue en el año 1941 para la construcción del embarcadero de Progreso en el Golfo de México [18, 25] en el que se empleó un acero similar al actual acero inoxidable austenítico AISI 304, el cual, tras 75, todavía sigue en servicio. Sin embargo su alto coste ha impedido el desarrollo de esta alternativa.

El coste del acero inoxidable puede alcanzar valores entre tres y cinco veces superior al del acero al carbono utilizado tradicionalmente en las estructuras de hormigón armado. Pero considerando la ausencia de costes procedentes de la corrosión como pueden ser, inspección, mantenimiento o reparación, que permite el empleo de armaduras de acero inoxidable, la solución de armadura de acero inoxidable puede estar justificada [249, 250]

El elevado precio es debido al alto contenido en níquel de los aceros inoxidables austeníticos. La fluctuación del precio del níquel en el mercado encarece su precio. Atendiendo a la fluctuación de los últimos 5 años del precio del níquel que se muestra en la *Figura 88*, se aprecia una tendencia a la baja que en los últimos meses se ha estabilizado en torno a 8000 €/tn, llegando a reducir el coste de las armaduras de acero inoxidable AISI 304 a la mitad. En el caso de los aceros inoxidables dúplex y lean dúplex este descenso es menos acusado, por su menor contenido en níquel

En la *Tabla 31* se muestran los precios de las armaduras de acero inoxidable austenítico AISI 304 y lean dúplex AISI 2304 Y AISI 2001 para el año 2011 y en la actualidad. La mayor reducción se aprecia en el acero inoxidable AISI 304, por un lado debido a su alto contenido en níquel pero también la gran competencia de los aceros lean dúplex ha contribuido al descenso del precio. En el caso de las armaduras de acero inoxidable lean dúplex AISI 2304 la reducción en el precio ha sido del 13,6% mientras que la del AISI 2001 ha sido del 25%.

Tabla 31. Precios de las armaduras de acero inoxidable austenítico AISI 304 y lean dúplex AISI 2304 y AIS 2001 de los años 2011 y 2016.

Acero	Precio [€/kg]	
	Año 2011	Año 2016
AISI 304	4,5	2,3
AISI 2304	3,75	3,241
AISI 2001	3,05	2,286

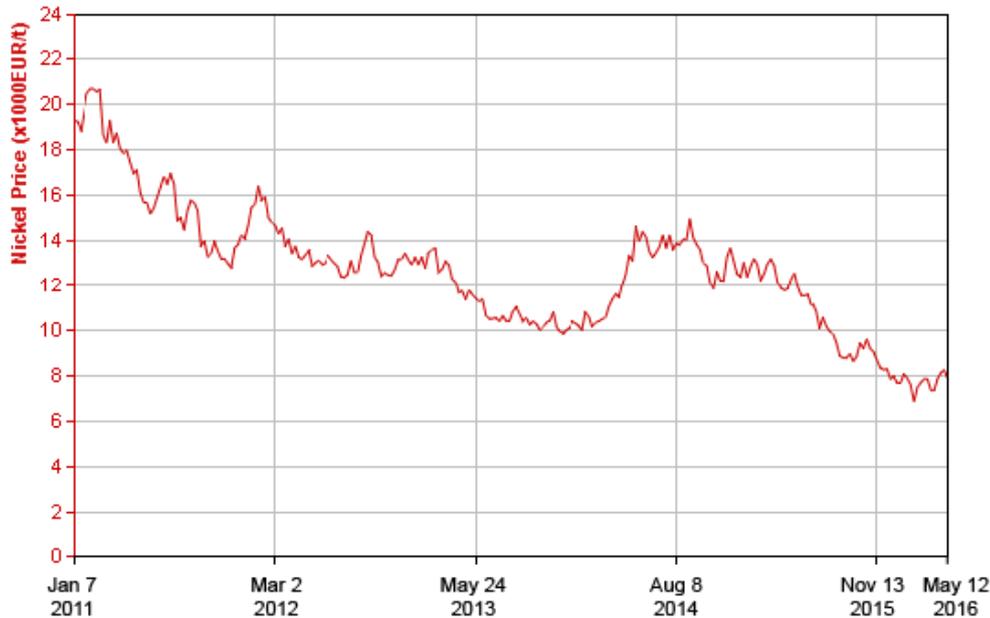


Figura 88. Evolución del precio del Ni durante los últimos 5 años [144].

En el presente capítulo se procede a realizar un análisis económico comparativo del empleo de armaduras de acero inoxidable lean dúplex respecto al uso de armaduras de acero al carbono.

Visto el buen comportamiento de las armaduras de acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 y AISI 2304 en los ensayos de corrosión bajo tensión analizados en el capítulo anterior, serán estas las armaduras que se empleen para el análisis económico junto con el acero inoxidable austenítico AIS 304.

El análisis se va a realizar respecto a un puente de hormigón armado de 45 m de longitud y 8 m de ancho. El tablero apoyará en los extremos y en dos pilas de sección circular separadas 17 m y colocadas simétricamente respecto al centro del vano del tablero. Este tipo de puente es un diseño comúnmente empleado en ingeniería civil. Todos los detalles de diseño y estructura se muestran en el Anexo 1.

Para el análisis económico se consideraran dos posibles soluciones. En una se considerará el empleo de acero inoxidable en toda la estructura y en la otra se considerará el empleo de armadura de acero inoxidable en las zonas críticas. Para

el cálculo de la cuantía de acero inoxidable se realizará teniendo en cuenta las exigencias que la normativa actual, la EHE-08 [44], establece para las armaduras de acero al carbono. Se ha tomado este criterio porque, pese a que existen directrices para el uso de acero inoxidable como armadura de refuerzo, éstas están basadas en la normativa del empleo de acero al carbono tradicional [41, 42].

2 DISEÑO DE UN PUENTE DE HORMIGÓN ARMADO

Para el análisis económico se ha considerado un puente de hormigón compuesto por un tablero de 45 m de largo y 8 m de ancho. Se trata de un paso superior tanto para peatones como para automóviles que salva una altura de 7,67 m por encima de unas vías de ferrocarril. En la *Figura 89* se muestra la planta del puente sobre las vías.

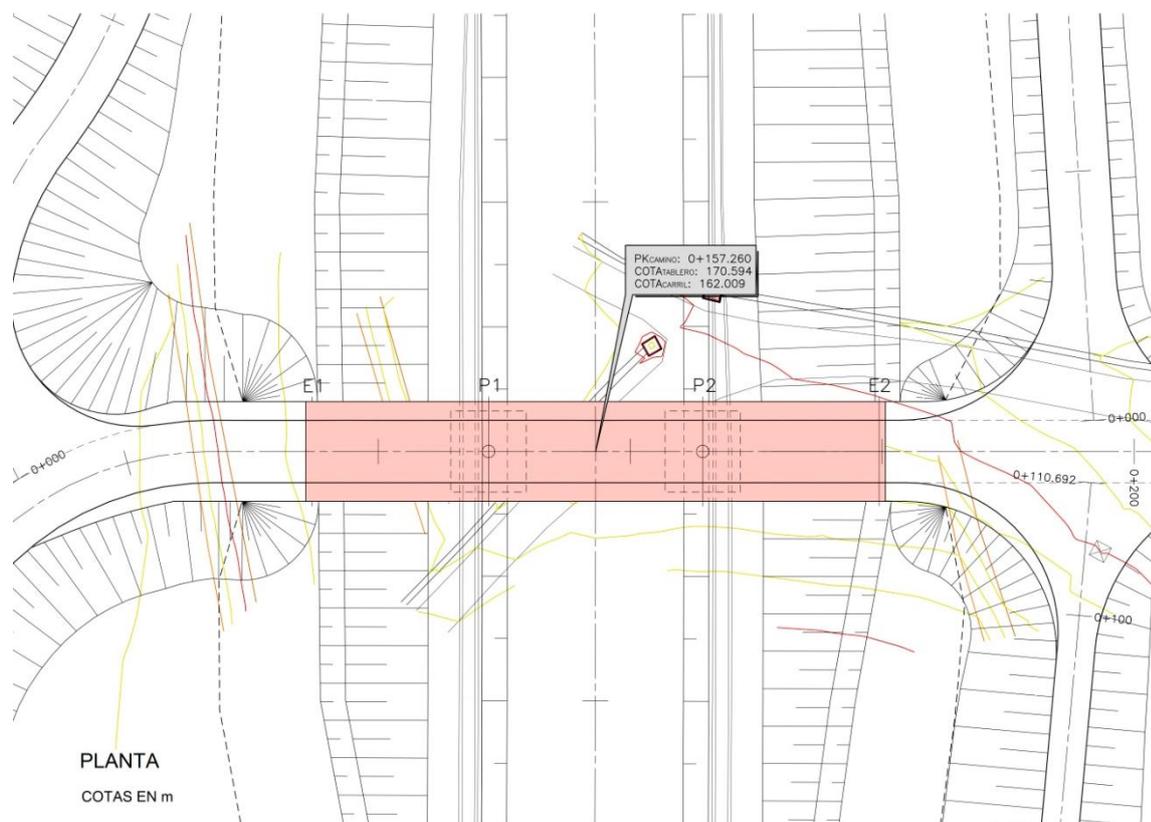


Figura 89. Vista en planta del puente de 45 m de longitud y 8 m de ancho.

El puente está en zona de ataque atmosférico de cloruros, se trata de una clase de exposición tipo IIIa según la EHE-08 [44]. Al tratarse de un puente, la EHE-08 establece una vida útil nominal de 100 años, este hecho junto con la clase de exposición III a definida, limita el recubrimiento mínimo (distancia mínima entre la superficie exterior del hormigón y la superficie externa de la armadura más cercana a la superficie del hormigón), a 35 mm y una anchura máxima de fisuración de 0,1mm.

En la *Figura 90* se muestra el alzado del puente que se va analizar debidamente acotado. Se trata de un puente de 45 m de longitud con cuatro puntos de apoyo. Dos

de los apoyos están situados en sus extremos sobre dos estribos, identificadas como E1 y E2, una en cada extremo, y los otros dos, son dos pilas identificadas como P1 y P2 dispuestas a una distancia entre sí de 17 m en disposición simétrica respecto al centro del vano.

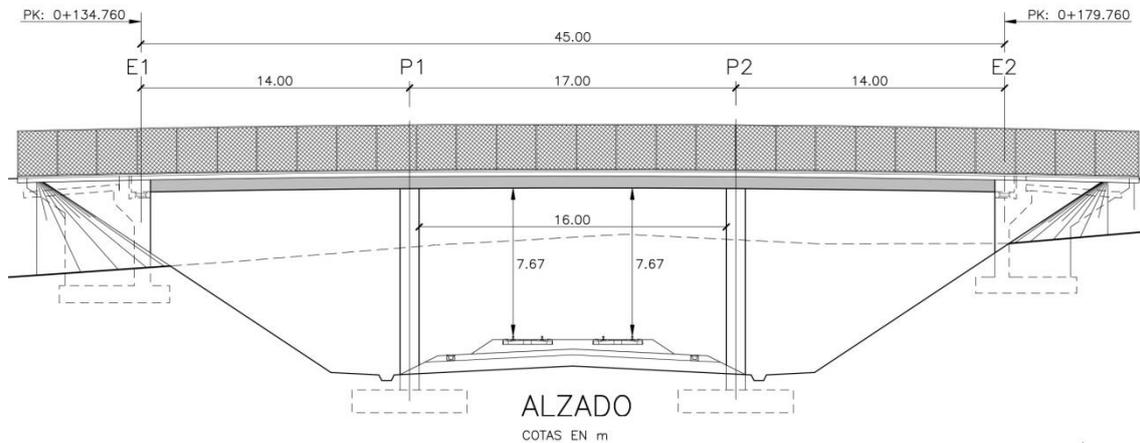


Figura 90. Alzado del puente objeto de estudio.

El tablero tiene una anchura de 8 m con una capacidad para dos carriles, de 2,5 m de ancho cada uno, y un arcén por cada uno de 0,5 m, y dos aceras dispuestas una en cada extremo de 1 m de ancho. En la *Figura 91* se muestra una sección transversal del tablero con las cotas mencionadas.

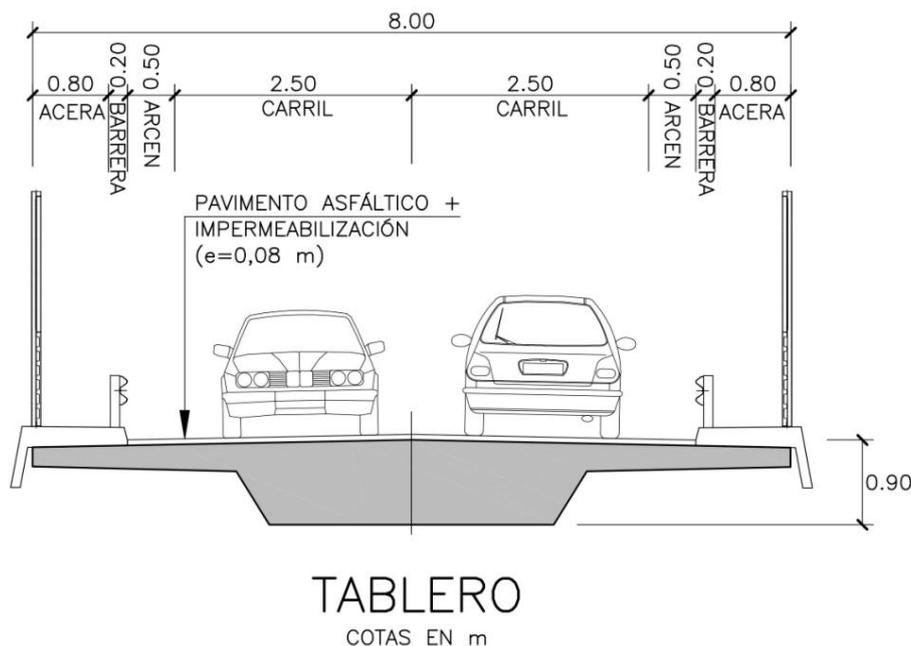


Figura 91. Sección transversal del tablero de 45 m de longitud.

Las pilas, identificadas en *Figura 90* como P1 y P2, están dispuestas, tal y como se muestra en la *Figura 90* en la parte central del vano y salvan una altura neta de 7,67 m. La longitud de cada una de las pilas desde la cara superior de la zapata hasta la cara inferior del tablero es de 10,5 m con una sección circular de 1 m de diámetro.

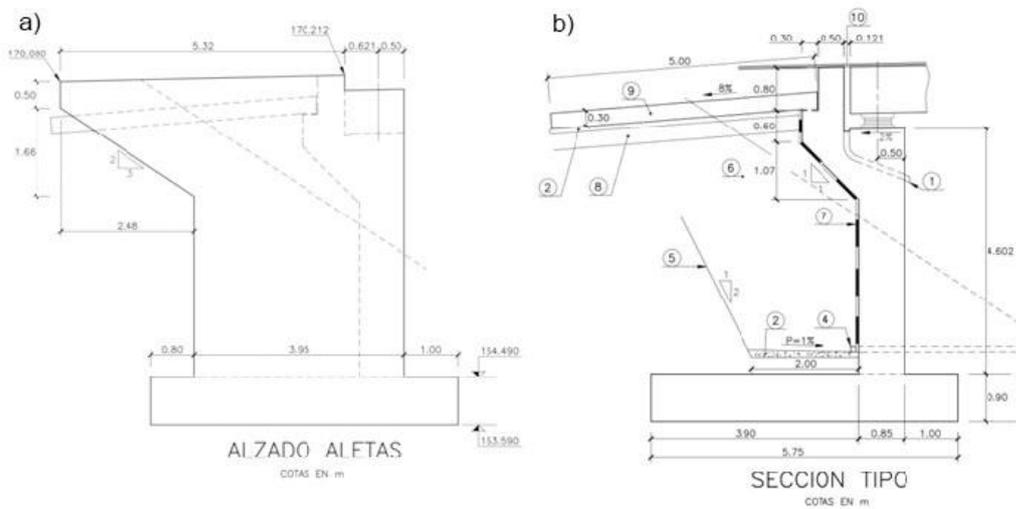


Figura 93. Diseño de la aletas de los apoyos de los extremos. a) Alzado y b) sección intermedia.

Una vez visto el diseño del puente a estudiar se van a analizar los planos estructurales de cada elemento para el cálculo de la cuantía en peso de acero necesario.

2.1 ESTRUCTURA DEL TABLERO

El armado del tablero está compuesto por armadura transversal, longitudinal y cercos. A lo largo de la longitud del tablero, las tensiones a las que está sometido el elemento estructural varían, por lo que la cuantía necesaria en cada sección será diferente. Por ello el diámetro de las armaduras varía en un rango de 12 mm a 32 mm, según su posición dentro del tablero.

En el Anexo 1 se muestran los detalles estructurales del tablero. Partiendo de las armaduras que se muestran en él, se ha realizado el cálculo de los kg de acero necesarios para absorber las cargas a las que va a estar sometida la estructura.

De los detalles mostrados en el Anexo 1, en el Anexo 2 se ha desglosado la cuantía de acero según su posición en el tablero. En la *Figura 1* y *Figura 2* del Anexo 2 se resume la armadura empleada para el armado del tablero.

El tablero tiene una cuantía de acero de 49.388,12 kg distribuida en todo su volumen. Siendo el volumen que ocupa de 195,81 m³ y su longitud de 45 m, y la superficie media de la sección es de 4,35 m². Considerando la geometría del tablero, la cuantía de acero es de 1.097,51 kg/m_{lineal}.

2.2 ESTRUCTURA DE LAS PILAS

El tablero en la parte central descansa sobre dos pilas de 1m de diámetro que salvan una altura de 7,67 m. Estas pilas a su vez se apoyan sobre zapatas de sección $6 \times 6 \text{ m}^2$ y una altura de 1,2 m.

Estructuralmente como geoméricamente ambas pilas son iguales. En el Anexo 1 se muestran los detalles estructurales tanto en el fuste como de la zapata. Partiendo de estos detalles, se ha calculado la cuantía de acero en masa necesaria para soportar las cargas a las que va ser sometida.

De los detalles mostrados en el Anexo 1, en el Anexo 2 se ha desglosado la cuantía de acero necesaria para la pila y para su cimentación. En la *Figura 3* del Anexo 2 se resume la armadura empleada para el armado una del fuste de las pilas (*Figura 3a*) y de su cimentación (*Figura 3b*).

Analizando la pila en sí, sus dimensiones son de 1 m de diámetro y una longitud total de 10,5 m. El acero necesario en la pila es de 2.855,8 kg lo que equivale a $271,98 \text{ kg/m}_{\text{lineal}}$. En cuanto a la cimentación, la su sección transversal es de $6 \times 1,2 \text{ m}^2$ con una longitud de 6 m, la cuantía obtenida para la zapata es de 2162,01 kg, lo que equivale a $360,34 \text{ kg/m}_{\text{lineal}}$.

2.3 ESTRUCTURA DE LOS ESTRIBOS

En los extremos el tablero descansa sobre dos estribos que en la *Figura 90* se han identificado como E1 y E2. En la *Figura 93* se muestra la geometría de uno de los estribos.

En el Anexo 1 se muestran los detalles estructurales de los estribos. Partiendo de las armaduras que se muestran en él, se ha realizado el cálculo de acero necesario en masa para absorber las cargas a las que va a estar sometida la estructura.

En el Anexo 2 se ha desglosado la cuantía necesaria para cada uno de los estribos. De la *Figura 4 a Figura 6* del Anexo 2 se resume la cuantía armadura empleada por cada elemento en el estribo E1.

El estribo E1 tiene una longitud de 8 m y descansa sobre una zapata de 0,9 m de canto que ocupa una superficie de $8,6 \times 5,75 \text{ m}$. De la zapata se alza un muro de 4,602 m de alto con una sección de $8 \times 0,85 \text{ m}^2$. Del muro nacen en los extremos laterales una aleta a cada lado y en la zona intermedia el cargadero sobre el que apoyará la losa de transición de 0,3 m de canto y un murete de 0,8 m de altura.

En cuanto a la cuantía de acero en masa necesaria para cada elemento que compone el estribo E1, de la *Figura 4 a Figura 6* del Anexo 2 se obtienen los siguientes valores:

- Cimentación: 4.317,14 kg, teniendo en cuenta que la longitud de la misma es de 5,75 m, equivale a 750,81 kg/m_{lineal}.
- Muro: 3.290,26 kg, siendo su longitud de 8 m supone una cuantía de 411,28 kg/m_{lineal}.
- Aleta: 1.480,7 kg por cada aleta 5,32 m de longitud, lo cual supone 278,33 kg/m_{lineal} por cada aleta.
- Cargadero, murete y losa de transición: 2.732,73 kg repartidos a lo largo de 5,5 m, lo cual supone una cuantía de 496,86 kg/m_{lineal}.

Aunque ambos estribos mantienen la misma geometría, no se puede decir lo mismo de sus dimensiones por lo que la cuantía de acero necesaria para cada estribo será diferente. De la *Figura 7 a Figura 9* del Anexo 2 se resume la cuantía armadura empleada por cada elemento en el estribo E2.

El estribo E2 tiene una longitud de 8 m y descansa sobre una zapata de 0,85 m de canto que ocupa una superficie de 8,6x5,25 m. De la zapata se alza un muro de 4,132 m de alto con una sección de 8x0,75 m². Del muro nacen en los extremos laterales una aleta a cada lado y en la zona intermedia el cargadero sobre el que apoyará la losa de transición de 0,3 m de canto y un murete de 0,8 m de altura.

En cuanto a la cuantía de acero en masa necesaria para cada elemento que compone el estribo E2, de la *Figura 7 a Figura 9* del Anexo 2 se obtienen los siguientes valores:

- Cimentación: 4.014,23 kg, teniendo en cuenta que la longitud de la misma es de 5,25 m, equivale a 764,6 kg/m_{lineal}.
- Muro: 3.146,38 kg, siendo su longitud de 8 m supone una cuantía de 393,3 kg/m_{lineal}.
- Aleta: 1.406,88 kg por cada aleta 5,32 m de longitud, lo cual supone 264,4 kg/m_{lineal} por cada aleta.
- Cargadero, murete y losa de transición: 2.749,49 kg repartidos a lo largo de 5,5 m, lo cual supone una cuantía de 499,9 kg/m_{lineal}.

2.4 RESUMEN DE LA CUANTÍA EN MASA DE ACERO EMPLEADO EN LA ESTRUCTURA

En los apartados anteriores se ha analizado detenidamente la cuantía de acero en masa necesaria para la estructura. En la *Tabla 32* se muestra un resumen de dicha cuantía.

El tablero necesita 49.388,12 kg de acero para absorber las tensiones a las que va a ser sometido. En cuanto a las pilas, cada una de ellas está armada con 5.017,81 kg de acero, teniendo en cuenta que se necesitan dos pilas, la partida de acero para las pilas asciende a 10.035,62 kg. El estribo E1 está armado con 13.301,53 kg de acero mientras que la cuantía para el estribo E2 es ligeramente inferior, de 12.723,86 kg.

Todo ello suma una cuantía total de armaduras de acero para la estructura completa de 85.449,13kg.

Tabla 32. Resumen de la cuantía de acero en masa necesaria por elemento estructural.

Elemento estructural	Componente	Longitud [m _{lineal}]	Cuantía de acero [kg/m _{lineal}]	Cuantía de acero [kg/unid.]	Cantidad [uni.]	Cuantía de acero [kg]
	-	45,00	1.097,51	49.388,12	1,00	49.388,12
Tablero	Subtotal tablero					49.388,12
	Cimentación	6,00	360,34	2.162,01	2,00	4.324,02
Pila	Fuste	10,50	271,98	2.855,80	2,00	5.711,60
	Subtotal pilas					10.035,62
	Cimentación	5,75	750,81	4.317,14	1,00	4.317,14
	Muro	8,00	411,28	3.290,26	1,00	3.290,26
	Aleta	5,32	278,33	1.480,70	2,00	2.961,40
Estribo E1	Cargadero, murete, losa de transición	5,50	496,86	2.732,73	1,00	2.732,73
	Subtotal E1					13.301,53
	Cimentación	5,25	764,62	4.014,23	1,00	4.014,23
	Muro	8,00	393,30	3.146,38	1,00	3.146,38
	Aleta	5,32	264,45	1.406,88	2,00	2.813,76
Estribo E2	Cargadero, murete, losa de transición	5,50	499,91	2.749,49	1,00	2.749,49
	Subtotal E2					12.723,86
	TOTAL					85.449,13

3 ANÁLISIS ECONÓMICO

Teniendo en cuenta los precios, del acero inoxidable austenítico AISI 304 y los aceros inoxidables lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001 en la actualidad resumidos en *la Tabla 31* se va a realizar un análisis económico partiendo del coste de la obra empleando un acero al carbono B500SD y sustituyendo completamente o parcialmente el acero al carbono por cada uno de los aceros inoxidables.

En *la Tabla 33* se resume al coste total de la armadura la estructura empleando únicamente acero al carbono B500SD como solución para las armaduras. El coste total del acero, cuyo precio unitario es de 0,7 €/kg, asciende a 59.814,39 €, lo que

supone un porcentaje del 25% del coste total de la obra, que asciende a 237.890,20€.

Tabla 33. Resumen del coste total de acero B500SD empleado como armadura y del coste total de la obra.

Elemento estructural	Precio [€/kg]	Cuantía de acero [kg]	Importe acero [€]	Importe elemento [€]
Tablero	0,70	49.388,12	34.571,68	124.121,37
Pilas	0,70	10.035,62	7.024,93	25.626,45
Estribo E1	0,70	13.301,53	9.311,07	44.914,17
Estribo E2	0,70	12.723,86	8.906,70	43.228,22
TOTAL			59.814,39	237.890,20

3.1 SUSTITUCIÓN TOTAL DE LA ARMADURA

En este apartado se va a realizar el análisis económico considerando una sustitución total de la armadura de acero al carbono B500SD por cada uno de los siguientes aceros inoxidables: acero inoxidable austenítico AISI 304, acero inoxidables lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001. Para el cálculo del coste de la obra se parte de las cuantías en masa resumidas en la *Tabla 33*.

En la *Tabla 34* se muestra el desglose del coste por elemento estructural de la obra empleando únicamente acero inoxidable. Los aceros inoxidables empleados son el acero inoxidable austenítico AISI 304 y lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001.

En la *Tabla 35* se resumen los costes del empleo de los aceros inoxidables austenítico AISI 304 y lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001 con los sobrecostes totales y porcentuales respecto al empleo del acero al carbono B500SD.

La sustitución completa del acero al carbono B500SD por el acero inoxidable AISI 304 supone un coste del acero de 196.533 €, lo que supone un sobrecoste de 136.718,61 € en el total de la obra (un 57,47% superior al uso del B500SD); si consideramos el empleo del acero inoxidable AISI 2304 el coste del acero sería de 276.940,63 €, esto supone un sobrecoste de 217.126,24 € (un 91,27% superior al uso del B500SD). De las tres, la opción más económica sería el empleo de armadura de acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 con un coste de acero de 195.336,71 €, cuyo sobrecoste sería de 135.522,32 € (un 56,97% superior al uso del B500SD).

El empleo de los aceros inoxidables estudiados supone un incremento del coste total de la obra de entre el 91,5% y el 56,97%. Cualquiera de las soluciones aseguraría un buen estado de la estructura durante los 100 años de vida útil nominal que exige la EHE-08 [44] sin necesidad de mantenimiento ni reparaciones.

Otra opción que permitiría reducir los costes del empleo de armaduras de acero inoxidable sería la sustitución parcial de la armadura de acero al carbono por acero inoxidable. En el siguiente apartado se analiza esta opción.

Tabla 34. Desglose de coste sustituyendo totalmente la armadura de acero al carbono B500SD por acero inoxidable austenítico AISI 304 y lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001.

Acero	Elemento estructural	Precio [€/kg]	Cuantía de acero [kg]	Importe acero [€]	Importe elemento [€]
AISI 304	Tablero	2,30	49.388,12	113.592,68	203.142,36
	Pilas	2,30	10.035,62	23.081,93	41.683,44
	Estribo E1	2,30	13.301,53	30.593,52	66.196,61
	Estribo E2	2,30	12.723,86	29.264,88	63.586,39
	TOTAL			196.533,00	374.608,81
AISI 2304	Tablero	3,24	49.388,12	160.066,90	249.616,58
	Pilas	3,24	10.035,62	32.525,44	51.126,96
	Estribo E1	3,24	13.301,53	43.110,26	78.713,35
	Estribo E2	3,24	12.723,86	41.238,03	75.559,54
	TOTAL			276.940,63	455.016,44
AISI 2001	Tablero	2,286	49.388,12	112.901,24	202.450,93
	Pilas	2,286	10.035,62	22.941,43	41.542,94
	Estribo E1	2,286	13.301,53	30.407,30	66.010,39
	Estribo E2	2,286	12.723,86	29.086,74	63.408,26
	TOTAL			195.336,71	373.412,52

Tabla 35. Resumen de costes totales de del empleo total del acero AISI 304, AISI 2304 y AISI 2001 y sus sobrecostes respecto al empleo del acero B500SD.

Acero	Importe acero [€]	Importe elemento [€]	Sobrecoste total [€]	Sobrecoste total [%]
AISI 304	196.533,00	374.608,81	136.718,61	57,47%
AISI 2304	276.940,63	455.016,44	217.126,24	91,27%
AISI 2001	195.336,71	373.412,52	135.522,32	56,97%

3.2 SUSTITUCIÓN PARCIAL DE LA ARMADURA

Con la intención de reducir los costes del uso de armaduras inoxidables en vez de armaduras de acero al carbono, otra opción se ha planteado, es el empleo combinado de ambos aceros. De esta manera, se va a analizar el coste de la estructura empleando armaduras de acero inoxidable únicamente en las zonas expuestas de la estructura.

Para ello se han analizado dos opciones; en la primera de ellas (OPCIÓN A) se va a reemplazar el acero al carbono B500SD de las zonas expuestas por acero inoxidable. En la segunda opción (OPCIÓN B) se va a reemplazar el acero al carbono B500SD con mayor susceptibilidad de sufrir corrosión bajo tensión por acero inoxidables.

Opción A

Como ya se ha comentado, en esta opción se va a reemplazar el acero al carbono B500SD de las zonas expuestas al ataque de los cloruros por acero inoxidable, manteniendo la armadura de acero al carbono B500SD de los elementos protegidos del ataque de los cloruros.

Estudiando los planos que se adjuntan en el Anexo 1, se puede apreciar como los estribos E1 y E2 están protegidos del ambiente externo por un muro de piedra arenisca y terraplén sembrado, por lo tanto para ambos estribos se va a emplear armadura de acero al carbono B500SD. En cuanto a las pilas, las cimentaciones son elementos no expuestos al igual que el arranque de cada pila (0,84m) desde la cimentación. En lo que al tablero se refiere, todo él se considera zona expuesta, no sólo al ataque atmosférico de cloruros, sino que también al ataque de los cloruros que se encuentran en las sales que se vierten sobre el asfalto para evitar el patinaje de los coches, en caso de heladas.

Teniendo en cuenta las zonas no expuestas y las zonas expuestas, la cuantía de acero en masas de acero al carbono total es de 30.806,34 kg y de acero inoxidable es de 54.642,79 kg. Esta solución supone que el 63,95% del acero utilizado sea de acero inoxidable y el otro 36,05% de acero al carbono. En la *Tabla 36* se desglosa la cuantía en masa de acero al carbono y de acero inoxidable en caso de sustitución parcial.

Tabla 36. Desglose de cuantía en masa de acero inoxidable y acero al carbono de la estructura para la OPCIÓN A.

Elemento estructural	Componente	Material	Longitud [m]	Cuantía de acero [kg/m _{lineal}]	Cuantía de acero [kg/unid.]	Cantidad [uni.]	Cuantía de acero [kg]
Tablero	-	Inoxidable	45,00	1.097,51	49.388,12	1,00	49.388,12
	Subtotal tablero	Inoxidable					49.388,12
Pila	Cimentación	Acero al carbono	6,00	360,34	2.162,01	2,00	4.324,02
	Fuste	Inoxidable	9,66	271,98	2.627,34	2,00	5.254,67
		Acero al carbono	0,84	271,98	228,46	2,00	456,93
	Subtotal pilas	Inoxidable			2.627,34		5.254,67
		Acero al carbono			2.390,47		4.780,95
Estribo E1	Cimentación	Acero al carbono	5,75	750,81	4.317,14	1,00	4.317,14
	Muro	Acero al carbono	8,00	411,28	3.290,26	1,00	3.290,26
	Aleta	Acero al carbono	5,32	278,33	1.480,70	2,00	2.961,40
	Cargadero, murete, losa de transición	Acero al carbono	5,50	496,86	2.732,73	1,00	2.732,73
	Subtotal E1	Acero al carbono					13.301,53
Estribo E2	Cimentación	Acero al carbono	5,25	764,62	4.014,23	1,00	4.014,23
	Muro	Acero al carbono	8,00	393,30	3.146,38	1,00	3.146,38
	Aleta	Acero al carbono	5,32	264,45	1.406,88	2,00	2.813,76
	Cargadero, murete, losa de transición	Acero al carbono	5,50	499,91	2.749,49	1,00	2.749,49
	Subtotal E2	Acero al carbono					12.723,86
		Inoxidable					54.642,79
TOTAL		Acero al carbono					30.806,34

Tal y como se ha comentado, en la solución propuesta, el tablero en el tablero únicamente se emplearía acero inoxidable en el cual se utilizarán 49.388,12 kg del mismo. Por lo contrario, en los estribos sólo se emplearía acero al carbono lo que supone una cuantía, considerando ambos estribos, de 26.025,39 kg de acero al carbono. En cuanto a las pilas, de los 10,5 m de longitud del fuste 0,84 m y la cimentación están bajo el subsuelo lo por lo que no se encuentran expuestas y se armaran con 4.780,95 kg acero al carbono, el resto del fuste se emplearan 5.254,67 kg de acero inoxidable. En la *Tabla 37* se resumen las cuantías de acero por elemento estructura.

Tabla 37. Resumen de cuantía en masa de acero inoxidable y acero al carbono de la estructura para la opción A.

Elemento estructural	Cantidad [uni.]	Material	Cuantía de acero [kg]
Tablero	1	Inoxidable	49.388,12
Pila	2	Inoxidable	5.254,67
		Acero al carbono	4.780,95
Estribo E1	1	Acero al carbono	13.301,53
Estribo E2	1	Acero al carbono	12.723,86
		Inoxidable	54.642,79
TOTAL		Acero al carbono	30.806,34

En la *Tabla 38* se muestra el desglose del coste por elemento estructural de la obra empleando parcialmente acero inoxidable según la opción A. Los aceros inoxidables empleados son el acero inoxidable austenítico AISI 304 y lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001. El coste total de la obra, en el caso de emplear como acero inoxidable el austenítico AISI 304, es de 325.318,66 €. Este coste aumenta a 376.682,89 € si el acero inoxidable empleado es el AISI 2304 y es de 324.553,67 € si se emplea el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

Tabla 38. Desglose de coste sustituyendo parcialmente según la OPCIÓN A la armadura de acero al carbono B500SD por acero inoxidable austenítico AISI 304 y lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001.

Material de sustitución	Elemento estructural	Material	Precio [€/kg]	Cuantía de acero [kg]	Importe acero [€]	Importe elemento [€]	
AISI 304	Tablero	Inoxidable	2,3	49.388,12	113.592,676	203.142,36	
	Pila	Inoxidable	2,3	5.254,67	12.085,7456	34.033,92	
		Acero al carbono	0,7	4.780,95	3.346,6636		
	Estribo E1	Acero al carbono	0,7	13.301,53	9.311,071	44.914,17	
	Estribo E2	Acero al carbono	0,7	12.723,86	8.906,702	43.228,22	
			Inoxidable		54.642,79	125.678,422	
		Subtotal	Acero al carbono		30.806,34	21.564,4366	
	TOTAL				147.242,858	325.318,66	
AISI 2304	Tablero	Inoxidable	3,24	49.388,12	160017,509	249.567,20	
	Pila	Inoxidable	3,24	5.254,67	17025,1373	38.973,31	
		Acero al carbono	0,7	4.780,95	3346,6636		
	Estribo E1	Acero al carbono	0,7	13.301,53	9311,071	44.914,17	
	Estribo E2	Acero al carbono	0,7	12.723,86	8906,702	43.228,22	
			Inoxidable		54.642,79	177.042,646	
		Subtotal	Acero al carbono		30.806,34	21.564,4366	
	TOTAL				198.607,083	376.682,89	
AISI 2001	Tablero	Inoxidable	2,286	49.388,12	112.901,242	202.450,93	
	Pila	Inoxidable	2,286	5.254,67	12.012,1802	33.960,36	
		Acero al carbono	0,7	4.780,95	3.346,6636		
	Estribo E1	Acero al carbono	0,7	13.301,53	9.311,071	44.914,17	
	Estribo E2	Acero al carbono	0,7	12.723,86	8.906,702	43.228,22	
			Inoxidable		54.642,79	124.913,423	
		Subtotal	Acero al carbono		30.806,34	21.564,4366	
	TOTAL				146.477,859	324.553,67	

En la *Tabla 39* se resumen el coste de la obra en función del acero inoxidable empleado junto con el acero al carbono B500SD. El sobrecoste en el caso de emplear como acero inoxidable el austenítico AISI 304 respecto a la solución en acero al carbono es de 87.428,47 € (un 36,75% superior a la solución con acero al carbono B500SD). Este sobre coste aumenta a 138.792,69 € (un 58,34% superior a la solución con acero al carbono B500SD) si el acero inoxidable empleado es el AISI 2304 y es de 86.663,47 € (un 36,43% superior a la solución con acero al carbono B500SD) si se emplea el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

Tabla 39. Resumen de costes totales de del empleo parcial del acero AISI 304, AISI 2304 y AISI 2001 combinado con acero al carbono B500SD, según la OPCIÓN A, y sus sobrecostes respecto al empleo del acero al carbono B500SD en toda la obra.

Acero inoxidable empleado	Importe acero [€]	Importe elemento [€]	Sobrecoste total [€]	Sobrecoste total [%]
AISI 304	147.242,86	325.318,66	87.428,47	36,75%
AISI 2304	198.607,08	376.682,89	138.792,69	58,34%
AISI 2001	146.477,86	324.553,67	86.663,47	36,43%

La solución actual supone un incremento del coste total de la obra respecto al empleo del acero al carbono B500SD de entre el 58,34% y el 36,43%. Empleando cualquier acero inoxidable de los mostrados en *Tabla 39* aseguraría un buen estado de la estructura durante los 100 años de vida útil nominal que exige la EHE-08 [44] sin necesidad de mantenimiento ni reparaciones.

Comparando esta solución con la sustitución total de la armadura por acero inoxidable analizada en el apartado anterior, permite una reducción de costes entre un 33,16% y un 20,54 % respecto al empleo total de armaduras de acero inoxidable.

Opción B

En este caso, se va a reemplazar el acero al carbono B500SD susceptible de sufrir corrosión bajo tensión por acero inoxidable. Las zonas susceptibles de sufrir corrosión bajo tensión son aquellas que están bajo la acción simultánea de los cloruros y la tensión aplicada. Considerando un ataque homogéneo de cloruros de las zonas expuestas, aquellas zonas de los elementos sometidas a mayor tensión serán más susceptibles de desencadenar el fenómeno de la corrosión.

Estudiando los planos que se adjuntan en el Anexo 1, los estribos E1 y E2 están protegidos del ambiente externo, por lo tanto para ambos estribos se va a emplear armadura de acero al carbono B500SD.

En cuanto a las pilas, las cimentaciones son elementos no expuestos al igual que el arranque de cada pila (0,84m) desde la cimentación, en cuanto a la distribución de tensiones, la mayor carga de las pilas la soporta la armadura longitudinal de la parte superior, por ello se reemplazarán los 4,2 m superiores de las pilas con armadura de acero inoxidable y el resto con acero al carbono B500SD.

En lo que al tablero se refiere, todo él se considera zona expuesta, no sólo al ataque atmosférico de cloruros, sino que también al ataque de los cloruros que se encuentran en las sales que se vierten sobre el asfalto para evitar el patinaje de los coches en caso de heladas. Las cargas se distribuyen a lo largo de tablero siendo la armadura longitudinal inferior del centro del vano y la armadura superior de unión en las pilas las zonas más solicitadas, y será precisamente en estas zonas donde se

considere el empleo de acero inoxidable mientras que en el resto de mantendrá la armadura de acero al carbono B500SD.

Tabla 40. Desglose de cuantía en masa de acero inoxidable y acero al carbono de la estructura para la OPCIÓN B.

Elemento estructural	Componente	Material	Longitud [m]	Cuantía de acero [kg/m _{lineal}]	Cuantía de acero [kg/unid.]	Cantidad [uni.]	Cuantía de acero [kg]
Tablero	-	Inoxidable	45,00	560,74	25.233,10	1,00	25.233,10
		Acero al carbono	45,00	536,78	24.155,02	1,00	24.155,02
	Subtotal tablero	Inoxidable					25.233,10
		Acero al carbono					24.155,02
Pila	Cimentación	Acero al carbono	6,00	360,34	2.162,01	2,00	4.324,02
	Fuste	Inoxidable	4,20	271,98	1.142,32	2,00	2.284,64
		Acero al carbono	6,30	271,98	1.713,48	2,00	3.426,96
	Subtotal pilas	Inoxidable			1.142,32		2.284,64
	Acero al carbono			3.875,49		7.750,98	
Estribo E1	Cimentación	Acero al carbono	5,75	750,81	4.317,14	1,00	4.317,14
	Muro	Acero al carbono	8,00	411,28	3.290,26	1,00	3.290,26
	Aleta	Acero al carbono	5,32	278,33	1.480,70	2,00	2.961,40
	Cargadero, murete, losa de transición	Acero al carbono	5,50	496,86	2.732,73	1,00	2.732,73
	Subtotal E1	Acero al carbono					13.301,53
Estribo E2	Cimentación	Acero al carbono	5,25	764,62	4.014,23	1,00	4.014,23
	Muro	Acero al carbono	8,00	393,30	3.146,38	1,00	3.146,38
	Aleta	Acero al carbono	5,32	264,45	1.406,88	2,00	2.813,76
	Cargadero, murete, losa de transición	Acero al carbono	5,50	499,91	2.749,49	1,00	2.749,49
	Subtotal E2	Acero al carbono					12.723,86
TOTAL	Inoxidable						27.517,74
	Acero al carbono						57.931,39

Teniendo en cuenta las zonas no expuestas y las zonas expuestas, y las zonas de mayor tensión, la cuantía de acero en masas de acero al carbono total es de 57.931,39 kg y de acero inoxidable es de 27.517,74 kg. Esta solución supone que el 32,20% del acero utilizado sea de acero inoxidable y el otro 67,80% de acero al carbono. En la *Tabla 40* se desglosa la cuantía en masa de acero al carbono y de acero inoxidable en caso de sustitución parcial.

Tal y cómo se ha comentado, en la solución propuesta, en el tablero y en las pilas se combina el empleo de acero al carbono y acero inoxidable, mientras que los estribos sólo se ha empleado el acero al carbono. De esta manera, de los 27.517,74 kg de acero inoxidable empleados, 25.233,10 kg se emplean en el tablero (un 51% del acero total empleado en el tablero) y los 2.284,64 kg restantes se emplean en las pilas repartidos por igual en ambas pilas (un 23% de la armadura de la pila es de acero inoxidable). En la *Tabla 41* se resumen las cuantías de acero por elemento estructura.

Tabla 41. Resumen de cuantía en masa de acero inoxidable y acero al carbono de la estructura para la opción B.

Elemento estructural	Cantidad [uni.]	Material	Cuantía de acero [kg]
Tablero	1	Inoxidable	25.233,10
		Acero al carbono	24.155,02
Pila	2	Inoxidable	2.284,64
		Acero al carbono	7.750,98
Estribo E1	1	Acero al carbono	13.301,53
Estribo E2	1	Acero al carbono	12.723,86
		Inoxidable	27.517,74
Subtotal		Acero al carbono	57.931,39
TOTAL			85.449,13

En la *Tabla 42* se muestra el desglose del coste por elemento estructural de la obra empleando parcialmente acero inoxidable según la opción B. Los aceros inoxidables empleados son el acero inoxidable austenítico AISI 304 y lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001. El coste total de la obra, en el caso de emplear como acero inoxidable el austenítico AISI 304, es de 281.918,58 €. Este coste aumenta a 307.785,26 € si el acero inoxidable empleado es el AISI 2304 y a 281.533,33 € si se emplea el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

Tabla 42. Desglose de coste sustituyendo parcialmente según la OPCIÓN B la armadura de acero al carbono B500SD por acero inoxidable austenítico AISI 304 y lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001.

Material de sustitución	Elemento estructural	Material	Precio [€/kg]	Cuantía de acero [kg]	Importe acero [€]	Importe elemento [€]
AISI 304	Tablero	Inoxidable	2,3	25.233,10	58.036,13	164.494,33
		Acero al carbono	0,7	24.155,02	16.908,514	
	Pila	Inoxidable	2,3	2.284,64	5.254,672	29.281,87
		Acero al carbono	0,7	7.750,98	5.425,686	
	Estribo E1	Acero al carbono	0,7	13.301,53	9.311,071	44.914,17
	Estribo E2	Acero al carbono	0,7	12.723,86	8.906,702	43.228,22
	Subtotal	Inoxidable		27.517,74	63.290,802	
		Acero al carbono		57.931,39	40.551,973	
	TOTAL				103.842,775	281.918,58
	AISI 2304	Tablero	Inoxidable	3,24	25.233,10	81.755,244
Acero al carbono			0,7	24.155,02	16.908,514	
Pila		Inoxidable	3,24	2.284,64	7.402,2336	31.429,43
		Acero al carbono	0,7	7.750,98	5.425,686	
Estribo E1		Acero al carbono	0,7	13.301,53	9.311,071	44.914,17
Estribo E2		Acero al carbono	0,7	12.723,86	8.906,702	43.228,22
Subtotal		Inoxidable		27.517,74	8.9157,4776	
		Acero al carbono		57.931,39	40.551,973	
TOTAL					129.709,451	307.785,26
AISI 2001		Tablero	Inoxidable	2,286	25.233,10	57.682,8666
	Acero al carbono		0,7	24.155,02	16.908,514	
	Pila	Inoxidable	2,286	2.284,64	5.222,68704	29.249,88
		Acero al carbono	0,7	7.750,98	5.425,686	
	Estribo E1	Acero al carbono	0,7	13.301,53	9.311,071	44.914,17
	Estribo E2	Acero al carbono	0,7	12.723,86	8.906,702	43.228,22
	Subtotal	Inoxidable		27.517,74	62.905,5536	
		Acero al carbono		57.931,39	40.551,973	
	TOTAL				103.457,527	281.533,33

En la *Tabla 43* se resumen el coste de la obra en función del acero inoxidable empleado junto con el acero al carbono B500SD. El sobrecoste en el caso de emplear como acero inoxidable el austenítico AISI 304 respecto a la solución en

acero al carbono es de 44.028,38 € (un 18,51% superior a la solución con acero al carbono B500SD). Este sobre coste aumenta a 69.895,06 € (un 29,38% superior a la solución con acero al carbono B500SD) si el acero inoxidable empleado es el AISI 2304 y a 43.643,14 € (un 18,35% superior a la solución con acero al carbono B500SD) si se emplea el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

Tabla 43. Resumen de costes totales de del empleo parcial del acero AISI 304, AISI 2304 y AISI 2001 combinado con acero al carbono B500SD, según la OPCIÓN B, y sus sobrecostes respecto al empleo del acero al carbono B500SD en toda la obra.

Acero inoxidable empleado	Importe acero [€]	Importe elemento [€]	Sobrecoste total [€]	Sobrecoste total [%]
AISI 304	103.842,78	281.918,58	44.028,38	18,51%
AISI 2304	129.709,45	307.785,26	69.895,06	29,38%
AISI 2001	103.457,53	281.533,33	43.643,14	18,35%

La solución actual supone un incremento del coste total de la obra respecto al empleo del acero al carbono B500SD de entre el 29,38% y el 18,35%. Empleando cualquier acero inoxidable de los mostrados en *Tabla 43* aseguraría un buen estado de la estructura durante los 100 años de vida útil nominal que exige la EHE-08 [44] sin necesidad de mantenimiento ni reparaciones.

Comparando esta solución con la sustitución total de la armadura por acero inoxidable analizada en el apartado anterior, la actual permite una reducción de costes entre un 61,89% y un 38,62 % respecto al empleo total de armaduras de acero inoxidable. Comparando la presente solución con la OPCIÓN A de sustitución parcial, la actual permite una reducción de costes entre un 28,96% y un 18,08%.

3.3 RESUMEN DEL ANÁLISIS ECONÓMICO

Se ha realizado un análisis económico de tres posibles soluciones para el empleo de acero inoxidable como armadura para un puente de hormigón armado de 45 m de longitud que debe de salvar una altura neta de 7,67 m. Como acero inoxidable son 3 los casos estudiados, acero inoxidable austenítico AISI 304 y acero inoxidable lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001. Las tres posibles soluciones son las siguientes:

1. Sustitución total de del acero al carbono por acero inoxidables.
2. Sustitución parcial del acero al carbono por acero inoxidable (OPCIÓN A). En esta opción se ha sustituido el acero al carbono de las zonas expuestas al ataque de cloruro de cada elemento por acero inoxidable.
3. Sustitución parcial del acero al carbono por acero inoxidable (OPCIÓN B). En esta opción, aparte de considerar las zonas expuesta al ataque de cloruro, también se ha considerado el riesgo de sufrir corrosión bajo tensión. Así, las zonas con mayor tensión de cada elemento expuesto al ataque de cloruros son en las que se ha sustituido el acero al carbono por acero inoxidable.

En la *Tabla 44* se muestra un resumen de los costes de cada opción analizada para cada uno de los aceros. Se ve como la opción B de sustitución parcial de armadura es la que, en general, menos sobrecoste conlleva por ser la que menos acero inoxidable emplea. Dentro de esta opción, la más económica es el empleo de acero inoxidable lean dúplex AISI 2001, la cual supone únicamente un incremento en coste del 18,35% respecto a la solución en acero al carbono B500SD.

Tabla 44. Resumen de los costes de la utilización de acero inoxidable en vez de acero al carbono y los sobrecostes respecto al empleo de acero al carbono.

Opción	Acero inoxidable empleado	Importe acero [€]	Importe elemento [€]	Sobrecoste total [€]	Sobrecoste total [%]
Sustitución completa	AISI 304	196.533,00	374.608,81	136.718,61	57,47%
	AISI 2304	276.940,63	455.016,44	217.126,24	91,27%
	AISI 2001	195.336,71	373.412,52	135.522,32	56,97%
Sustitución parcial. OPCIÓN A	AISI 304	147.242,86	325.318,66	87.428,47	36,75%
	AISI 2304	198.607,08	376.682,89	138.792,69	58,34%
	AISI 2001	146.477,86	324.553,67	86.663,47	36,43%
Sustitución parcial. OPCIÓN B	AISI 304	103.842,78	281.918,58	44.028,38	18,51%
	AISI 2304	129.709,45	307.785,26	69.895,06	29,38%
	AISI 2001	103.457,53	281.533,33	43.643,14	18,35%

Llegados a este punto, se han analizado tanto los resultados de corrosión bajo tensión mostrados en el Capítulo 5 y como los costes del empleo de acero inoxidable en diferente cuantía en masa tomando como ejemplo un puente de hormigón armado de 45 m de longitud que debe salvar una altura de 7,67 m.

A continuación y para finalizar, en el capítulo siguiente se presentan las conclusiones más relevantes obtenidas durante el desarrollo de esta Tesis Doctoral.

CAPÍTULO 7 CONCLUSIONES

1 CONCLUSIONES

Con este trabajo de Tesis Doctoral, EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO FRENTE A LA CORROSIÓN BAJO TENSIÓN DE ARMADURAS DE ACERO INOXIDABLE DÚPLEX 2205 Y LEAN DÚPLEX 2001 EN SOLUCIÓN SIMULADA DE POROS DE HORMIGÓN CON CLORUROS, se ha pretendido reunir información sobre el comportamiento de las armaduras de distintos aceros inoxidable en ambientes marinos y comprender el mecanismo de la corrosión, en particular en corrosión bajo tensión, para así poder seleccionar el acero inoxidable óptimo, tanto desde el punto de vista económico como punto de vista técnico y de viabilidad, para el uso en estructuras de hormigón armado en ambientes marinos.

Se han llevado a cabo dos líneas de investigación; en una de ellas se han empleado armaduras en entorno simulado de hormigón con contenido de cloruros del 8% y sometidas a una carga del 85% de su límite elástico, mientras que en la otra se han empleado vigas reales, utilizando hormigón con contenido de cloruros del 0,4% en la viga armada con acero al carbono B500SD y del 4% en las vigas armadas con acero inoxidable austenítico AISI 304 y lean dúplex AISI 2001 y AISI 2304, en este caso todas la vigas se han sometido a una carga puntual en el centro del vano de 6 kN.

Previo al análisis de corrosión bajo tensión, se ha realizado un estudio del comportamiento mecánico del acero al carbono B500SD y de los aceros inoxidable AISI 304 (UNS 1.4304), AISI 2205 (UNS 1.4462), AISI 2001 (UNS 1.4482) y AISI 2304 (UNS 1.4362), puesto que, en definitiva, uno de los objetivos de este trabajo de Tesis Doctoral es encontrar y justificar una alternativa al empleo del acero al carbono B500SD, ampliamente empleado, material clásico en estas aplicaciones, por un acero inoxidable, para los que, en ciertos sectores, sigue suponiendo una limitación su empleo.

1.1 COMPORTAMIENTO EN CORROSIÓN BAJO TENSIÓN DE ARMADURAS EN SOLUCIÓN SIMULADA DE POROS DE HORMIGÓN CON CLORUROS A TRACCIÓN PURA

Para los ensayos de corrosión bajo tensión, las armaduras ensayadas han sido de acero inoxidable dúplex AISI 2205 y acero inoxidable lean dúplex AISI 2001, y han estado sometidas al 85% de su límite elástico bajo carga de tracción, e inmersas en una disolución simulada saturada de poros de hormigón, a la que se ha añadido una solución de cloruros al 8%. Dichos ensayos han permitido extraer una serie de resultados, cuyos análisis derivan en las conclusiones que se detallarán a continuación:

- Las medidas de resistencia de polarización, realizadas durante los 315 días que duró en ensayo a corrosión bajo tensión, muestran una menor susceptibilidad frente a corrosión bajo tensión el acero inoxidable AISI 2205

respecto al acero inoxidable AISI 2001. Comparando los valores máximos densidad de corriente de corrosión, para el AISI 2001 se ha obtenido un valor de i_{corr} un 195% superior en comparación con el obtenido para el AISI 2205.

- El acero inoxidable AISI 2001, pese a alcanzar un valor de densidad de corriente de corrosión tres veces superior al del acero inoxidable AISI 2205, no supera el nivel bajo de corrosión según la UNE 112072 [43], lo cual hace factible su empleo.
- Los valores máximos de velocidad de corrosión alcanzados por los aceros inoxidables son de 1,16 $\mu\text{m/año}$ para el acero inoxidable dúplex 2205 y de 3,42 $\mu\text{m/año}$ para el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001. Estos valores son un 99% y 97,15% inferiores, respectivamente, que los que se obtuvieron para la muestra de acero al carbono B500SD que se ensayó durante 190 días con un contenido de cloruros del 3,5% y al 85% de su límite elástico.
- Los valores de velocidades de corrosión registrados, suponen una reducción diametral de 171 μm (2,8%) y 58 μm (1%), para los aceros inoxidables dúplex AISI 2001 y AISI 2205 respectivamente, considerando una estimación de vida útil nominal de 50 años. Para 100 años estos valores se duplican alcanzando una reducción diametral de 342 μm (5,7%) y 116 μm (2%), para los aceros inoxidables dúplex AISI 2001 y AISI 2205 respectivamente.
- El CTE [198] fija unos coeficientes de mayoración para las cargas que deben soportar las estructuras. Estos coeficientes son 1,35 para el caso de las cargas permanentes y 1,5 para las sobrecargas [251]. Estos factores suponen un coeficiente de mayoración de cuantía de acero en masa en la sección del elemento estructural que cubre la reducción diametral del caso más desfavorable.
- Los resultados obtenidos mediante el ensayo de espectroscopía de impedancia electroquímica muestran la misma tendencia que las mediciones de resistencia de polarización. Sin embargo, debido a la elevada resistencia a la corrosión de los aceros inoxidables dúplex estudiados AISI 2001 y AISI 2205, en el rango de frecuencias analizado, no se puede determinar la resistencia de transferencia de carga. Es este hecho un hándicap común a todos los sistemas metálicos pasivos.
- Tras 315 días de ensayo se procedió al análisis de resistencia a picadura mediante polarización cíclica, cuyos resultados ofrecen de forma categórica una mayor resistencia del acero inoxidable dúplex AISI 2205 respecto al acero inoxidable lean dúplex AISI 2001. El acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 tiene un potencial de picadura de 160,7 mV con un PREN de 22,86. El acero inoxidable dúplex AISI 2205, con un PREN de 36,81, en el intervalo de polarización escogido, no alcanza el potencial de picadura, y se muestra inmune a este tipo de ataque. En la se muestra la superficie del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 (*Figura 94a*) y del acero dúplex AISI 2205 (*Figura 94b*).

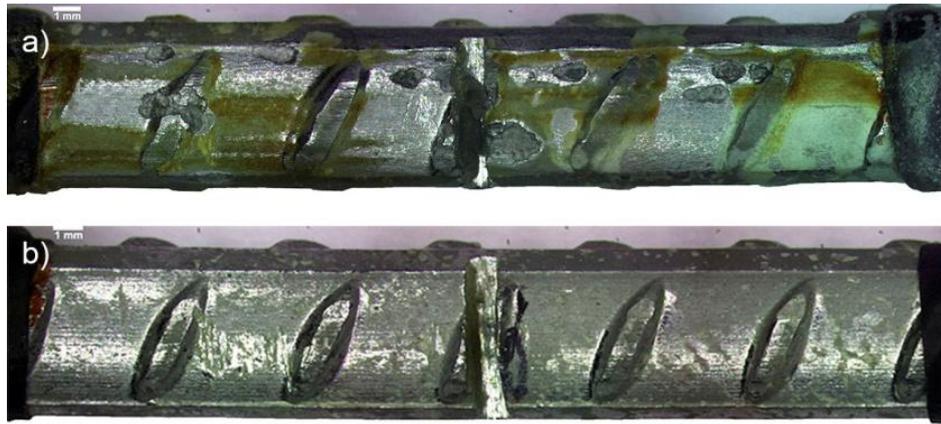


Figura 94. Macrografías un de las superficies expuestas a CBT con un 8% Cl^- .
a) AISI 2001 y b) AISI 2205

- La curva polarización cíclica del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 muestra un potencial de repasivación inferior al potencial en circuito abierto, por lo que la armadura no desarrollará la capa pasiva y las picaduras que se muestran en la (Figura 94a), de tamaño de un tamaño entre 1,5 mm y 2,3 mm, crecerán de forma ininterrumpida. Este tamaño de picadura podría ser debido al valor del pH tan ácido del electrolito, ya que, al finalizar el ensayo, se observó un valor de 6.
- El que el acero inoxidable dúplex AISI 2205 no haya alcanzado el potencial de picadura en el intervalo de polarización escogido, deja de manifiesto la necesidad de realizar más ensayos en un intervalo mayor.
- Tras el ensayo de rotura de ambos aceros, tanto los valores de la tensión máxima como los de la deformación máxima, experimentan una reducción en las muestras sometidas a corrosión bajo tensión respecto a las muestras sin estar sometidas al efecto sinérgico de estado tensional y ambiente agresivo. El acero inoxidable dúplex AISI 2205 sufre una reducción del 6% de la tensión máxima, mientras que la deformación experimenta un aumento de 1%. Las reducciones son superiores en el acero inoxidable AISI 2001, siendo del 19% para la tensión máxima y del 25% para la deformación, lo que muestra un deterioro mayor del acero inoxidable AISI 2001 en concordancia con los resultados de los ensayos electroquímicos ya analizados.
- El análisis fractográfico, permite dilucidar diferentes tipos de rotura para los aceros ensayados. Las probetas del acero inoxidable AISI 2205 presentan una rotura dúctil por coalescencia de microhuecos, de tamaño promedio 8,6 μm , un 51% menor que los microhuecos de las muestras sin electrolito. Mientras que en la del acero inoxidable AISI 2001 se aprecian zonas de rotura mixta, frágil por semiclivaje y dúctil por coalescencia de microhuecos, de tamaño promedio 3,5 μm , un 58% menor que el tamaño medio obtenido para las muestras sin electrolito. Incluso se ha observado restos de intergranularidad.

En definitiva, como conclusión general de este apartado se puede afirmar que, gracias a los diferentes análisis llevados a cabo, se ha observado un comportamiento peor del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 respecto al acero inoxidable dúplex AISI 2205. Sin embargo, en ninguno de los aceros, cargados al 85% del límite elástico en solución simulada de poros de hormigón con un contenido del 8% de cloruros y con un pH estabilizado en 6, se desarrolla ninguna grieta característica del fallo de corrosión bajo tensión, esto es, ramificada. Aunque los resultados resumidos en la *Tabla 45* muestran un mejor comportamiento del acero inoxidable AISI 2205, los valores del acero inoxidable AISI 2001 demuestran un comportamiento de corrosión bajo tensión nada envidiable al del acero inoxidable AISI 2205. Estos resultados muestran de la viabilidad del uso como armadura en las estructuras de hormigón armado del acero inoxidable lean dúplex AISI 2001 como alternativa frente al del acero inoxidable dúplex AISI 2205.

Tabla 45. Resumen de los resultados del ensayo de CBT en entorno simulado de poros de hormigón con un 8%Cl⁻.

Material		AISI 2205	AISI 2001
	v_{corr} [$\mu\text{m/año}$]	1,16	3,42
Reducción diametral [%] según vida útil nominal	50 años	1%	2,80%
	100 años	2%	5,70%
	E_{np} [mV]	-	160,7
	Tamaño picadura [mm]	-	1,5 a 2,3
	Tamaño microhuecos superficie de rotura en electrolito [μm]	8,1	3,5

1.2 COMPORTAMIENTO A CORROSIÓN BAJO TENSIÓN EN VIGAS DE HORMIGÓN ARMADO CON CLORUROS

Paralelamente al ensayo de corrosión bajo tensión de las armaduras de acero inoxidable AISI 2205 y AISI 2001, sometidas a tracción al 85% de su límite elástico en solución saturada de poros de hormigón con un contenido de cloruros del 8%, se ha llevado cabo el ensayo de corrosión bajo tensión de vigas de hormigón armado con diferentes tipos de acero, y con un contenido de cloruros diferente, que ha oscilado entre 0,4% y 4%.

Los aceros empleados en este ensayo han sido, un acero al carbono B500SD con un contenido de cloruros al 0,4%, y tres aceros inoxidables, todos con un contenido

de cloruros del 4%. Los aceros inoxidable empleados han sido: austenítico AISI 304, y dos lean dúplex, AISI 2001 y AISI 2304. En todas la vigas los cloruros se han añadido durante le amasado del hormigón. En estos casos, todas las vigas han estado sometidas a la misma carga puntual (6 kN) aplicada en el centro del vano, sometiendo las armaduras a tracción y a compresión.

Las vigas se han mantenido en estas condiciones durante 904 días para el estudio de su comportamiento a corrosión bajo tensión, para lo que se ha empleado la técnica de resistencia de polarización con la intención de analizar la evolución del proceso de corrosión.

Los análisis pormenorizados de todos los ensayos y observaciones realizadas, han permitido extraer las conclusiones siguientes:

- Los resultados de las mediciones electroquímicas de mediante la técnica de polarización lineal de las armaduras en hormigón armado con un 0,4% de cloruros en el caso del acero al carbono B500SD y un 4% en el caso de acero inoxidable tanto para AISI 304 como para AISI 2304 y AISI 2001, sometidas compresión y de las armaduras a tracción muestran la misma tendencia.
- Atendiendo a los valores de potencial en circuito abierto obtenidos, la armadura con menor probabilidad de corrosión es la armadura de acero al carbono B500SD, seguido por el acero inoxidable AISI 304. Ambos aceros, una vez estabilizado el sistema se sitúan en la franja de E_{corr} de probabilidad incierta de corrosión. Mientras que ambos aceros inoxidable lean dúplex (AISI 2304 y AISI 2001) se sitúan en la franja de probabilidad de corrosión superior al 90% siendo mayor en el caso del AISI 2001 .
- Los valores de densidad de corrosión muestran un comportamiento inverso al que muestra los valores de potencial en circuito abierto. De esta manera, el acero con mayor nivel de corrosión, situándose en un nivel alto de corrosión, es el acero al carbono B500SD con un i_{corr} máximo una vez estabilizado el sistema de $5,472 \mu A/cm^2$, seguido del acero inoxidable austenítico AISI 304 y los aceros lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001 con i_{corr} de $2,008 \mu A/cm^2$, $1,135 \mu A/cm^2$ y $0,685 \mu A/cm^2$ respectivamente.
- La incoherencia que muestran los valores de potencial en circuito abierto y de densidad de corriente es debido a que los valores de potencial de circuito abierto son límites establecidos para el acero al carbono. Esto demuestra la necesidad de estudios que permitan desarrollar una normativa específica para el uso de acero inoxidable como armadura de refuerzo.
- Atendiendo a los valores de velocidad de corrosión, los valores siguen la tendencia de los valores de densidad de corrosión. Así, los valores máximos de v_{corr} obtenidos tras estabilizarse el sistema son $63,5 \mu m/año$; $23,3 \mu m/año$; $13,2 \mu m/año$ y $7,9 \mu m/año$ para el acero al carbono B500SD, acero inoxidable austenítico AISI 304 y aceros lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001 respectivamente.

- La tendencia de los aceros inoxidables, una vez estabilizado el sistema, los aceros inoxidables AISI 304 y AISI 2304 son los que mayor nivel de corrosión muestran situándose ambos en torno al límite de nivel de corrosión alto-moderado.
- Los valores de reducción diametral a 50 años y a 100 años, obtenidos a partir de los valores máximos de v_{corr} , para los diferentes aceros sometidos a tracción son similares a los obtenidos en las armaduras a compresión. Así considerando una vida útil nominal de 50 años y las velocidades de corrosión ya mencionadas, la reducción diametral del acero al carbono B500SD es de 3177 μm , para los aceros inoxidables austenítico AISI 304, y lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001, la reducción diametral es de 1166 μm , 659 μm y 398 μm respectivamente.
- Si se establece un análisis comparativo, se ha observado que la reducción diametral del acero al carbono B500SD, a 50 años, alcanza el 52,9%, seguido del acero inoxidable AISI 304, con un coeficiente próximo al 20%; el acero inoxidable AISI 2304 tiene un coeficiente del 11% y, por último, el acero que menor reducción presenta a 50 años, es el acero inoxidable AISI 2001, con apenas una reducción del 6,6%. Para los valores de reducción diametral a 100 años, los valores se duplican en ese mismo análisis comparativo, de tal forma que se pasa a 105,9%, 38,9%, 22% y 13,3% para el acero al carbono B500SD y los aceros inoxidables austeníticos AISI 304 y lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001 respectivamente.
- Tras el estudio de todos los aceros presentados, y en las condiciones de ensayos definidas, el acero que mejor se comporta es el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001.

Tabla 46. Resumen de los resultados del ensayo de CBT de vigas de hormigón armadas con diferentes aceros y con diferentes porcentajes de cloruros.

Material	Contenido de cloruros [%]	v_{corr} [$\mu\text{m}/\text{año}$]	Reducción diametral [%]	
			según vida útil nominal 50 años	100 años
B500SD	0,4	63,5	52,90	105,9
AISI 304	4	23,3	20,00	38,9
AISI 2304	4	13,2	11	22
AISI 2001	4	7,9	6,6	13,3

De los datos analizados se puede ver cómo los aceros inoxidables lean dúplex tiene mejor comportamiento a corrosión bajo tensión en condiciones idénticas que los aceros austeníticos. De los dos aceros inoxidables lean dúplex estudiados, el AISI 2001 responde mejor que el AISI 2304. En la *Tabla 46* se han resumido los valores de velocidad de corrosión máximos obtenidos mediante mediciones electroquímicas

de resistencia de polarización junto con la reducción diametral porcentual que supondrían estos niveles de corrosión a 50 años y a 100 años.

1.3 ANÁLISIS ECONÓMICO

En el presente trabajo también se ha realizado un análisis económico en el que se ha valorado el sobrecoste de uso de acero inoxidable respecto al acero al carbono respecto al coste total de la obra. Para ello se ha tomado como referencia el coste de un puente de hormigón armado con acero al carbono B500SD de 45 m de longitud y 8 m de ancho salvando una altura neta de 7,67 m.

Para el análisis se han considerado tres opciones de sustitución de armaduras. Los aceros inoxidable considerados son el acero inoxidable austenítico AISI 304, el acero inoxidable lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001. Las opciones de sustitución de armadura consideradas son las siguientes:

1. Sustitución total de del acero al carbono por acero inoxidables.
2. Sustitución parcial del acero al carbono por acero inoxidable (OPCIÓN A). En esta opción se ha sustituido el acero al carbono de las zonas expuestas al ataque de cloruro de cada elemento por acero inoxidable.
3. Sustitución parcial del acero al carbono por acero inoxidable (OPCIÓN B). En esta opción, aparte de considerar las zonas expuesta al ataque de cloruro, también se ha considerado el riesgo de sufrir corrosión bajo tensión. Así, las zonas con mayor tensión de cada elemento expuesto al ataque de cloruros son en las que se ha sustituido el acero al carbono por acero inoxidable.

De las tres opciones, la que menor cuantía de acero inoxidable conlleva es la tercera. Esta opción supone un sobrecoste respecto al empleo único de armadura de acero al carbono B500SD del 18,51%, en el caso de emplear como sustituto el acero inoxidable AISI 304, el sobrecoste aumenta a un 29,38% si el acero a emplear es el inoxidable AISI 2304 mientras que, la solución más económica, sería el empleo del acero inoxidable AISI 2001 con un sobrecoste del 18,35%. En la *Tabla 44* del Capítulo 6 se resumen todos los sobrecostes de todas las combinaciones Material de sustitución-Opción de sustitución.

2 CONCLUSIONES GENERALES

La corrosión en las estructuras de hormigón armado es un problema al que aún no se ha encontrado una solución eficaz y económica. Una solución que ha demostrado su idoneidad, es el uso de acero inoxidable como armadura de refuerzo; ahora bien, su elevado coste obstaculiza su empleo aún en numerosas estructuras, pese que éstas trabajen en ambientes muy agresivos.

Aunque hay numerosos estudios llevados a cabo [36-40, 74], la ausencia de resultados concluyentes, ha impedido el desarrollo de una normativa clara y de fácil interpretación para el empleo de los aceros inoxidables como refuerzo del hormigón,

en ambientes en donde puedan darse condiciones para que se desencadene el fenómeno de corrosión bajo tensión. Ciertamente existen directrices para su uso, pero siempre basadas en la normativa del empleo de acero al carbono tradicional [41, 42].

Con la intención de aportar más información sobre el comportamiento de las armaduras de acero inoxidable, se han llevado a cabo dos líneas de investigación y así analizar la idoneidad del uso de las armaduras de acero inoxidable en estructuras de hormigón armado. Esto es, ayudar en el entendimiento del fenómeno tan complejo de la corrosión bajo tensión, en aceros inoxidables, en soluciones que simulen situaciones reales de trabajo, o bien, en vigas de hormigón con cloruros armadas con aceros al carbono e inoxidables.

La normativa actual para las estructuras de hormigón armado, EHE-08 [44], limita el valor del límite elástico a 500 N/mm^2 . La normativa contempla únicamente el uso del B500SD. Analizando los valores del límite elástico obtenidos en el ensayo de tracción de las armaduras, el acero inoxidable que presenta un menor valor del límite elástico es el AISI 2304, 900 N/mm^2 , un 80% superior al que establece la EHE-08 [44].

La normativa también limita el contenido de cloruros en el hormigón a un 0,4%. En los ensayos realizados sobre vigas armadas con acero inoxidable se ha empleado un porcentaje 10 veces superior mientras que, en los ensayos de las armaduras en entorno simulado de poros de hormigón, el porcentaje de cloruros empleado ha sido del 8% (20 veces superior al que marca la normativa), mostrando en ambos casos un comportamiento mejor que el desarrollado por las vigas armadas con acero al carbono B500SD con un contenido de cloruros del 0,4%.

Estos hechos, dejan de manifiesto la necesidad de una normativa específica para el empleo de las armaduras de acero inoxidable que permita sacar el mayor rendimiento posible a su empleo.

En cuanto al análisis de corrosión, un estudio sencillo para un análisis preliminar de corrosión es la determinación del potencial de corrosión de circuito abierto, aunque únicamente informe de la probabilidad de corrosión y no de valores del nivel de corrosión. Tanto la UNE 112083 [210] como la ASTM-C 876 [211] establecen límites para determinar la probabilidad de corrosión. Estos límites se han establecido para las armaduras de acero al carbono B500SD, que, a la vista de los resultados obtenidos, no son referencia para un análisis preliminar del estado de corrosión de armaduras de acero inoxidable.

Para el análisis económico se han empleado tres tipos de acero inoxidable, el austenítico AISI 304 y los lean dúplex AISI 2304 y AISI 2001 y su coste se ha comparado con el empleo del acero al carbono B500SD. De las tres opciones de sustitución de armaduras, la más viable económicamente es reemplazar el acero al carbono de las zonas con mayor riesgo de corrosión bajo tensión (considerando

tanto la distribución de tensiones como la exposición al ataque de cloruros del elemento estructura) por acero inoxidable.

De los aceros considerados para el análisis económico, el que menor comportamiento a corrosión bajo tensión muestra es el acero inoxidable lean dúplex AISI 2001, que a su vez es el que supone un menor sobrecoste. Para la opción mencionada en el párrafo anterior el sobrecoste que conlleva el uso del AISI 2001 es de un 18,35%. Considerando que esta opción elimina los costes de mantenimiento y reparación, se trata de una solución con un sobrecoste inicial no muy elevado y que no conllevará ningún gasto extra durante su vida en servicio estimada en 100 años. Por lo que analizan la el coste durante todo el ciclo de vida se trata de una solución económicamente rentable [20, 21, 145].

Los resultados obtenidos en esta Tesis Doctoral, ponen de manifiesto la necesidad de estudios con resultados concluyentes para poder desarrollar una normativa específica para el empleo de armaduras de acero inoxidable en estructuras de hormigón armado, en donde la autora de este trabajo supone la siguiente viabilidad de empleo de aceros inoxidables:

- 1º. AISI 2001: Por su sobrecoste y comportamiento a CBT.
- 2º. AISI 2304: Por su comportamiento a CBT.
- 3º. AISI 304: Por su sobrecoste.

Este estudio abre una nueva vía al uso de acero inoxidable lean dúplex.

CAPÍTULO 8 FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN

1 FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACIÓN

Con este trabajo de Tesis Doctoral se ha pretendido profundizar en el estudio del comportamiento de las armaduras de acero en ambientes marinos y comprender el mecanismo de la corrosión, para así poder diseñar un acero inoxidable óptimo tanto económicamente como técnicamente, para su empleo en estructuras en ambientes marinos. Las últimas investigaciones apuntan a la aplicación del acero inoxidable Lean Dúplex como armadura para las estructuras de hormigón armado en ambiente marino.

Los resultados obtenidos del ensayo de corrosión bajo tensión a tracción, no muestran desarrollo de grieta para que se desencadene corrosión bajo tensión. Por lo tanto, queda clara la necesidad de estudios más prolongados en tiempo para analizar el proceso de rotura y la evolución del frente de grieta.

Una vez analizados los resultados de los ensayos llevados a cabo en la presente Tesis Doctoral, son varias las líneas de investigación que se abren y se proponen:

- a) Ampliar el número de estudios en la misma línea de investigación que corroboren los resultados obtenidos para poder desarrollar una normativa específica para el empleo de armaduras de acero inoxidable cuando exista riesgo de corrosión, en particular corrosión bajo tensión.
- b) Estudio de la evolución del desarrollo de picaduras necesarias para que se inicie grieta y se desarrolle el fenómeno de corrosión bajo tensión en hormigón en ambiente marino debido a la complejidad del medio y de las condiciones dinámicas del medio.
- c) Análisis de propagación de grieta, para así poder establecer el valor del factor umbral de intensidad de tensiones en corrosión bajo tensión.
- d) Continuar con las mediciones de las vigas de hormigón armado para poder tener valores comparativos de los ensayo acelerados respecto a una situación real.
- e) Propuesta de creación de protocolo para ensayos insitu que permita identificar y encontrar la equivalencia con los resultados obtenidos en laboratorio mediante técnicas electroquímicas

BIBLIOGRAFÍA

- [1] P. Jiménez Montoya, Á. García Meseguer, F. Morán Cabré, "Hormigón Armado", Editorial Gustavo Gili SA, Barcelona, 2011.
- [2] G. Duffó, W. Morris, I. Raspini, C. Saragovi, "A study of steel rebars embedded in concrete during 65 years", Corrosion Science, vol. 46, pp. 2143-2157, 2004.
- [3] "Memorias de Getxo", www.getxosarri.blogspot.com.
- [4] "Ingeniería de la Construcción", www.facebook.com.
- [5] P. L. Andresen, "Evolution in our understanding of stress corrosion cracking", European Federation of Corrosion (EUROCORR), Estoril (Portugal), 2015.
- [6] J. Heselmans, P. Vermeij, "Fatal accident in dutch swimming pool caused by environmentally cracked bolts", de Corrosion Conference and Expo, Houston, 2013.
- [7] "The New York Times", www.nytimes.com.
- [8] S. Cramer, B. Covino Jr., S. Bullard, G. Holcomb, J. Russell, F. Nelson, H. Laylor, S. Solteszb, "Corrosion prevention and remediation strategies for reinforced concrete coastal Bridges", Cement & Concrete Composites, vol. 24, pp. 101-117, 2002.
- [9] E. Reyes-Diaz, E. Maldonado B., F. Almeray C., D. M. Bastidas, M. Baltazar Z., J. Chacón N., A. Martínez-Villafañe, J. Bastidas, C. Gaona Tiburcio T., "Corrosion behavior of steel embedded in ternary toncrete tixtures", International Journal of Electrochemical Science, vol. 6, pp. 1892-1905, 2011.
- [10] A. Astorga, H. Santa Maria, M. Lopez, "Behavior of a concrete bridge cantilevered slab reinforced using NSM CFRP strips", Construction and Building Materials, vol. 40, pp. 461-472, 2013.
- [11] S. Verbruggen, T. Tysmans, J. Wastiels, "TRC or CFRP strengthening for reinforced concrete beams: An experimental study of the cracking behaviour", Engineering Structures, vol. 77, pp. 49-56, 2014.

- [12] W. Aperador, R. Mejía de Gutierrez, D. Bastidas, "Steel corrosion behaviour in carbonates alkali-activated slag concrete", *Corrosion Science*, vol. 51, pp. 2027-2033, 2009.
- [13] S. Fajardo, D. Bastidas, M. Ryan, M. Criado, D. McPhail, J. Bastidas, "Low-nickel stainless steel passive film in simulated concrete pore solution: A SIMS study", *Applied Surface Science*, vol. 256, pp. 6139-6143, 2010.
- [14] S. Fajardo, D. Bastidas, M. Criado, J. Bastidas, "Electrochemical study on the corrosion behaviour of a new low-nickel stainless steel in carbonated alkaline solution in the presence of chlorides", *Electrochimica Acta*, vol. 129, pp. 160-170, 2014.
- [15] S. Fajardo, D. Bastidas, M. Criado, M. Romero, J. Bastidas, "Corrosion behaviour of a new low-nickel stainless steel in saturated calcium hydroxide solution", *Construction and Building Materials*, vol. 25, pp. 4190-4196, 2011.
- [16] M. Sosa, T. Pérez-López, J. Reyes, F. Corvo, R. Camacho-Chab, P. Quintana, D. Aguilar, "Influence of the marine environment on reinforced concrete degradation depending on exposure conditions", *International Journal of Electrochemical Science*, vol. 6, pp. 6300-6318, 2011.
- [17] S. Wei, M. Sanchez, D. Trejo, C. Gillis, "Microbial mediated deterioration of reinforced concrete structures", *International Biodeterioration & Biodegradation*, vol. 64, pp. 748-754, 2010.
- [18] E. I. Moreno, A. A. Torres Acosta y P. Castro Borges, "Construcción del muelle de progreso", *Ingeniería Revista Académica*, vol. 8, pp. 61-66, 2004.
- [19] S. Rostam, "Reinforced concrete structures – shall concrete remain the dominating means of corrosion prevention? ", *Materials and corrosion*, vol. 54, pp. 369-378, 2003.
- [20] RP0390-90, "Maintenance and rehabilitation considerations for corrosion control of existing steel reinforced concrete structures", Houston: NACE Standard, 1990.
- [21] E. Otero Huerta, "Corrosión y degradación de los materiales", Madrid: Editorial Síntesis, 2001.

- [22] EuroInox, "Puente en Cala Galdana", The European Stainless Steel Development Association, 2007.
- [23] J. C. Valencia Díaz, "Puente Hong Kong-Zhuhai-Macao", *Inoxidable acero*, vol. 76, pp. 20-21, 2015.
- [24] ACHE, "Sistemas de Reparación y Protección para garantizar la durabilidad de estructuras existentes, Sistemas de reparación y protección de estructuras de hormigón con corrosión", *Asociación Científico-técnica del Hormigón Estructural*, 2015, pp. 194-206.
- [25] N. Baddoo, "Stainless steel in construction: A review of research, applications, challenges and opportunities", *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 64, p. 1199–1206, 2008.
- [26] "Stainless Rebar", www.stainlesssteelrebar.org.
- [27] J. Prats, "Aerogeneradores en el mar", *Unidad Editorial Información Económica, S.L.*, 2012.
- [28] G. Koch, M. Brongers, N. Thompson, Y. Virmani, J. Payer, "Corrosion Costs and Preventive Strategies in the United States", USA, 2002.
- [29] A. Bautista, E. Paredes, F. Velasco, S. Alvared, "Corrugated stainless steels embedded in mortar for 9 years: Corrosion results of non-carbonated, chloride-contaminated samples", *Construction and Building Materials*, vol. 93, pp. 350-359, 2015.
- [30] R. Duarte, A. Castela, R. Neves, L. Freire, M. Montemor, "Corrosion behavior of stainless steel rebars embedded in concrete: An electrochemical impedance spectroscopy study", *Electrochimica Acta*, vol. 124, pp. 218-224, 2014.
- [31] M. Kouril, P. Novák, M. Bojko, "Threshold chloride concentration for stainless steels activation in concrete pore solutions", *Cement and Concrete Research*, vol. 40, nº 3, pp. 431-436, 2010.
- [32] M. Serdar, L. Z. Valek, D. Bjegovic, "Long-term corrosion behaviour of stainless reinforcing steel in mortar exposed to chloride environment", *Corrosion Science*, vol. 69, pp. 149-157, 2013.
- [33] C. Apostolopoulos, V. Papadakis, "Consequences of steel corrosion on the ductility properties of reinforcement bar", *Construction and Building Materials*, vol. 22, p. 2316–2324, 2008.

- [34] Y. Du, M. Cullen, C. Li, "Structural effects of simultaneous loading and reinforcement corrosion on performance of concrete beams", *Construction and Building Materials*, vol. 39, pp. 148-152, 2013.
- [35] J. Sanchez, C. Fullea, C. Andrade, C. Alonso, "Stress corrosion cracking behaviour of duplex stainless steel by slow rate test", *Corrosion Engineering Section*, vol. 65, pp. 154-159, 2009.
- [36] S. Milad Elsariti, Haftirman, "Behaviour of stress corrosion cracking of austenitic stainless steels in sodium chloride solutions", *Procedia Engineering*, vol. 53, pp. 650-654, 2013.
- [37] M. Mayuzumi, J. Tani, T. Arai, "Chloride induced stress corrosion cracking of candidate canister materials for dry storage of spent fuel", *Nuclear Engineering and Design*, vol. 238, p. 1227–1232, 2008.
- [38] W.-T. Tsai, M.-S. Chen, "Stress corrosion cracking behavior of 2205 duplex stainless steel in concentrated NaCl solution", *Corrosion Science*, vol. 42, pp. 545-559, 2000.
- [39] M. de Andreu, M. Iordachescu, A. Valiente, "Effects of hydrogen assisted stress corrosion on damage tolerance of a high-strength duplex stainless steel wire for prestressing concrete", *Construction and Building Materials*, vol. 66, pp. 38-44, 2014.
- [40] D. Vandermaat, S. Saydam, P. Hagan, A. Crosky, "Examination of rockbolt stress corrosion cracking utilising full size rockbolts in a controlled mine environment", *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, vol. 81, pp. 86-95, 2016.
- [41] BS6744, "Stainless steel bars for the reinforcement of and use in concrete-Requirements and test methods", September: British Standard, 2009.
- [42] ASTM-A955, "Standard specification for deformed and plain stainless-steel Bars for concrete reinforcement", American Society for Testing and Materials, 2016.
- [43] UNE112072, "Determinación de la velocidad de corrosión de armaduras en laboratorio mediante medida de la resistencia a la polarización", Asociación Española de Normalización y Certificación, 2011.
- [44] EHE-08, Instrucción de hormigón estructural, Madrid: Ministerio de Fomento. Comisión Permanente Del Hormigón, 2008.

- [45] J. A. González Fernández, "Control de la corrosión. Estudio y medida por técnicas electroquímicas", Madrid: CENIM-CSIC, 1989.
- [46] Real Academia Española, www.rae.es.
- [47] G. A. Jacobson, National association of corrosion engineers international (NACE), www.nace.org.
- [48] L. E. Samuels, "Metals Engineering: A Technical Guide", Ohio: ASM International, 1988.
- [49] M. Pourbaix, "Lecciones de corrosión electroquímica", Madrid: Instituto Español de Corrosión y Protección, 1987.
- [50] N. Charles A., "Introduction. Electrode Potentials", de ASM Handbook. Volume 13 Corrosion, ASM International. Handbook Committee, 1992, pp. 16-49.
- [51] E. F. Irassar, "Durabilidad del hormigón estructural", Asociación Argentina de Tecnología del Hormigón, 2001.
- [52] M. Á. Bermúdez Odriozola, "Corrosión de las armaduras del hormigón armado en ambiente marino: Zona de carrera de mareas y zona sumergida", Tesis Doctoral, Madrid: Universidad Politécnica de Madrid, 2007.
- [53] S. Fajardo Panizo, "Comportamiento frente a la corrosión de un nuevo acero inoxidable con bajo contenido en níquel en soluciones alcalinas basadas en hipoclorito de calcio", Tesis Doctoral, Madrid: Universidad Complutense de Madrid, 2013.
- [54] P. Sandberg, "Chloride initiated reinforcement corrosion in marine concrete", Lund, 1998.
- [55] S. Feliú, C. Andrade, "Manual. Inspección de obras dañadas por corrosión de armaduras", Madrid: Instituto Eduardo Torroja de Ciencias de la Construcción, 1988.
- [56] G. Song, A. Shayan, "Corrosion of steel in concrete: causes, detection and prediction", ARRB Transport Research Ltd, Vermont South, Victoria, 1998.

- [57] J. Smith, Y. Virmani, "Materials and method for corrosion control of reinforced and prestressed concrete structures in new construction", National Technical Information Service, Alexandria (United States), 2000.
- [58] W. Hartt, "Service life projection for chloride-exposed concrete reinforced with black and corrosion-resistant bars", NACE International. Corrosion Engineering Section., 2012.
- [59] K. Tuutti, "Corrosion of steel in concrete", Stockholm: Swedish Cement and Concrete Research Institute, 1982.
- [60] I. Galan, C. Andrade, M. Castellote, "Natural and accelerated CO₂ binding kinetics in cement paste at different relative humidities", Cement and Concrete Research, vol. 49, pp. 21-28, 2013.
- [61] B. Craig, S. L. Pohlman, "Forms of corrosion. Introduction", de ASM Handbook. Volume 13 Corrosion, ASM International. Handbook Committee, 1992, pp. 174-176.
- [62] B. Pradhan, "Corrosion behaviour of steel reinforcement in concrete exposed to composite-sulfate environment", Construction and Building Materials, vol. 72, pp. 398-410, 2014.
- [63] S. Ahmad, Z. Shabir, "Effect of water-cement ratio on corrosion of reinforced concrete", de 30th Conference on Our Word in Concrete & Structures, Singapore , 2005.
- [64] T. Soda, K. Yamazaki, "Long-time study on the neutralization of concrete and the rusting of reinforcement in concrete", Tokyo, 1958.
- [65] I. Bizók, "La corrosión del hormigon y su protección", Ediciones URMO, España, 1968.
- [66] U. Larrea, "Bilbao derribará el Mercado de la Ribera para reconstruirlo", elpais.com.
- [67] I. Aiad, H. El-Didamony, M. Heikal, S. Al-Masry, "Effect of delayed addition time of synthesized SSPF condensate on the durability of sulphate resisting cement pastes incorporating micro-silica", Construction and Building Materials, vol. 48, pp. 1092-1103, 2013.

- [68] Hariharan A R, Santhi A S, M. G, "Effect of ternary cementitious system on compressive strength and resistance to chloride ion penetration", *International Journal of Civil and Structural Engineering*, vol. 1, pp. 695-706, 2011.
- [69] K. Videm, "Electrochemical studies of steel in cement mortar containing chloride and micro-silica", *Corrosion Science*, vol. 49, pp. 1702-1717, 2007.
- [70] G. Blanco, "Comportamiento frente a la corrosión de nuevos tipos de armaduras de acero inoxidable para estructuras de hormigón armado", Tesis Doctoral, Universidad Carlos III de Madrid, Leganés, 2009.
- [71] R. Wiesinger, I. Martina, C. Kleber, M. Schreiner, "Influence of relative humidity and ozone on atmospheric silver corrosion", *Corrosion Science*, vol. 77, pp. 69-76, 2013.
- [72] P. Dangla, W. Dridi, "Rebar corrosion in carbonated concrete exposed to variable humidity conditions. Interpretation of Tuutti's curve", *Corrosion Science*, vol. 51, pp. 1747-1756, 2009.
- [73] U. Angst, E. Bernhard, C. K. Larsen, Ø. Vennesland, "Critical chloride content in reinforced concrete. A review", *Cement and Concrete Research*, vol. 39, pp. 1122-1138, 2009.
- [74] F. Zanotto, V. Grassi, A. Balbo, C. Monticelli, F. Zucchi, "Stress corrosion cracking of LDX 2101 duplex stainless steel in chloride solutions in the presence of thiosulphate", *Corrosion Science*, vol. 80, pp. 205-212, 2014.
- [75] M. Carbonell de Masy, "Protección y reparación de estructuras de hormigón armado. Edificios, obras hidráulicas y viales", Ediciones Omega S.A.España, 1996.
- [76] "Prevención. Diagnóstico y estudio de patologías del hormigón", Ministerio de Fomento, España, 2007.
- [77] J. Gállego Estévez, "Los procesos de la corrosión de las armaduras", Madrid: CEDEX, 1998.
- [78] C. Andrade, C. Alonso, J. Sarriá, M. Castellot, "Durabilidad de estructuras de hormigón: vida útil, refuerzo y reparación". XIV Curso de estudios mayores de la construcción, Madrid: CEMCO, 1998.

- [79] S. C. Dexter, "Localized corrosion", de ASM Handbook. Volume 13 Corrosion, Localized Corrosion, 1992, pp. 226-262.
- [80] C. Page, K. Treadaway, P. Bamforth, "Corrosion of reinforcement in concrete", London: Elsevier Applied Science, 1990.
- [81] J. Gállico Estévez, "Bases para la propuesta de estado límite de durabilidad", Madrid, 1998.
- [82] Y. Yang, Y. Jiang, J. Li, "In situ investigation of crevice corrosion on UNS S32101 duplex stainless steel in sodium chloride solution", Corrosion Science, vol. 76, pp. 163-169, 2013.
- [83] L. L. Machuca, S. I. Bailey, R. Gubner, E. L. Watkin, M. P. Ginige, A. H. Kaksonen, K. Heidersbach, "Effect of oxygen and biofilms on crevice corrosion of UNS S31803 and UNS N08825 in natural seawater", Corrosion Science, vol. 67, pp. 242-255, 2013.
- [84] UNE-EN-ISO7539-6, "Corrosión de metales y aleaciones. Ensayo de corrosión bajo tensión. Parte 6: Preparación y uso de probetas prefisuradas para ensayos bajo carga constante o desplazamiento constante", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2012.
- [85] M. V. Biezma, F. Schanack, "Collapse of steel bridges", Journal of Performance of Constructed Facilities, vol. 21, nº 5, pp. 398-405, 2006.
- [86] R. Gangloff, "Environmental Cracking. Corrosion Fatigue".
- [87] H. Seifert, S. Ritter, H. Leber, "Corrosion fatigue crack growth behaviour of austenitic stainless steels under light water reactor conditions", Corrosion Science, vol. 55, pp. 61-75, 2012.
- [88] F. Olguin Coca, M. Loya Tello, C. Gaona-Tiburcio, J. Romero, A. Martínez-Villafañe, E. Maldonado B y F. Almeraya-Calderón, "Corrosion fatigue of road bridges: A review", International Journal of Electrochemical Science, vol. 6, pp. 3438-3451, 2011.
- [89] C. Y. Ji, H. Z. Xue, X. H. Shi y O. Gaidai, "Experimental and numerical study on collapse of aged jacket platforms caused by corrosion or fatigue cracking", Engineering Structures, vol. 112, pp. 14-22, 2016.

- [90] B. M. Schönbauer, S. E. Stanzl-Tschegg, A. Perlega, R. N. Salzman, N. F. Rieger, A. Turnbull, S. Zhou, M. Lukaszewicz y D. Gandy, "The influence of corrosion pits on the fatigue life of 17-4PH steam turbine blade steel", *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 147, pp. 158-175, 2015.
- [91] J. Liu, J. Lu, X. Wang, X. Wang y Z. Yue, "Corrosion fatigue performance of TC4 plates with holes in aviation kerosene", *Aerospace Science and Technology*, vol. 47, pp. 420-424, 2015.
- [92] O. Adedipe, F. Brennan, A. Kolios, "Review of corrosion fatigue in offshore structures: Present status and challenges in the offshore wind sector", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 61, pp. 141-154, 2016.
- [93] T. G. Oakwood, "Corrosion of alloy steels", de *ASM Handbook. Volume 13 Corrosion*, ASM International. Handbook Committee, 1992, pp. 1286-1327.
- [94] M. S. Ali, C. Ji, M. S. Mirza, "Durable design of reinforced concrete elements against corrosion", *Construction and Building Materials*, vol. 93, pp. 317-325, 2015.
- [95] R. Muigai, P. Moyo, M. Alexander, "Durability design of reinforced concrete structures: a comparison of the use of durability indexes in the deemed-to-satisfy approach and the full-probabilistic approach", *Materials and Structures*, vol. 45, pp. 1233-1244, 2012.
- [96] CEB-FIP, "Mode code for service life design", International Federation for Structural Concrete (fib), 2006.
- [97] ACI 222R-01, "Protection of Metals in Concrete Against Corrosion", 2001.
- [98] L. Basheer, J. Kropp, D. J. Cleland, "Assessment of the durability of concrete from its permeation properties: a review", *Construction and Building Materials*, vol. 15, pp. 93-103, 2001.
- [99] J. Wu, H. Li, Z. Wang, J. Liu, "Transport model of chloride ions in concrete under loads and drying-wetting cycles", *Construction and Building Materials*, vol. 112, pp. 733-738, 2016.
- [100] S. Papavinasma, "Corrosion inhibitors", *Uhlig's Corrosion Handbook*, Ottawa, Ontario, Canada, 2000.

- [101] T. Söylev, M. Richardson, "Corrosion inhibitors for steel in concrete: State-of-the-art report", *Construction and Building Materials*, vol. 22, pp. 609-622, 2008.
- [102] J. A. González Fernández, J. Miranda Vidales, "Corrosión en las estructuras de hormigón armado: fundamentos, medida, diagnóstico y prevención", Madrid: Consejo Superior de Investigaciones Científicas, 2007.
- [103] M. Al-Mehthel, S. Al-Dulaijan, S. H. Al-Idi, M. Shameem, M. Ali, M. Mohammed, "Performance of generic and proprietary corrosion inhibitors in chloride-contaminated silica fume cement concrete", *Construction and Building Materials*, vol. 23, pp. 1768-1774, 2009.
- [104] P. Garces Terradillos, M. Á. Climent Llorca, E. Zornoza Gómez, "Corrosión de armaduras en estructuras de Hormigón Armado", Alicante: Club Universitario, 2008.
- [105] A. Królikowski, J. Kuziak, "Impedance study on calcium nitrite as a penetrating corrosion inhibitor for steel in concrete", *Electrochimica Acta*, vol. 56, pp. 7845-7853, 2011.
- [106] D. Y. Lee, W. C. Kim, J. G. Kim, "Effect of nitrite concentration on the corrosion behaviour of carbon steel pipelines in synthetic tap water", *Corrosion Science*, vol. 64, pp. 105-114, 2012.
- [107] J. Carmona, P. Garcés, M. Climent, "Efficiency of a conductive cement-based anodic system for the application of cathodic protection, cathodic prevention and electrochemical chloride extraction to control corrosion in reinforced concrete structures", *Corrosion Science*, vol. 96, pp. 102-111, 2015.
- [108] P. Refait, M. Jeannin, R. Sabot, H. Antony, S. Pineau, "Corrosion and cathodic protection of carbon steel in the tidal zone: Products, mechanisms and kinetics", *Corrosion Science*, vol. 90, pp. 375-382, 2015.
- [109] M. C. Alonso, M. C. Andrade, J. Fullea García, "Corrosión y protección de las estructuras de hormigón armado", Zuncho , 2007.
- [110] P. Pedferri, "Cathodic protection and cathodic prevention", *Construction and Building Materials*, vol. 10, nº 5, pp. 391-402, 1996.

- [111] F. Zucchi, V. Grassi, C. Monticelli, G. Trabaneli, "Hydrogen embrittlement of duplex stainless steel under cathodic protection in acidic artificial sea water in the presence of sulphide ions", *Corrosion Science*, vol. 48, pp. 522-530, 2006.
- [112] S. Xing, Y. Li, H. Song, Y. Yan, M. Sun, "Optimization the quantity, locations and output currents of anodes to improve cathodic protection effect of semi-submersible crane vessel", *Ocean Engineering*, vol. 113, pp. 144-150, 2016.
- [113] M. Narozny, K. Zakowski, K. Darowicki, "Method of sacrificial anode transistor-driving in cathodic protection system", *Corrosion Science*, vol. 88, pp. 275-279, 2014.
- [114] T. Zafeiropoulou, E. Rakanta, G. Batis, "Performance evaluation of organic coatings against corrosion in reinforced cement mortars", *Progress in Organic Coatings*, vol. 72, pp. 175-180, 2011.
- [115] S. Qian, "Preventing rebar corrosion in concrete structures", vol. 1, C. On-Site, Ed., 2004, pp. 14-15.
- [116] H. Y. Moon, D. G. Shin, D. S. Choi, "Evaluation of the durability of mortar and concrete applied with inorganic coating material and surface treatment system", *Construction and Building Materials*, vol. 21, pp. 362-369, 2007.
- [117] C. S. Prasan, A. U. Kapoor, B. Mehta, E. Ahluwalia, L. Singla, "Comparative analysis of polyurethane and epoxy based surface coatings on the durability of concrete", de 5th International Symposium 2015 – IntSym 2015, SEUSL, Sri Lanka, 2015.
- [118] S. Tambe, S. Jagtap, A. Chaurasiya, K. K. Joshi, "Evaluation of microbial corrosion of epoxy coating by using sulphate reducing bacteria", *Progress in Organic Coatings*, vol. 44, pp. 49-55, 2016.
- [119] G. Li, B. Yang, C. Guo, J. Du, X. Wu, "Time dependence and service life prediction of chloride resistance of concrete coatings", *Construction and Building Materials*, vol. 83, pp. 19-25, 2015.
- [120] A. Almusallam, F. Khan, S. Dulaijan, O. Al-Amoudi, "Effectiveness of surface coatings in improving concrete durability", *Cement & Concrete Composites*, vol. 25, pp. 473-481, 2003.

- [121] F. J. Pancorbo, "Corrosión, degradación y envejecimiento de los materiales empleados en la edificación", Barcelona: Marcombo ediciones técnicas, 2011.
- [122] S. R. Yeomans, "Galvanized steel reinforcement in concrete: An overview", Elsevier, Canberra, 2004.
- [123] C. D. Rovere, R. Silva, C. Moretti y S. Kuri, "Corrosion failure analysis of galvanized steel pipes in a water irrigation system", *Engineering Failure Analysis*, vol. 33, pp. 381-386, 2013.
- [124] I. Fayala, L. Dhouibi, X. Nóvoa y M. B. Ouezdou, "Effect of inhibitors on the corrosion of galvanized steel and on mortar properties", *Cement & Concrete Composites*, vol. 35, pp. 181-189, 2013.
- [125] R. Selvaraj, M. Selvaraj y S. Iyer, "Studies on the evaluation of the performance of organic coatings used for the prevention of corrosion of steel rebars in concrete structures", *Progress in Organic Coatings*, vol. 64, pp. 454-459, 2009.
- [126] O.-C. Choi, Y.-S. Park y H.-Y. Ryu, "Corrosion evaluation of epoxy-coated bars by electrochemical impedance spectroscopy", *International Journal of Concrete Structures and Materials*, vol. 2, pp. 99-105, 2008.
- [127] P. Konecný, P. Lehner, "Durability assessment of concrete bridge deck considering waterproof membrane and epoxy-coated reinforcement", de *Proceedings of the 1st Czech—China Scientific Conference*, 2015.
- [128] P. Venkatesan, N. Palaniswamy, K. Rajagopal, "Corrosion performance of coated reinforcing bars embedded in concrete and exposed to natural marine environment", *Progress in Organic Coatings*, vol. 56, pp. 8-12, 2006.
- [129] K. Saravanan, S. Sathiyarayanan, S. Muralidharan, S. Syed Azim, G. Venkatachari, "Performance evaluation of polyaniline pigmented epoxy coating for corrosion protection of steel in concrete environment", *Progress in Organic Coatings*, vol. 59, pp. 160-167, 2007.
- [130] D. P. Gustafson, "Epoxy-coated reinforcing bars-An effective corrosion-protection system for reinforced concrete structures", Illinois.
- [131] O. Kayali, S. R. Yeomans, "Bond of ribbed galvanized reinforcing steel in concrete", *Cement & Concrete Composites*, vol. 22, pp. 459-467, 2000.

- [132] G. Batis, P. Pantazopoulou, A. Routoulas, "Investigation of the protective effect of inorganic coating with corrosion inhibitors against deterioration of structural damages", Transactions on the Built Environment, vol. 66, pp. 183-192, 2003.
- [133] F. Tang, G. Chen, J. S. Volz, R. K. Brow, M. L. Koenigstein, "Cement-modified enamel coating for enhanced corrosion resistance of steel reinforcing bars", Cement & Concrete Composites, vol. 35, pp. 171-180, 2013.
- [134] F. Tang, G. Chen, R. K. Brow, J. S. Volz, M. L. Koenigstein, "Corrosion resistance and mechanism of steel rebar coated with three types of enamel", Corrosion Science, vol. 59, pp. 157-168, 2012.
- [135] D. M. Bastidas, E. Medina Sánchez, Amaduras de acero inoxidable, Madrid, 2013.
- [136] S. Alvarez, A. Bautista, F. Velasco, "Corrosion behaviour of corrugated lean duplex stainless steels in simulated concrete pore solutions", Corrosion Science, vol. 53, p. 1748–1755, 2011.
- [137] H. Castro, C. Rodriguez, F. Belzunce, A. Canteli, "Mechanical properties and corrosion behaviour of stainless steel reinforcing bars", Journal of Materials Processing Technology, vol. 144, p. 134–137, 2003.
- [138] E. Chauveau, B. Demelin, T. Sourisseau, "New lean duplex stainless steel rebar: pitting corrosion resistance and galvanic coupling behaviour", European Stainless Steel Conference, Ugitech, France, 2008.
- [139] M. García-Alonso, J. González, J. Miranda, M. Escudero, M. Correia, M. Salta, A. Bennani, "Corrosion behaviour of innovative stainless steel in mortar", Cement and Concrete Research, vol. 37, p. 1562–1569, 2007.
- [140] F. King, "Corrosion resistance of austenitic and duplex stainless steels in environments related to UK", Westlakes Science and Technology Park, 2009.
- [141] A. Knudsen, F. Jensen, O. Klinghoffer y T. Skovsgaard, "Cost-effective enhancement of durability of concrete structures by intelligent use of stainless steel reinforcement", USA, 1999.

- [142] E. Medina Sanchez, "Evaluación del comportamiento mecánico, estructural y frente a la corrosión, de una nueva armadura de acero inoxidable duplex bajo en níquel", Madrid: Universidad Politécnica de Madrid, 2012.
- [143] UNE-EN10088, "Aceros inoxidables", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2015.
- [144] Infomine, www.infomine.com.
- [145] D. V. Val, M. G. Stewart, "Life-cycle cost analysis of reinforced concrete structures in marine environments", *Structural Safety*, vol. 25, pp. 343-362, 2003.
- [146] M. Sádaba, G. Sánchez, "Use of stainless steel as a reinforced material in concrete structure", *Portugaliae Electrochimica Acta*, vol. 23, pp. 55-75, 2005.
- [147] J. Pérez-Quiroz, J. Terán, M. Herrera, M. Martínez, J. Genescá, "Assessment of stainless steel reinforcement for concrete structures rehabilitation", *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 64, pp. 1317-1324, 2008.
- [148] UNE-EN10020, "Definición y clasificación de los tipos de acero", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2001.
- [149] American Society for Testing and Materials. ASTM International, www.astm.org.
- [150] M. V. Biezma, C. Berlanga, G. Argandona, "Relationship between microstructure and fracture types in a UNS S32205 duplex stainless steel", *Materials Research*, vol. 16, pp. 965-969, 2013.
- [151] N. Llorca-Isern, H. López-Luque, I. López-Jiménez, M. V. Biezma, "Identification of sigma and chi phases in duplex stainless steels", *Materials Characterization*, vol. 112, pp. 20-29, 2016.
- [152] UNE-CR-ISO:15608, "Soldeo. Directrices para el sistema de agrupamiento de materiales metálicos", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación., 2003.
- [153] CARES, "Stainless Reinforcing Steels", Sevenoaks: UK Cares, 2011.

- [154] E. Gdoutos, "Solid mechanics and its applications: Fracture mechanics", Dordrecht: Springer, 2005.
- [155] F. Berto, P. Lazzarin, "Recent developments in brittle and quasi-brittle failure assessment of engineering materials by means of local approaches", *Materials Science and Engineering R*, vol. 75, pp. 1-48, 2014.
- [156] W. D. Callister, *Materials science and engineering*, SI version, 2015.
- [157] A. Valiente y M. Elices, "Premature failure of prestressed steel bars", *Engineering Failure Analysis*, pp. 219-227, 1997.
- [158] J. L. Arana, J. J. Gonzalez, "Mecánica de fractura", Bilbao: Servicio Editorial de la Universidad del País Vasco, 2002.
- [159] L. I. Slepyan, "Models and phenomena in fracture mechanics", Springer, 2002.
- [160] ASTM-E399, "Standard test method for linear-elastic plane-strain fracture toughness K_{Ic} of metallic materials", Filadelfia: American Society for Testing and Materials, 2013.
- [161] UNE-EN-ISO-12737, "Materiales metálicos. Determinación de la resistencia a la fractura por deformación plana", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2011.
- [162] BS-7448, "Fracture mechanics toughness tests", British Standard, 2005.
- [163] C. Cao, "3D simulation of localized steel corrosion in chloride contaminated reinforced concrete", *Construction and Building Materials*, pp. 434-443, 2014.
- [164] H. Ma, Z. Liu, C. Du, H. Wang, C. Li y X. Li, "Effect of cathodic potentials on the SCC behaviour of E690 steel in simulated seawater", *Materials Science and Engineering A*, vol. 642, pp. 22-31, 2015.
- [165] J. Sanchez, J. Fulla, C. Andrade y C. Alonso, "Stress corrosion cracking mechanism of prestressing steels in bicarbonate solutions", *Corrosion Science*, vol. 49, p. 4069-4080, 2007.
- [166] R. Gangloff, "Guides to good practice in corrosion control stress", National Physical Laboratory, 2000.

- [167] M. V. Biezma Moraleda, "Modelización del fenómeno de corrosión bajo tensión en aceros de baja aleación", Tesis Doctoral, Madrid: Universidad Complutense de Madrid, 1991.
- [168] B. Craig, "Environmentally induced cracking", de ASM Handbook. Volume 13 Corrosion, ASM International. Handbook Committee, 1992, pp. 311-428.
- [169] M. V. Biezma, "The role of hydrogen in microbiologically influenced corrosion and stress corrosion cracking", International Journal of Hydrogen Energy, vol. 26, nº 5, pp. 515-520, 2001.
- [170] A. Turnbull, "Stress corrosion cracking: mechanisms", Encyclopedia of Materials: Science and Technology, 2001, pp. 8886-8892.
- [171] L. Yu, R. François, V. H. Dang, V. L`Hostis, R. Gagné, "Development of chloride-induced corrosion in pre-cracked RC beams under sustained loading: Effect of load-induced cracks, concrete cover, and exposure conditions", Cement and Concrete Research, vol. 67, pp. 246-258, 2015.
- [172] F. Velasco, G. Blanco, A. Bautista, M. Martínez, "Effect of welding on local mechanical properties of stainless steel for concrete structures using universal hardness test", Construction and Building Materials, vol. 23, pp. 1883-1891, 2009.
- [173] B. Hutchinson, J. Komenda, G. S. Rohrer, H. Beladi, "Heat affected zone microstructures and their influence on toughness in two microalloyed HSLA steels", Acta Materialia, vol. 97, pp. 380-391, 2015.
- [174] A. Bautista, G. Blanco, F. Velasco, M. Martínez, "Corrosion performance of welded stainless steel reinforcements in simulated pore solutions", Construction and Building Materials, vol. 21, pp. 1267-1276, 2007.
- [175] S. Pal, R. Ibrahim, R. Singh Raman, "Threshold stress intensity factor and crack growth rate for stress corrosion cracking of simulated heat affected zone in caustic solution", Engineering Fracture Mechanics, vol. 78, pp. 13-26, 2011.
- [176] L.-Q. Chen, "Phase-field models for microstructure evolution", Annual Review of Materials Research, vol. 32, pp. 113-140, 2002.

- [177] E. Girault, P. Jacques, P. Harlet, K. Mols, J. Van Humbeeck, E. Aernoudt, F. Delannay, "Metallographic methods for revealing the multiphase microstructure of TRIP-assisted steels", *Materials Characterization*, vol. 40, pp. 111-118, 1998.
- [178] ASTM-E3-11, "Standard guide for preparation of metallographic specimens", Filadelfia: American Society for Testing and Materials, 2011.
- [179] ASTM-E407-07, "Standard practice for microetching metals and alloys", Filadelfia: American Society for Testing and Materials, 2015.
- [180] L. Samuels, "Mounting of specimens", de ASM Handbook. Volume 9 Metallography and Microstructures, ASM International. Handbook Committee, 2004, pp. 616-651.
- [181] G. Petzow, G. Elssner, G. Vander Voort, "Contrast enhancement and etching", ASM Handbook. Volume 9 Metallography and Microstructures, ASM International. Handbook Committee, 2004, pp. 294-312.
- [182] G. F. Vander Voort, "Metallography, Principles and Practice", ASM, 1984.
- [183] L. Gammon, R. Briggs, J. Packard, K. Batson, R. Boyer, C. Dombay, "Metallography and microstructures of titanium and its alloys", *Metallography and Microstructures*, ASM Handbook. ASM International, 2004, pp. 2157-2207.
- [184] R. Dakhlaoui, C. Braham y A. Baczanski, "Mechanical properties of phase in austeno-ferritic duplex stainless steel-surface stresses studied by X-ray diffraction", *Material Science and Engineering*, vol. 444, pp. 6-17, 2007.
- [185] P. Maj, B. Adamczyk-Cieślak, J. Mizera, W. Pachla, K. Kurzydłowski, "Microstructure and mechanical properties of duplex stainless steel subjected to hydrostatic extrusion", *Materials Characterization*, vol. 93, pp. 110-118, 2014.
- [186] UNE-36420, "Determinación del alargamiento bajo carga máxima en productos de acero para armaduras de hormigón armado"., Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación., 1998.
- [187] UNE-36745, "Método de ensayo para determinar el módulo de elasticidad en armaduras de acero para hormigón", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2004.

- [188] UNE-EN-ISO15630, "Aceros para el armado y el pretensado del hormigón. Métodos de ensayo. Parte 1: Barras, alambre y alambón", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2011.
- [189] UNE-EN-ISO-6892-1, " Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2010.
- [190] T. Yu, F. Chen, "Failure of plastic structures under intense dynamic loading: modes, criteria and thresholds", International Journal of Mechanical Sciences, vol. 42, pp. 1537-1554, 2000.
- [191] A. Arablouei, V. Kodur, "Dynamic delamination of fire insulation applied on steel structures under impact loading", International Journal of Impact Engineering, vol. 83, pp. 11-27, 2015.
- [192] Eurocódigo2(EC2), "Proyecto de estructuras de hormigón", Bruxelles: Comité Europeo de Normalización., 2004.
- [193] Eurocódigo8(EC8), "Disposiciones para el proyecto de estructuras sismorresistentes", Bruxelles: Comité Europeo de Normalización, 2004.
- [194] fib, "Model code for concrete structures", Lausanne, Switzerland: Fédération Internationale du béton, 2010.
- [195] JIS-G-3112, "Steel bars for concrete reinforcement" Tokyo: Japanese Standards Association, 2010.
- [196] UNE-EN-ISO6508, "Materiales metálicos. Ensayo de dureza Rockwell", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación., 2015.
- [197] UNE-EN-ISO3738, "Metales duros. Ensayo de dureza Rockwell (escala A)", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2011.
- [198] CTE, "Código Técnico de la Edificación", 2009.
- [199] R. Schroeder, I. Müller, "Stress corrosion cracking and hydrogen embrittlement susceptibility of an eutectoid steel employed in prestressed concrete", Corrosion Science, vol. 45, pp. 1969-1983, 2003.
- [200] S. Ramadan, L. Gaillet, C. Tessier y H. Idrissi, "Detection of stress corrosion cracking of high-strength steel used in prestressed concrete structures by acoustic emission technique", Applied Surface Science, vol. 254, pp. 2255-2261, 2008.

- [201] E. Briz Blanco, M. V. Biezma, D. M. Bastidas, "Altzairu herdoilgaitz desberdinez egindako armaduren tentsiopeko korrosio jokabidea itsas ingurunean zerbitzuzko baldintzak simulatuz", de Materialen Zientzia eta Teknologia II. Kongresua, Donostia, 2014.
- [202] E. Briz Blanco, M. V. Biezma Moraleda, D. M. Bastidas, "Corrosión bajo tensión de las armaduras de distintos aceros inoxidable en solución simulada de poros carbonatada en medio marino", de XII Congreso Nacional de Materiales, Barcelona, 2014.
- [203] ASTM-G1-90, "Standard practice for preparing, cleaning, and Evaluating Corrosión test specimens", Filadelfia: American Society for Testing and Materials ,1999.
- [204] S. Caines, F. Khan, J. Shirokoff, "Analysis of pitting corrosion on steel under insulation in marine environments", Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 26, pp. 1466-1483, 2013.
- [205] C. A. Apostolopoulos, S. Demis, V. G. Papadakis, "Chloride-induced corrosion of steel reinforcement – Mechanical performance and pit depth analysis", Construction and Building Materials, vol. 38, pp. 139-146, 2013.
- [206] E. Escalante, "Corrosion testing in soil",» de ASM Handbook. Volume 13 Corrosion, ASM International, 1992, pp. 465-472.
- [207] A. Cobo Escamilla, "Corrosión de armaduras en estructuras de hormigón armado: causas y procedimientos de rehabilitación", Fun. Escuela de la Edificación, 2001.
- [208] W. Aperador, O. Fernandez, M. Mora, R. M. de gutierrez, E. Vera, R. de J. Torres, "Análisis electroquímico de la interfase concreto-acero por medio de las técnicas modulación de frecuencias electroquímica y pulso galvanostático", Suplemento de la revista latinoamericana de Metalurgia y materiales, pp. 107-114, 2009.
- [209] D. W. Shoesmith, "Kinetics of aqueous corrosion", de ASM Handbook. Vol.13 Corrosion, 1992, p. 55.
- [210] UNE112083, "Medición de potencial de corrosión libre en estructuras de hormigón armado", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2010.

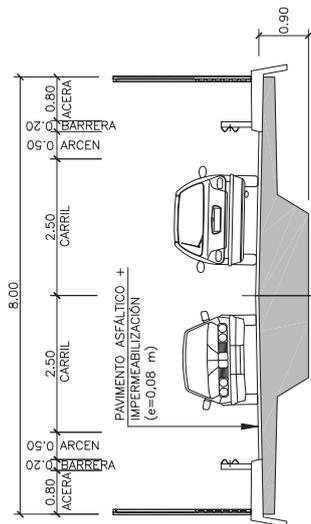
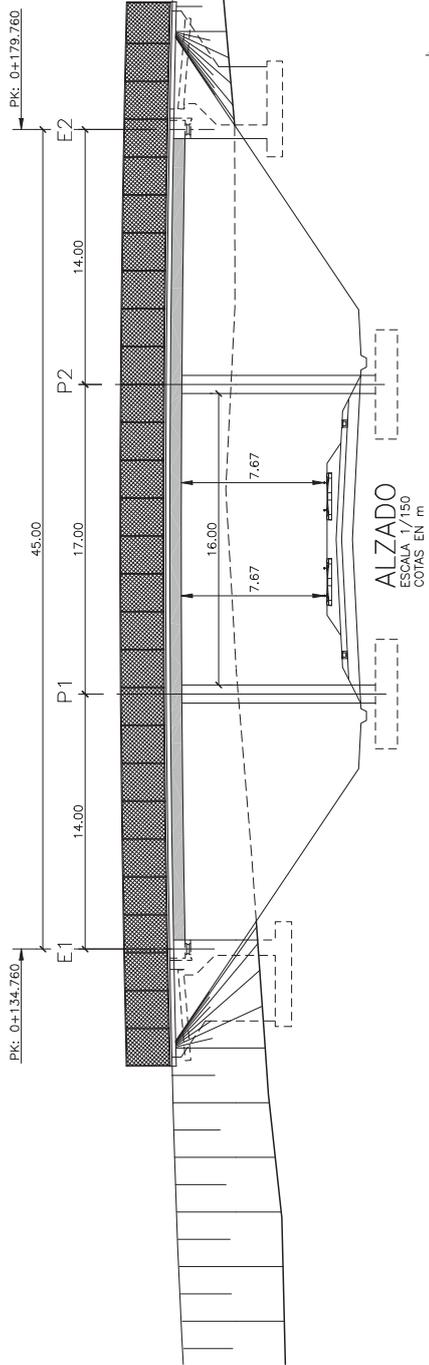
- [211] ASTM-C876, "Standard test method for corrosion potentials of uncoated reinforcing steel in concrete", Filadelfia: American Society for Testing and Materials, 2009.
- [212] C. Andrade, J. A. González, "Quantitative measurements of corrosion rate of reinforcing steels embedded in concrete using polarization resistance measurements", 29, p. 515–519, 1978.
- [213] C. Andrade, A. Macías, S. Feliú, M. L. Escudero Rincón, J. A. González, "Quantitative measurement of the corrosion rate using a small counter electrode in the boundary of passive and corroded zones of a long concrete beam", ASTM Special Technical Publication, 1990.
- [214] P.-J. Cunat, "Alloying elements in stainlesssteel and other chromium-containing alloys", Euro Inox, Paris, 2004.
- [215] R. Merello, F. Botana, J. Botella, M. Matres, M. Marcos, "Influence of chemical composition on the pitting corrosion resistance of non-standard low-Ni high-Mn-N duplex stainless steel", Corrosion Science, vol. 45, nº 2003, pp. 909-921, 2003.
- [216] H. Hänninen, "Corrosion properties of HNS", Materials Science Forum, vol. 1, pp. 479-488, 1999.
- [217] G. Rondelli, B. Vicentini, A. Cigada, "Influence of nitrogen and manganese on localized corrosion behaviour of stainless steels in chloride environments", Materials and Corrosion, vol. 46, pp. 6285-632, 1995.
- [218] K. Park, H. Kwon, "Effects of Mn on the localized corrosion behavior of Fe-18Cr alloys", Electrochimica Acta, vol. 55, pp. 3421-3427, 2010.
- [219] K. Lorenz, G. Medawar, "About the corrosion behaviour of Cr–Ni–Mo austenitic steels with and without nitrogen addition taking their resistance in chloride solutions", Thyssen Research, vol. 1, pp. 97-108, 1969.
- [220] J. Truman, "Effects of composition on the resistance to pitting corrosion of stainless steels", U.K. Corrosion 87, 1987.
- [221] M. Gholami, M. Hoseinpoor, M. Moajed, "A statistical study on the effect of annealing temperature on pitting corrosion resistance on 2205 duplex stainless steel", Corrosion Science, vol. 94, pp. 156-164, 2015.

- [222] S.-H. Jeon, S.-T. Kim, J.-S. Lee, I.-S. Lee y Y.-S. Park, "Effects of sulfur addition on the formation of inclusions and the corrosion behavior of super duplex stainless steel in chloride solutions of different pH", *Materials transactions*, vol. 53, pp. 1617-1626, 2012.
- [223] G. Herbsleb, "The influence of SO₂, H₂S and CO on pitting corrosion of austenitic chromium-nickel steels with up to 4wt.% molybdenum in 1M NaCl", *Materials and Corrosion*, vol. 46, pp. 628-632, 1995.
- [224] C. Rodríguez, M. V. Biezma, "Detección de la corrosión por picadura en aceros inoxidable empleando ultrasonidos", *Revista de Metalurgia*, vol. 50, 2014.
- [225] M. Hoseinpoor, M. Momeni, M. Moayed, A. Davoodi, "EIS assessment of critical pitting temperature of 2205 duplex stainless steel in acidified ferric chloride solution", *Corrosion Science*, vol. 80, pp. 197-204, 2014.
- [226] G. Blanco, A. Bautista, H. Takenouti, "EIS study of passivation of austenitic and duplex stainless steels reinforcements in simulated pore solutions", *Cement & Concrete Composites*, vol. 28, p. 212–219, 2006.
- [227] C.-Q. Ye, R.-G. Hu, S.-G. Dong, X.-J. Zhang, R.-Q. Hou, R.-G. Du, C.-J. Lin, J.-S. Pan, "EIS analysis on chloride-induced corrosion behavior of reinforcement steel in simulated carbonated concrete pore solutions", *Journal of Electroanalytical Chemistry*, vol. 688, pp. 275-281, 2013.
- [228] BA84/02, "Use of stainless steel reinforcement in highway structures", *The Highway Structures*, 2002.
- [229] UNE36067, "Alambres corrugados de acero inoxidable austenítico para armaduras de hormigón armado", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 1994.
- [230] E. C. Paredes, "Comportamiento de armaduras de acero inoxidable en morteros con cenizas volantes", Tesis Doctoral, Madrid: Universidad Carlos III, 2016.
- [231] "Selection of stainless steel for building external applications", British stainless steel association, www.bssa.org.uk.
- [232] P. Moore, "Stainless steel grade selection. The good, the bad, the ugly decisions to be made", » Atlas steels, Australia, 2010.
- [233] London Metal Exchange, www.lme.com.

- [234] M. García-Alonso, M. Escudero, J. Miranda, M. Vega, F. Capilla, M. Correia, M. Salta, A. Benani, J. González, "Corrosion behaviour of new stainless steel reinforcing bars embedded in concrete", *Cement and Concrete Research*, vol. 37, pp. 1463-1470, 2007.
- [235] E. Moreno, A. Cobo, G. Palomo, M. N. González, "Mathematical models to predict the mechanical behavior of reinforcements depending in their degree of corrosion and the diameter of rebars", *Construction and Building Materials*, vol 1, 2156-163, p. 61, 2014.
- [236] FMD Carbide, www.fmd-hm.com.
- [237] D. M. Bastidas, A. Fernández-Jiménez, A. Palomo, J. González, "A study on the passive state stability of steel embedded in activated fly ash mortars", *Corrosion Science*, vol. 50, pp. 1058-1065, 2008.
- [238] Agencia estatal de meteorología, www.aemet.es.
- [239] J. Alcáraz Tafalla, R. Ansola Loyola, J. Canales Abaitua, J. Tárrago Carcedo, "Resistencia y elasticidad de materiales", Bilbao: Escuela superior de ingenieros, 2004.
- [240] UNE-EN-ISO11130, "Corrosión de metales y aleaciones. Ensayo de inmersión alternada en solución salina", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2011.
- [241] X. Huang, Q. Pan, B. Li, Z. Liu, Z. Huang, Z. Yin, "Microstructure, mechanical properties and stress corrosion cracking of Al-Z-Mg-Zr alloy sheet with trace amount of Sc", *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 650, pp. 805-820, 2015.
- [242] UNE-EN-ISO9227, "Ensayo de corrosión en atmósferas artificiales. Ensayo de niebal salina", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2012.
- [243] L. Bertolini, M. Gastaldi, "Corrosion resistance of low-nickel duplex stainless steel rebars", *Materials and Corrosion*, vol. 62, pp. 120-129, 2011.
- [244] UNE-EN-ISO18265, "Materiales metálicos. Conversión de los vAlores de dureza", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2014.

- [245] UNE-EN-ISO6507, "Materiales metálicos. Ensayo durza Vickers", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2006.
- [246] UNE-EN-ISO6506, "Materiales metálicos. Ensayo de dureza Brinell", Madrid: Asociación Española de Normalización y Certificación, 2015.
- [247] A. Poursaee, A. Laurent y C. Hansson, "Corrosion of steel bars in OPC mortar exposed to NaCl, MgCl₂ and CaCl₂: Macro- and micro-cell corrosion perspective", Cement and Concrete Research, vol. 40, pp. 426-430, 2010.
- [248] Centro Nacional de Investigaciones Metalúrgicas (CENIM), www.cenim.csic.es.
- [249] M. V. Biezma, J. San Cristobal, "Is the Cost of Corrosion Really Quantifiable? ", Corrosion Science, vol. 62, pp. 1050-1055, 2006.
- [250] M. V. Biezma y J. San Cristobal, "Methodology to study cost of corrosion", Corrosion Engineering Science and Technology, vol. 40, pp. 344-352, 2005.
- [251] IAP-11, "Instrucción sobre las acciones a considerar en el proyecto de puentes de carretera", Madrid: Ministerio de Fomento. Dirección general de carreteras., 2012.

ANEXO 1 PLANOS DE DISEÑO Y ESTRUCTURA DEL PUENTE



CONDICIONES

HORMIGÓN:
 EN LIMPIEZA: HM-15; $f_{ck} \geq 15 \text{ N/mm}^2$
 EN ZAPATAS: HA-35/P/20/10a-0c; $f_{ck} \geq 35 \text{ N/mm}^2$
 EN ALZADO DE ESTRIBOS: HA-30/P/20/10b; $f_{ck} \geq 30 \text{ N/mm}^2$
 EN ALZADO DE PILAS: HA-30/P/20/10b; $f_{ck} \geq 30 \text{ N/mm}^2$
 EN TABLERO: HA-40/P/20/10b; $f_{ck} \geq 40 \text{ N/mm}^2$

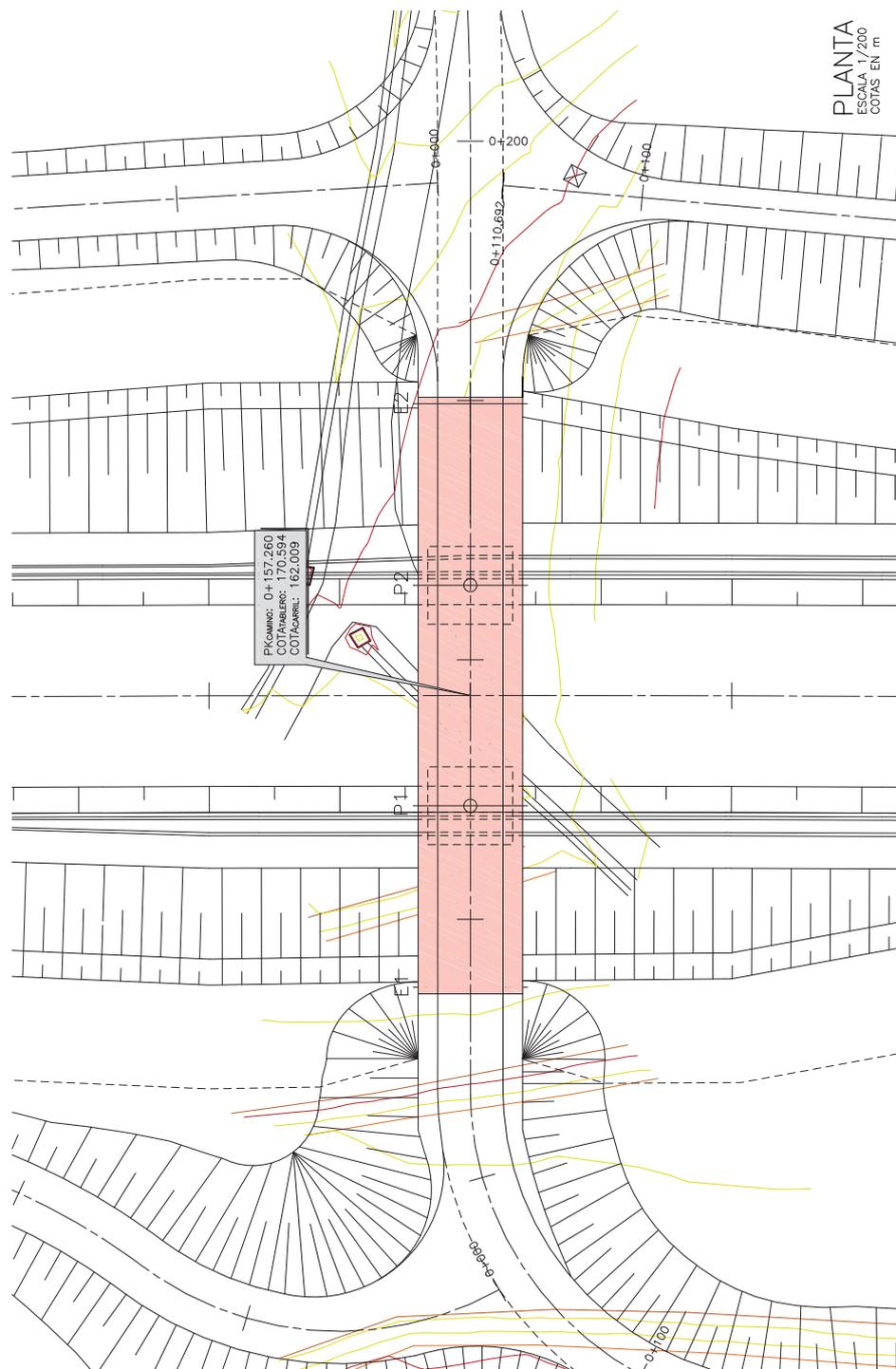
ACERO:
 ACERO CORRUGADO: B-500-SD; $f_{yk} \geq 500 \text{ N/mm}^2$.

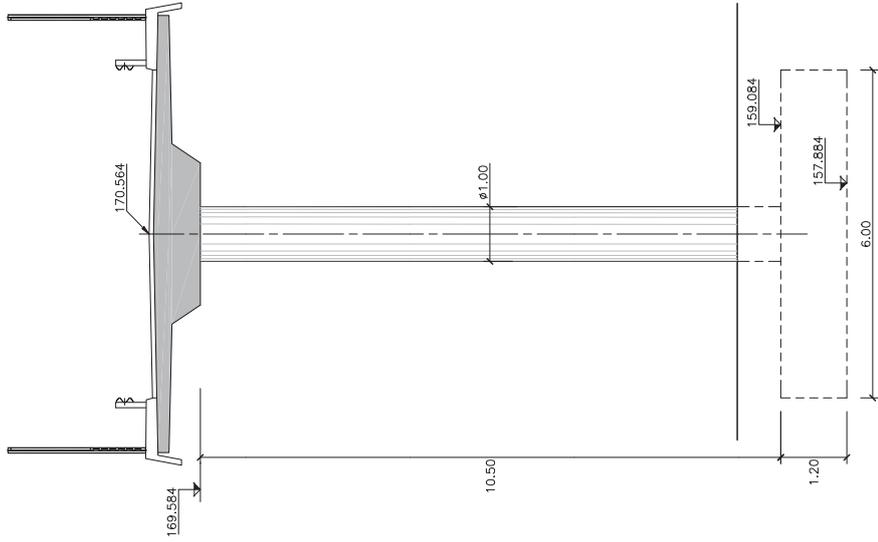
COEFICIENTES PARCIALES DE SEGURIDAD:

HORMIGÓN	γ_c	ELU	ELU SISMO
	1,50	1,00	1,30

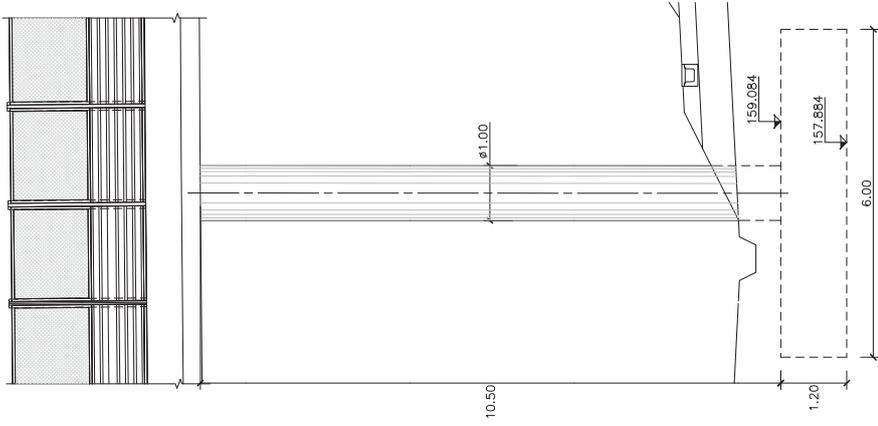
ACERO	γ_s	1,15	1,00
	1,15	1,00	1,00

NIVEL DE CONTROL DE EJECUCIÓN:
 INTENSO: $\gamma_g = 1,35$; $\gamma_p = 1,00$; $\gamma_c = 1,50$; $\gamma_s = 1,50$; $\gamma_a = 1,00$



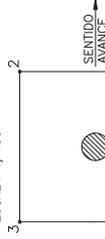


ALZADO TRANSVERSAL
ESCALA 1/50
COTAS EN m

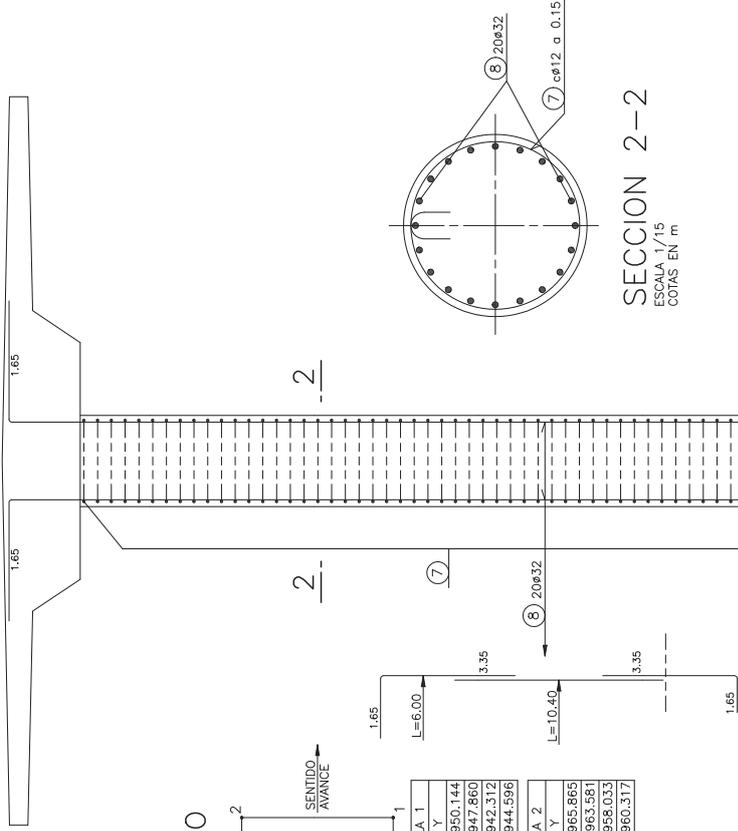


ALZADO TRANSVERSAL
ESCALA 1/30
COTAS EN m

PLANTA
REPLANTEO
ESCALA 1/100



PUNTO	REPLANTEO PILA 1		REPLANTEO PILA 2	
	X	Y	X	Y
1	590162.694	4110950.144	590156.224	4110965.865
2	590157.146	4110947.860	590150.676	4110963.581
3	590159.430	4110942.312	590152.960	4110958.033
4	590164.978	4110944.596	590158.508	4110960.317



SECCION 2-2
ESCALA 1/15
COTAS EN m

CONDICIONES

HORMIGON:
EN LIMPIEZA: HM-15; $f_{ck} \geq 15$ N/mm²
EN ZAPATAS: HA-35/P/20/10a-Cc; $f_{ck} \geq 35$ N/mm²
EN ALZADOS: HA-30/P/20/10b; $f_{ck} \geq 30$ N/mm²
ACERO:
B-500-SD; $f_{yk} \geq 500$ N/mm².

COEFICIENTES PARCIALES DE SEGURIDAD:

HORMIGON	ELU	ELS
γ_c	1,50	1,00
γ_s	1,15	1,00

NIVEL DE CONTROL DE EJECUCION:

INTENSO: $\gamma_b = 1,35$; $\gamma_p = 1,00$; $\gamma_c^* = 1,50$; $\gamma_s^* = 1,50$

NOTA DE CIMENTACION:
-POSIBLE INTERCALACION DE MARGAS ARCILLOSAS.
-PROTECCION INMEDIATA DEL FONDO DE EXCAVACION.
-LA TNSION ADMISIBLE DEL TERRENO EN EL PLANO DE CIMENTACION SERA COMO MINIMO DE 0,40 MPa.

NOTAS:
-EL ENCOFRADO VISTO SE REALIZARA CON TABLA MACHIHEMBADA.
-SE APLICARA UNA CAPA DE PINTURA IMPERMEABILIZANTE NO TOXICA EN TODOS LOS PARAMENTOS ENTERRADOS, INCLUIDAS ZAPATAS. (E=300µ).

NOTA SOBRE SOLAPES
LOS SOLAPES NO INDICADOS EN PLANOS SE REALIZARAN SEGUN PRESCRIPCIONES DE LA EHE. LAS LONGITUDES DE ANCLAJE SE AUMENTARAN EN TORCER CONSIDERACION DE LOS EFECTOS SISMICOS

DOBLADO DE ARMADURAS PASIVAS (B 500 SD)

SALVO CASOS ESPECIALMENTE INDICADOS LOS DIAMETROS DE LOS ANCLAJES Y LONGITUDES DE ANCLAJE SERAN LOS SIGUIENTES:

- GANCHOS, PATILLAS Y GANCHOS EN "U" :

GANCHO EN "U"

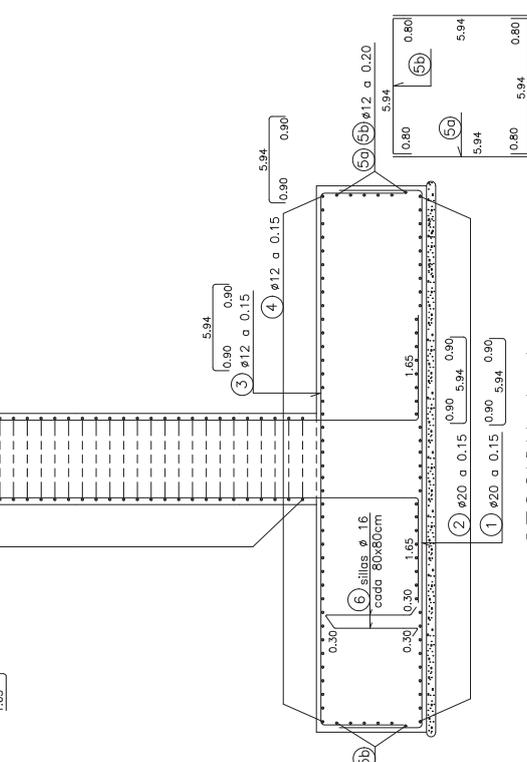
PATILLA

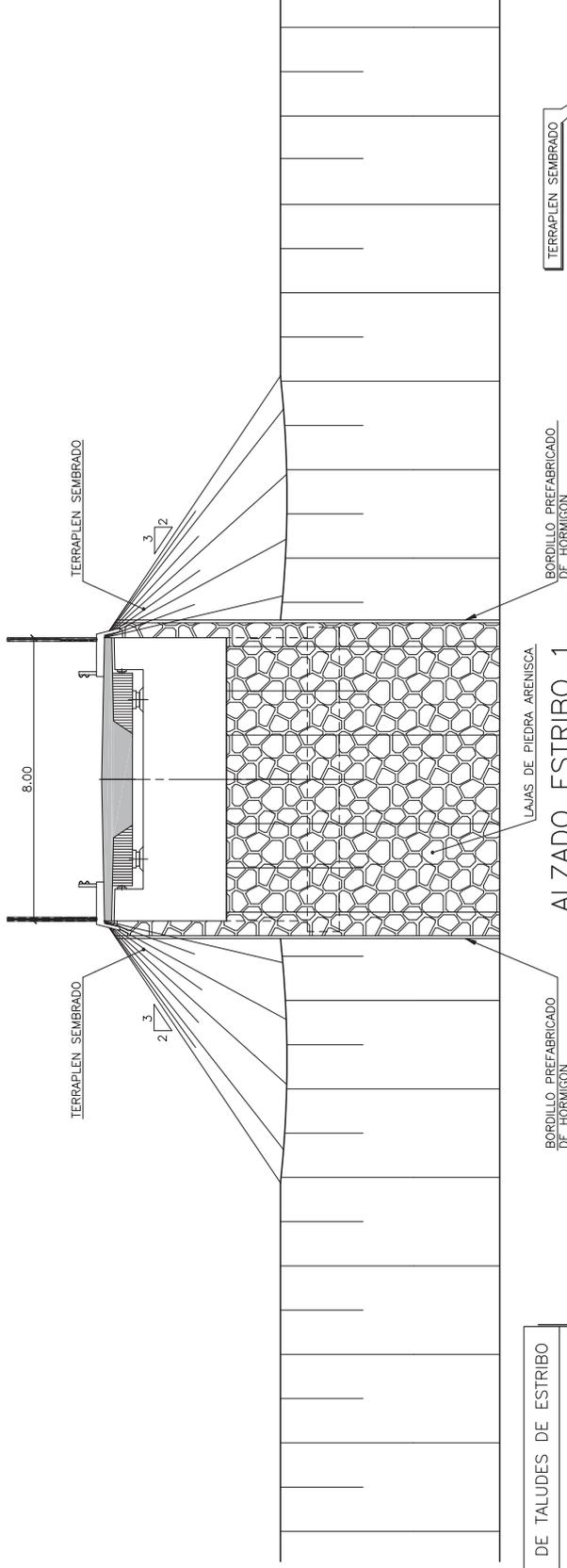
- BARRAS DOBLADAS Y OTRAS BARRAS CURVADAS :

$\phi \leq 25$	d=12φ
$\phi > 25$	d=14φ

CONDICIONES DE DOBLADO:
 $\phi < 20$ d=4φ
 $\phi \geq 20$ d=7φ
 $\geq 150^\circ$

SECCION 1-1
ESCALA 1/30
COTAS EN m





ENCACHADO DE TALUDES DE ESTRIBO

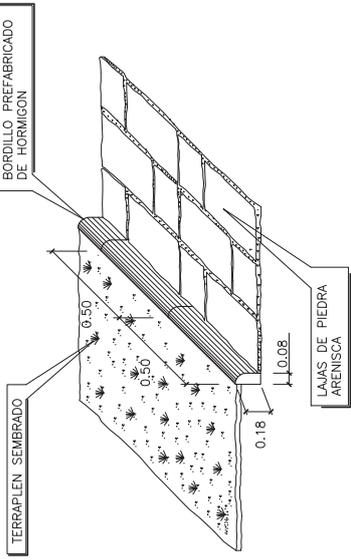
CONDICIONES DEL MATERIAL:

- MATERIAL: PIEDRA ARENISCA, BRANOSERA Ó SIMILAR.
- FORMA: IRREGULAR O ASERRADA.
- TAMANO MAS COMUN: ENTRE 40 Y 60 cm
- ESPOR: ENTRE 4 Y 6 cm

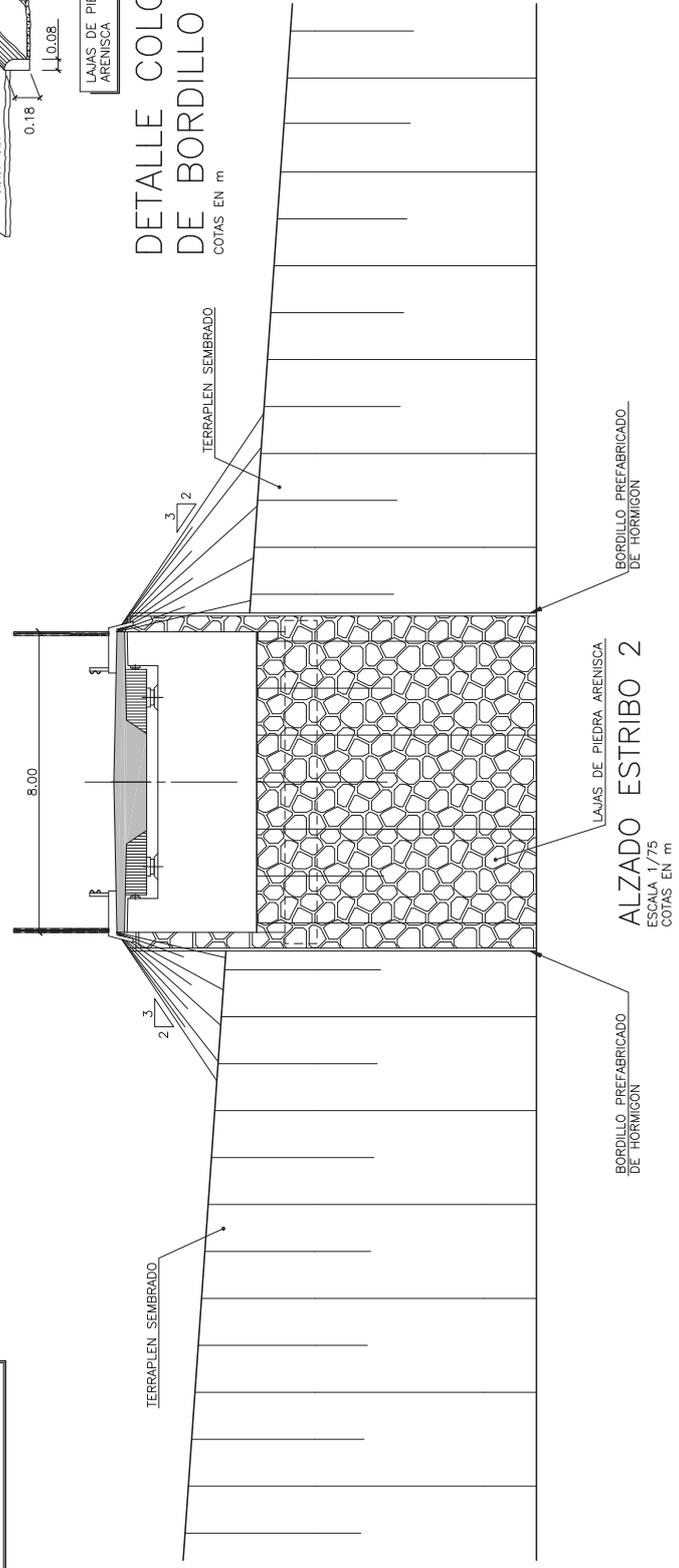
COLOCACIÓN:

- NIVELACIÓN DE LOSAS SOBRE UN LECHO DE HORMIGÓN HM-15 DE 10 cm DE ESPESOR

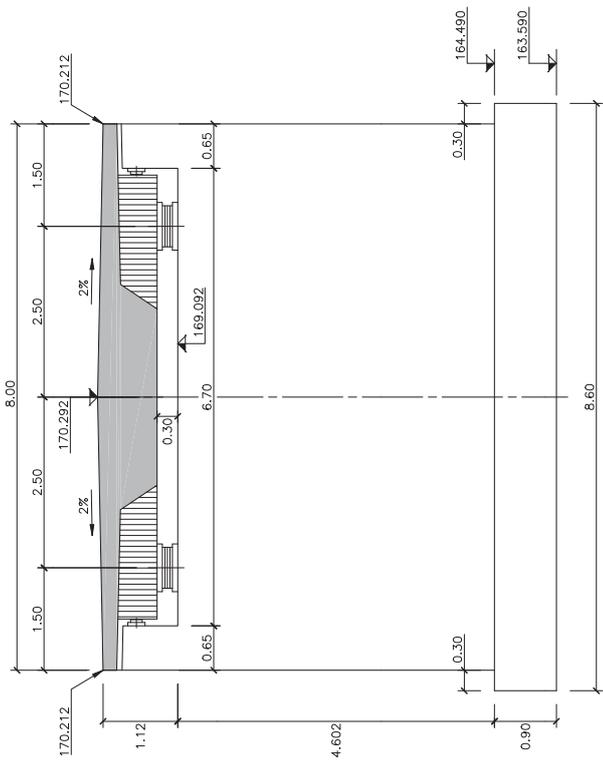
ALZADO ESTRIBO 1
ESCALA 1/75
COTAS EN m



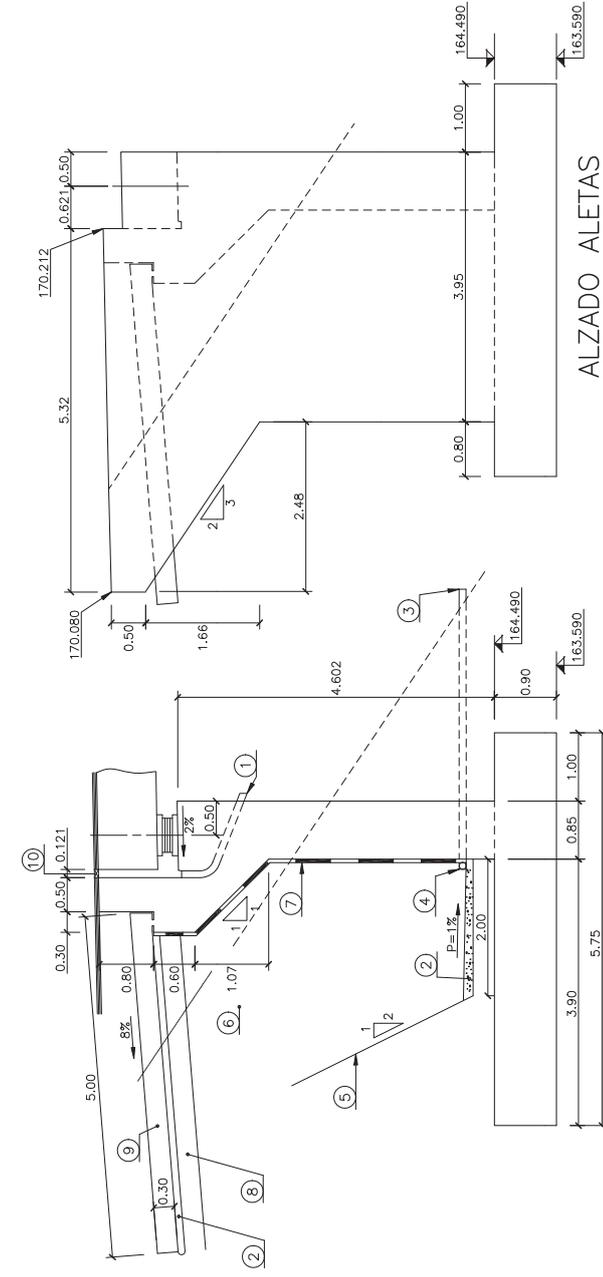
DETALLE COLOCACION DE BORDILLO
COTAS EN m



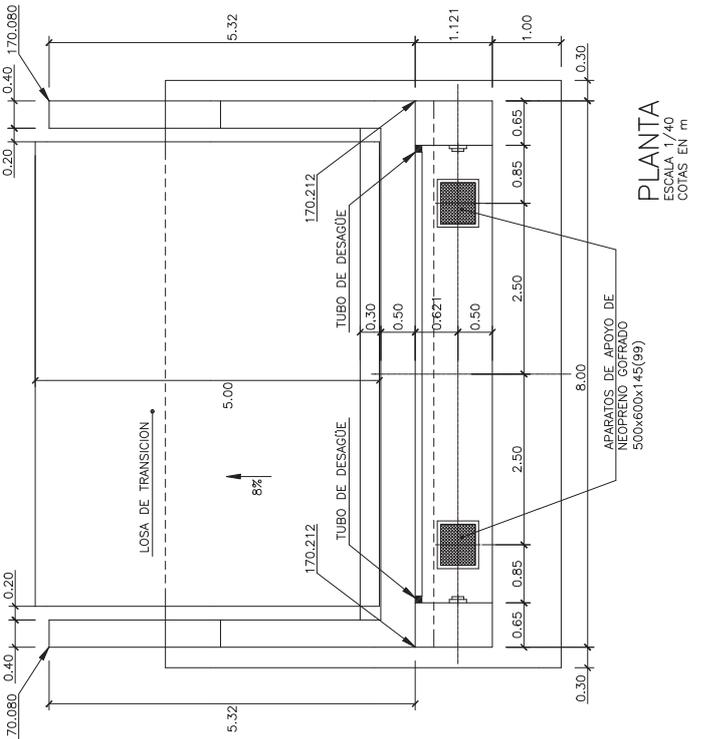
ALZADO ESTRIBO 2
ESCALA 1/75
COTAS EN m



ALZADO
ESCALA 1/40
COTAS EN m



SECCION TIPO
ESCALA 1/40
COTAS EN m



PLANTA
ESCALA 1/40
COTAS EN m

LEYENDA

- 1 TUBO DE ACERO $\phi 100 \times 6 \text{ mm}$
- 2 HORMIGON DE NIVELACION HM-15; $e=0.10 \text{ m}$
- 3 PASAMUROS DE PVC $\phi 100 \times 6 \text{ mm}$
- 4 TUBO DREN DE PVC RANURADO $\phi 160 \text{ mm}$
- 5 MALLA GEOTEXTIL
- 6 RELLENO FILTRANTE CON MATERIAL PROCEDENTE DE CANTERA CON 10% DE FINOS COMO MAXIMO
- 7 MAPA DRENANTE PROTEGIDA CON MALLA GEOTEXTIL
- 8 ZAHORRA. ZA-40. ESPESOR 0.30 m
- 9 LOSA DE TRANSICION
- 10 JUNTA DE CALZADA

NOTA DE CIMENTACION

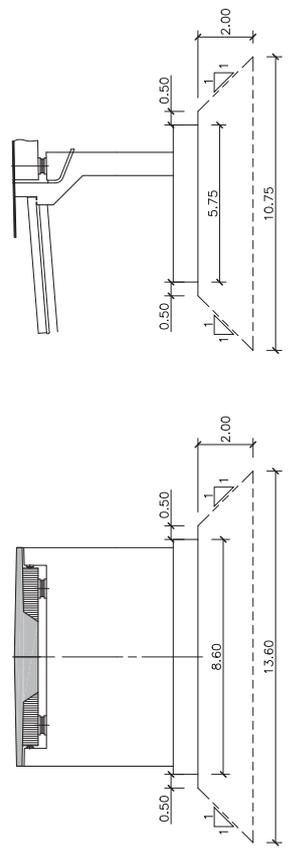
- LA TENSION ADMISIBLE EN EL PLANO DE CIMENTACION SERA SUPERIOR A 0.30 MPa.
- SE COMPRABARA POR PARTE DE UN GEOLOGO O TECNICO COMPETENTE QUE EL MATERIAL AFLORANTE EN EL FONDO DE LA EXCAVACION CORRESPONDE CON EL INDICADO EN EL ANEJO GEOTECNICO.
- EL COEFICIENTE DE ROZAMIENTO ZAPATA-TERRENO QUE SE HA TENIDO EN CUENTA EN EL CALCULO HA SIDO $f_g = 0.57$.
- POSIBLE INTERACCION DE MARGAS MARGOSAS.
- PROTECCION INMEDIATA DEL FONDO DE LA EXCAVACION.
- SEPARACION DEL BORDE DEL TALUD DE AL MENOS 2 M.

TUBOS DE DESAGÜE Y ACCESORIOS

SERAN DE ACERO SIN SOLDADURA Y GALVANIZADOS.
 DESIGNACION: T3 3 CL - UNE 19-048.
 SUS CARACTERISTICAS MECANICAS Y QUIMICAS SE AJUSTARAN A LAS ESTABLECIDAS EN LA NORMA UNE 19-048.
 GALVANIZADO: LOS TUBOS Y ACCESORIOS CUMPLIRAN LO INDICADO EN LA NORMA UNE 37-505.
 SEGUN LO INDICADO EN DICHA NORMA. EL PESO MEDIO DE GALVANIZADO NO SERA INFERIOR A 400 gr/m²

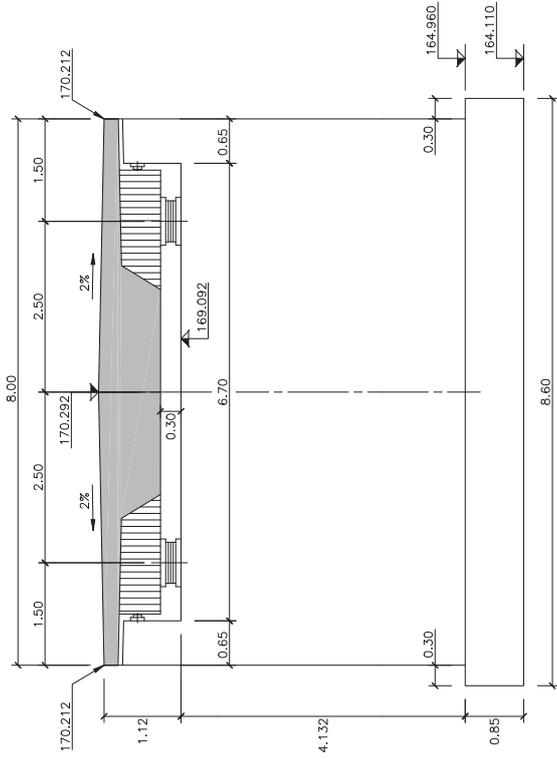
EN AQUELLAS ZONAS EN QUE LOS TUBOS QUEDEN AL AIRE:
 -APLICACION DE 6-7L DE PELICULA SECA DE IMPRIMACION.
 -OSFO-CROMATANTE PASIVANTE DE DOS COMPONENTES (WASH PRIMER).
 -BLOQUEO DE LOS TUBOS CON BUTIRAL-POLIMILO CATALIZADO MAS TETRAOLIC.
 -APLICACION DE 75ML DE PELICULA SECA COMO MINIMO. DE PINTURA EPOXI DE DOS COMPONENTES DE TONO CLARO (RESINAS EPOXI CATALIZADAS MAS SOLIDOS A LA LUZ Y A LOS AGRESIVOS QUIMICOS).

MEJORA DEL TERRENO
ESCALA 1/100
COTAS EN m

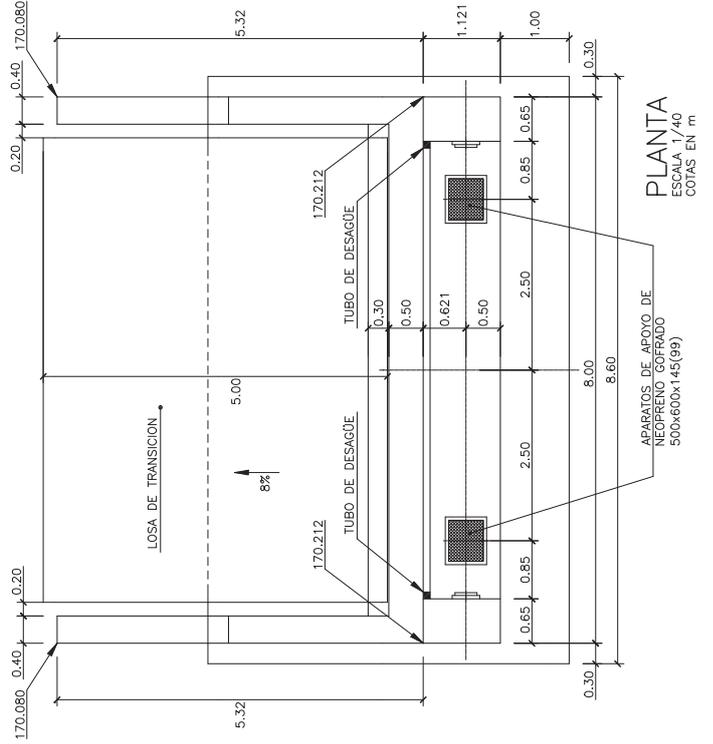


NOTAS:

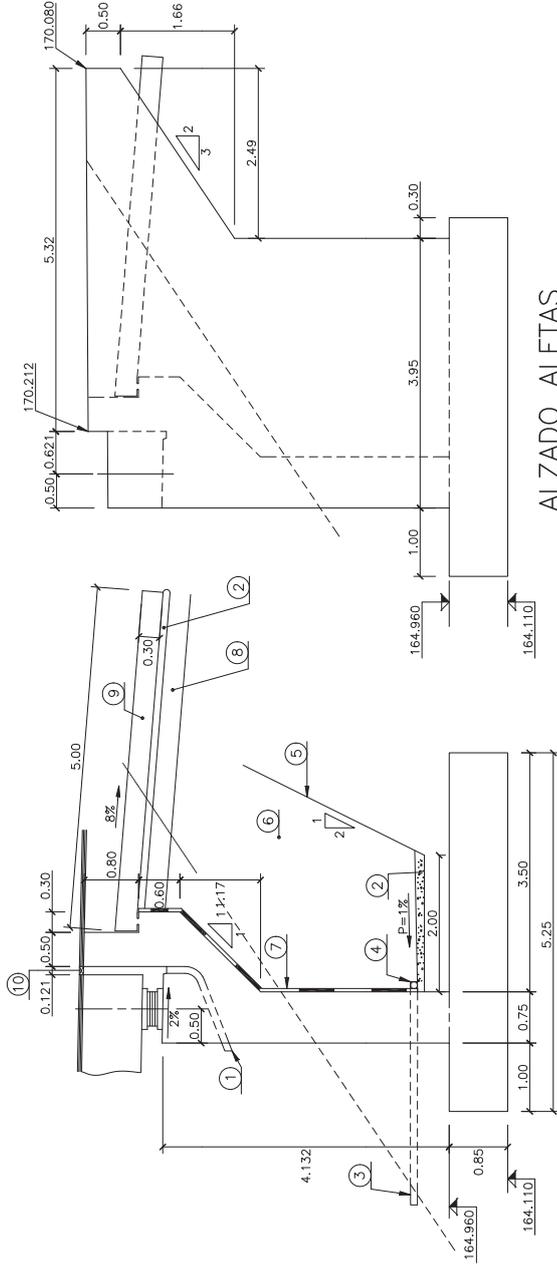
- EL ENCOFRADO VISTO SE REALIZARA CON TABLA MACHIHERRADA.
- SE APLICARA UNA CAPA DE PINTURA IMPERMEABILIZANTE NO TOXICA EN TODOS LOS PARAMENTOS ENTERRADOS, INCLUIDAS ZAPATAS. (E=300µ).



ALZADO
ESCALA 1/40
COTAS EN m



PLANTA
ESCALA 1/40
COTAS EN m



SECCION TIPO
ESCALA 1/40
COTAS EN m

ALZADO ALETAS
ESCALA 1/40
COTAS EN m

LEYENDA

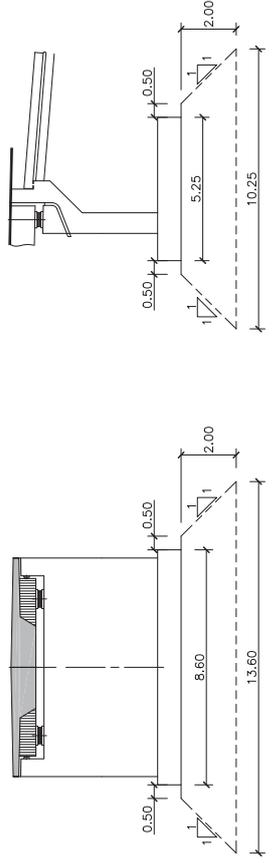
- 1 TUBO DE ACERO $\phi 100 \times 6 \text{ mm}$
- 2 HORMIGON DE NIVELACION HM-15; $e=0.10 \text{ m}$
- 3 PASAMUROS DE PVC $\phi 100 \times 6 \text{ mm}$
- 4 TUBO DREN DE PVC RANURADO $\phi 160 \text{ mm}$
- 5 MALLA GEOTEXTIL
- 6 RELLENO FILTRANTE CON MATERIAL PROCEDENTE DE CANTERA CON 10% DE FINOS COMO MAXIMO
- 7 MAPA DRENANTE PROTEGIDA CON MALLA GEOTEXTIL
- 8 ZAHORRA. ZA-40. ESPESOR 0.30 m
- 9 LOSA DE TRANSICION
- 10 JUNTA DE CALZADA

TUBOS DE DESAGÜE Y ACCESORIOS

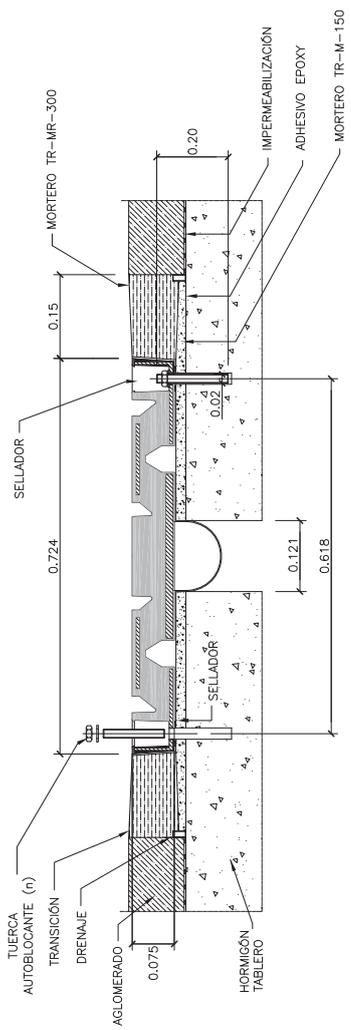
SERAN DE ACERO SIN SOLDADURA Y GALVANIZADOS.
 DESIGNACION: TZ 3 GL. LINE 19-048.
 A SUS CARACTERISTICAS MECANICAS Y QUIMICAS SE AJUSTARAN A LAS ESPECIFICACIONES DE LA NORMA UNE 19-048.
 GALVANIZADO: LOS TUBOS Y ACCESORIOS CUMPLIRAN LO INDICADO EN LA NORMA UNE 37-505.
 SEGUN LO INDICADO EN DICHA NORMA, EL PESO MEDIO DE GALVANIZADO NO SERA INFERIOR A 400 gr/m²
 EN AQUELLAS ZONAS EN QUE LOS TUBOS QUEDEN AL AIRE:
 -APLICACION DE 6-7 μ DE PELICULA SECA DE IMPRIMACION FOSFO-CROMATANTE Y PASIVANTE DE DOS COMPONENTES (WASH PRIMER DE DOS COMPONENTES; BUTIRAL-POLIVINILO CATALIZADO MAS TETRAOXI- CROMATO DE CINCO).
 -APLICACION DE 75 μ DE PELICULA SECA, COMO MINIMO, DE PINTURA EPOXI DE DOS COMPONENTES DE TONO CLARO (RESINAS EPOXI CATALIZADAS MAS SOLIDOS A LA LUZ Y A LOS AGRESIVOS QUIMICOS).

NOTAS:
 -EL ENCOFRADO VISTO SE REALIZARA CON TABLA MACHHEBRADA.
 -SE APLICARA UNA CAPA DE PINTURA IMPERMEABILIZANTE NO TOXICA EN TODOS LOS PARAMENTOS ENTERRADOS, INCLUIDAS ZAPATAS. (E=300 μ).

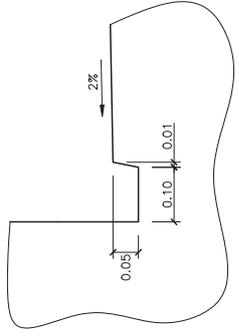
MEJORA DEL TERRENO
ESCALA 1/100
COTAS EN m



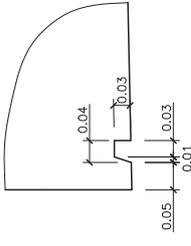
NOTA DE CIMENTACION
 -LA TENSION ADMISIBLE EN EL PLANO DE CIMENTACION SERA SUPERIOR A 0.30 MPa.
 -SE COMPRABARA POR PARTE DE UN GEÓLOGO O TÉCNICO COMPETENTE QUE EL MATERIAL AFLORANTE EN EL FONDO DE LA EXCAVACION CORRESPONDE CON EL INDICADO EN EL ANEJO GEOTECNICO.
 -EL COEFICIENTE DE ROZAMIENTO ZAPATA-TERRENO QUE SE HA TENIDO EN CUENTA EN EL CALCULO HA SIDO $f_g = 0.57$.
 -POSIBLE INTERACCION DE MARGAS MARGOSAS.
 -PROTECCION INMEDIATA DEL FONDO DE LA EXCAVACION.
 -SEPARACION DEL BORDE DEL TALUD DE AL MENOS 2 M.



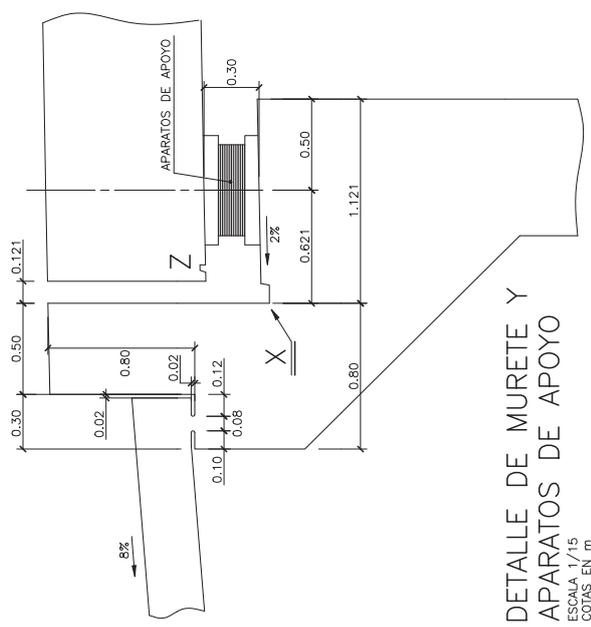
DETALLE DE JUNTA. TIPO TRANSFLEX 650
 ESCALA 1/5
 COTAS EN m



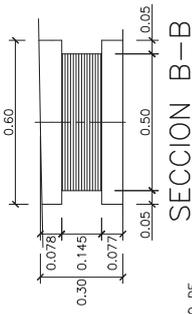
DETALLE "X"
 ESCALA 1/5
 COTAS EN m



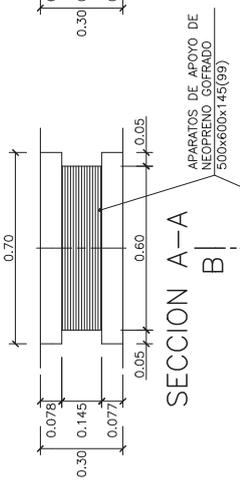
DETALLE "Z"
 ESCALA 1/5
 COTAS EN m



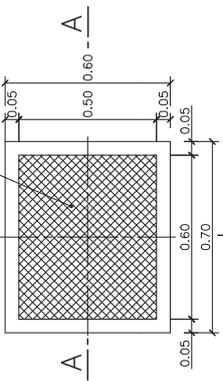
DETALLE DE MURETE Y
 APARATOS DE APOYO
 ESCALA 1/15
 COTAS EN m



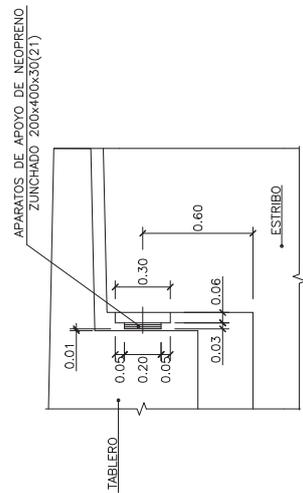
SECCION B-B



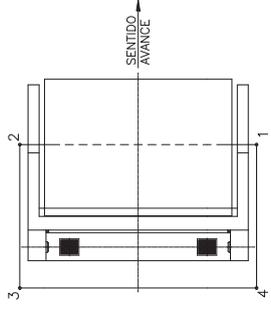
SECCION A-A



DETALLE APOYOS
 ESCALA 1/10
 COTAS EN m

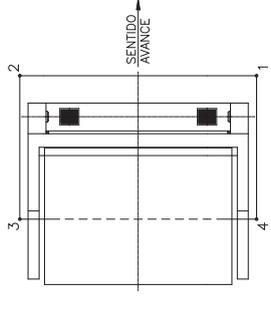


DETALLE DE
 TOPE SISMICO
 ESCALA 1/15
 COTAS EN m



PLANTA REPLANTEO
 ESTRIBO 2
 ESCALA 1/100

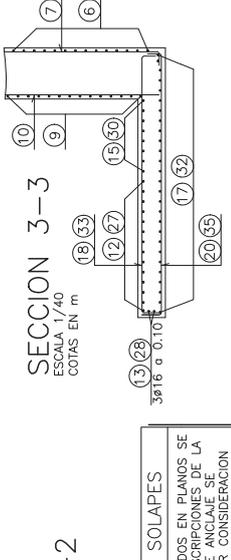
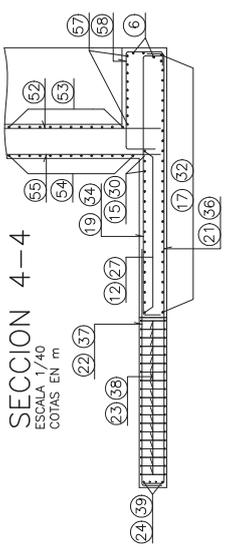
PUNTO	REPLANTEO ESTRIBO 2	
	X	Y
1	590151.095	4110980.300
2	590146.240	4110978.302
3	590149.513	4110970.349
4	590154.368	4110972.347



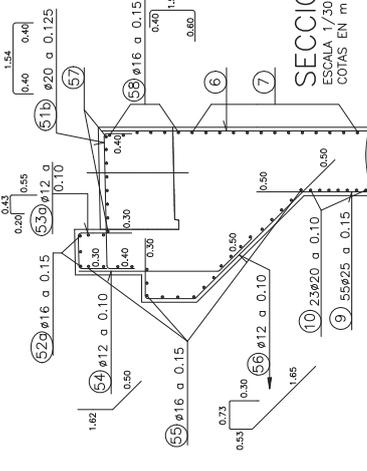
PLANTA REPLANTEO
 ESTRIBO 1
 ESCALA 1/100

PUNTO	REPLANTEO ESTRIBO 1	
	X	Y
1	590166.141	4110937.829
2	590160.823	4110935.641
3	590164.096	4110927.688
4	590169.414	4110929.876

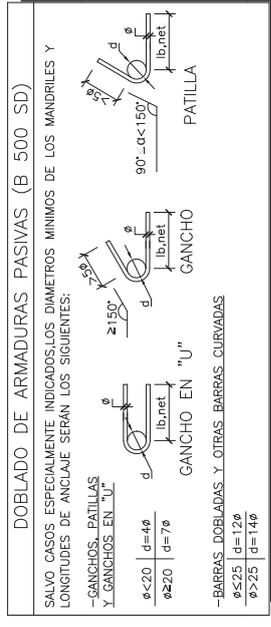
PROPIEDADES REQUERIDAS AL ELASTOMERO	
DUREZA SHORE:	55 a 65
MÓDULO DE ELASTICIDAD TRANSVERSAL G (kp/cm²)	(Cargas de larga duración): 8 a 11
G (Cargas INSTANTÁNEAS):	>450%
DEFORMACIÓN PERMANENTE:	< 20%



SECCION 2-2
ESCALA 1/30
COTAS EN m



NOTA SOBRE SOLAPES
LOS SOLAPES NO INDICADOS EN PLANOS SE REALIZARAN SEGUN PRESCRIPCIONES DE LA EHE. LAS LONGITUDES DE ANCLAJE SE LAUMENTARAN EN 10% POR CONSIDERACION DE LOS EFECTOS SISMICOS



CONDICIONES

HORMIGON: HM-15; $f_{ck} \geq 15$ N/mm²
EN LIMPIEZA: HM-15; $f_{ck} \geq 15$ N/mm²
EN ZAPATAS: HM-30/P/20/lb; $f_{ck} \geq 30$ N/mm²
EN ALZADO: HM-30/P/20/lb; $f_{ck} \geq 30$ N/mm²

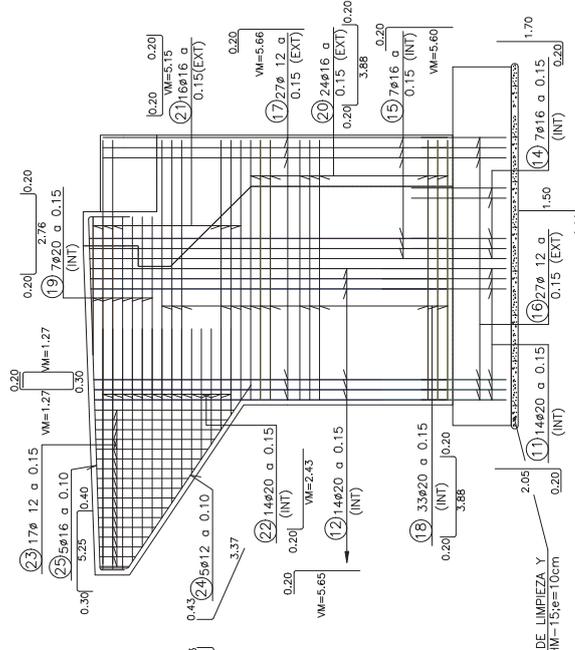
ACERO: B-500-SD; $f_{yk} \geq 500$ N/mm²

COEFICIENTES PARCIALES DE SEGURIDAD:

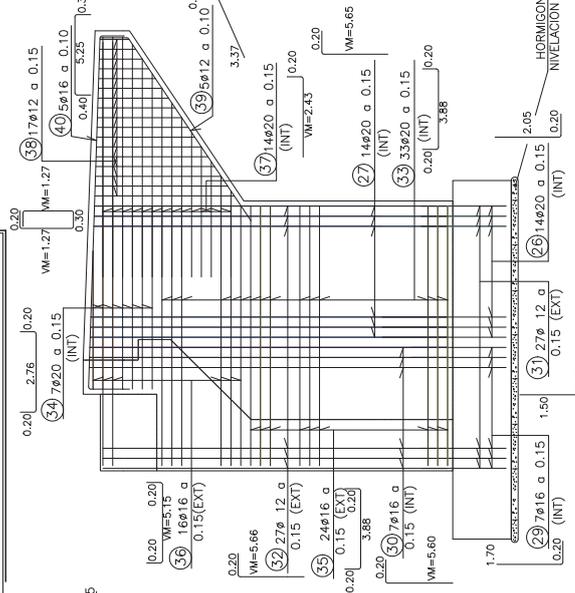
	ELU	ELS	ELU SISMO
HORMIGON γ_c	1,50	1,00	1,30
ACERO γ_s	1,15	1,00	1,00

NIVEL DE CONTROL DE EJECUCION:
INTENSIO: $\gamma_c = 1,35$; $\gamma_s = 1,00$; $\gamma_{s,s} = 1,50$; $\gamma_{c,s} = 1,50$

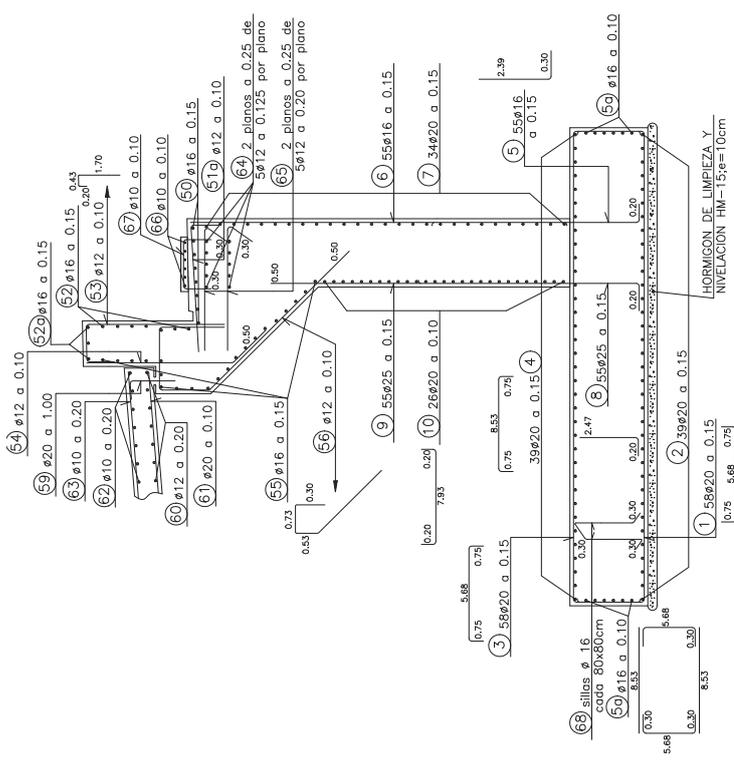
NOTA:
LOS RECURRIMIENTOS SERAN DE 0,035 m A LA BARRA EXTERIOR, EXCEPTO EN PAPANENTOS EN CONTACTO CON EL TERRENO DONDE SERAN DE 0,03 m



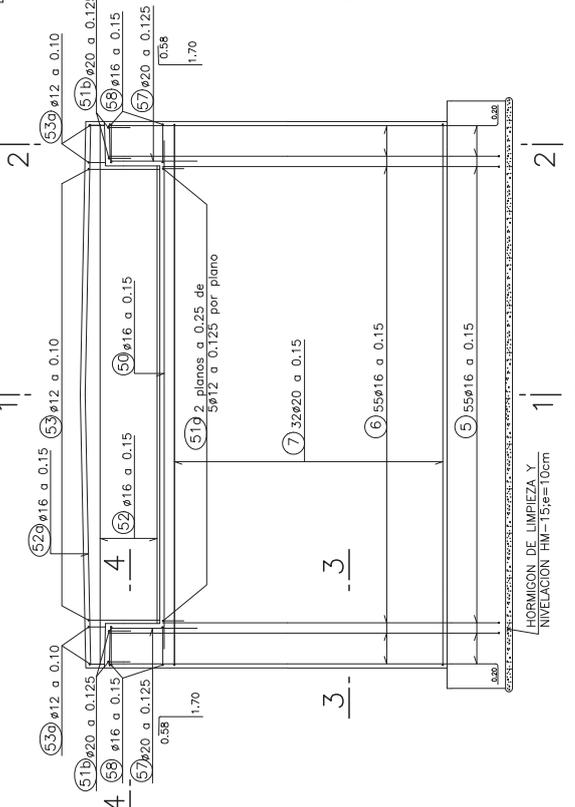
ALZADO ALETA DERECHA
ESCALA 1/40
COTAS EN m



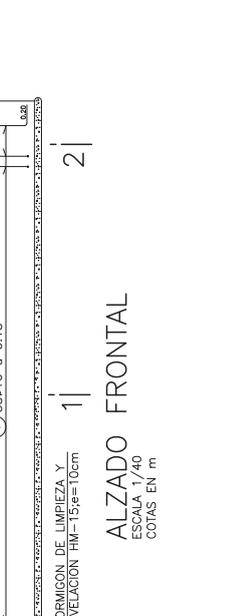
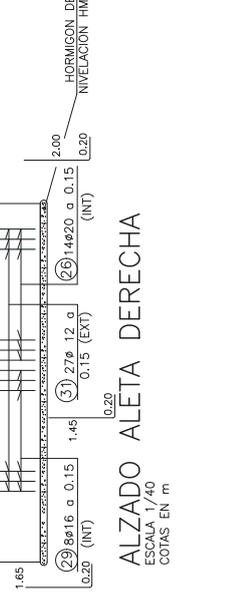
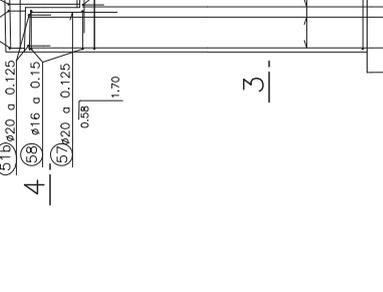
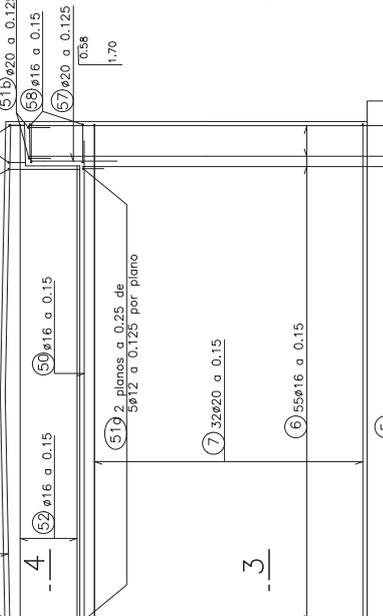
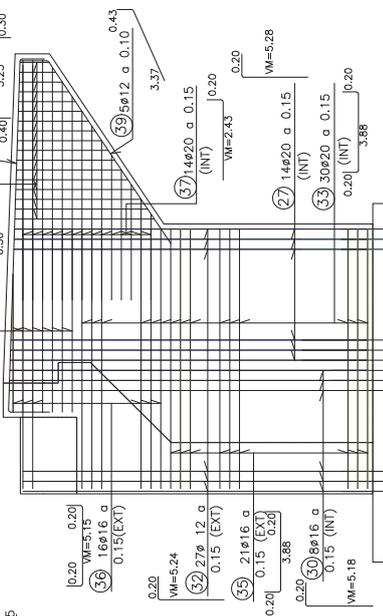
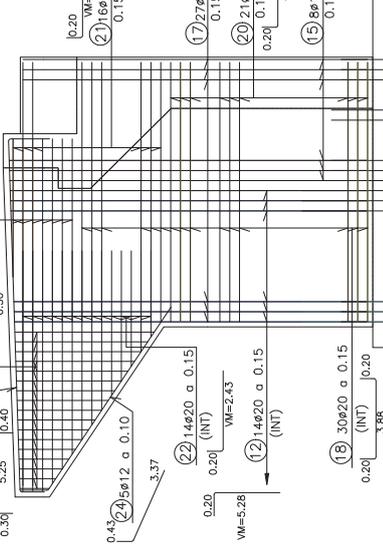
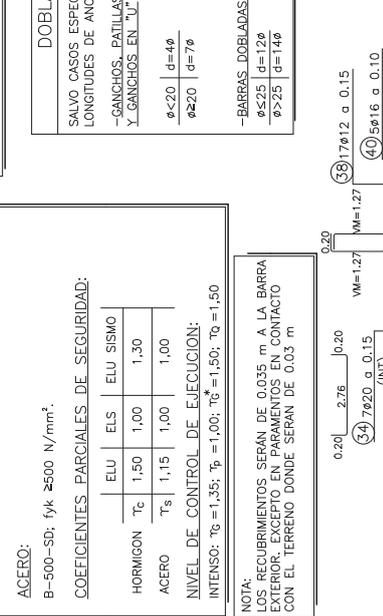
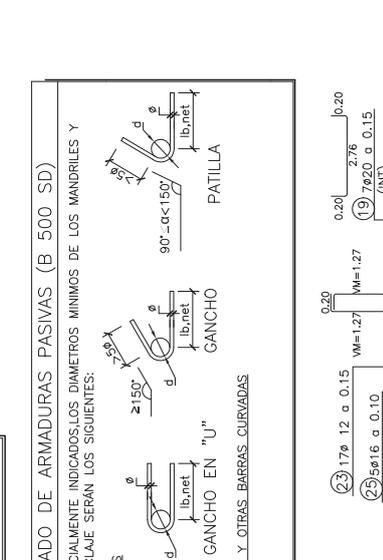
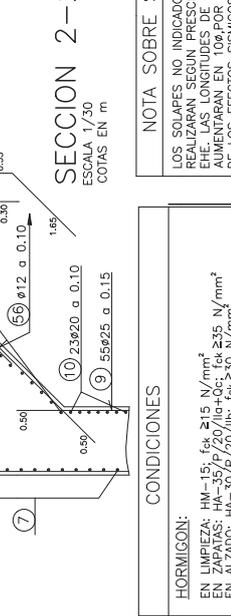
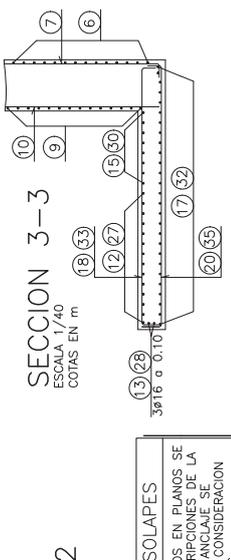
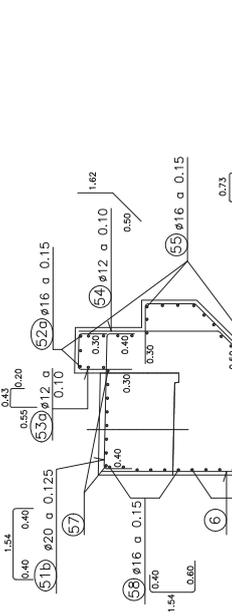
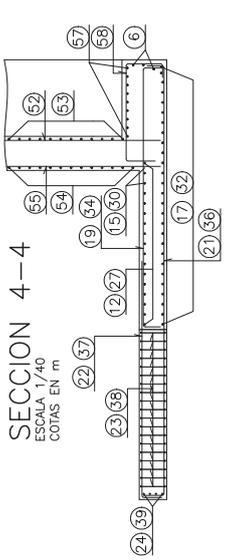
ALZADO ALETA IZQUIERDA
ESCALA 1/40
COTAS EN m

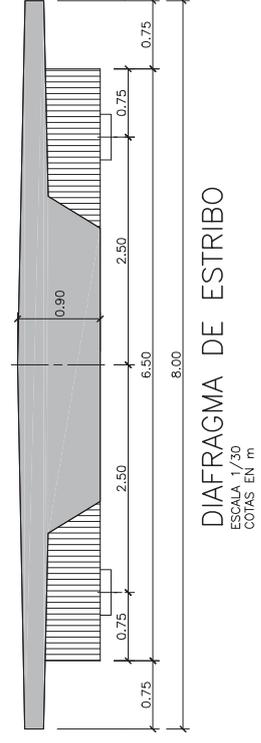
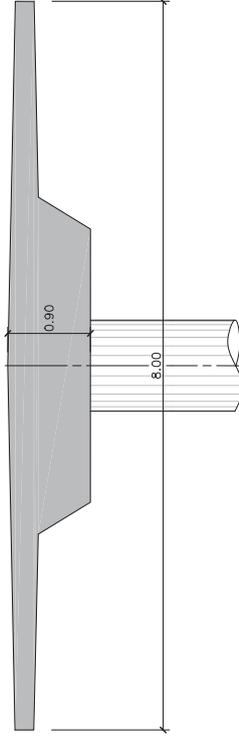
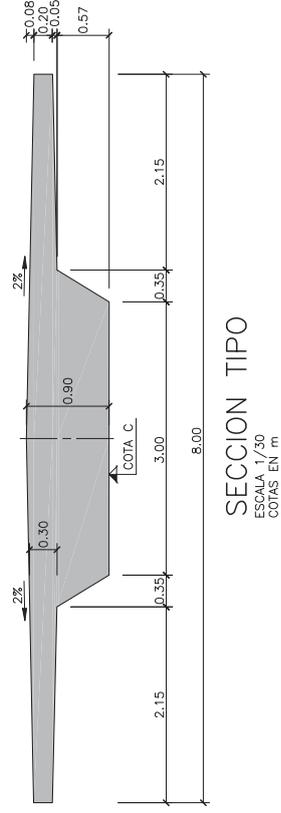
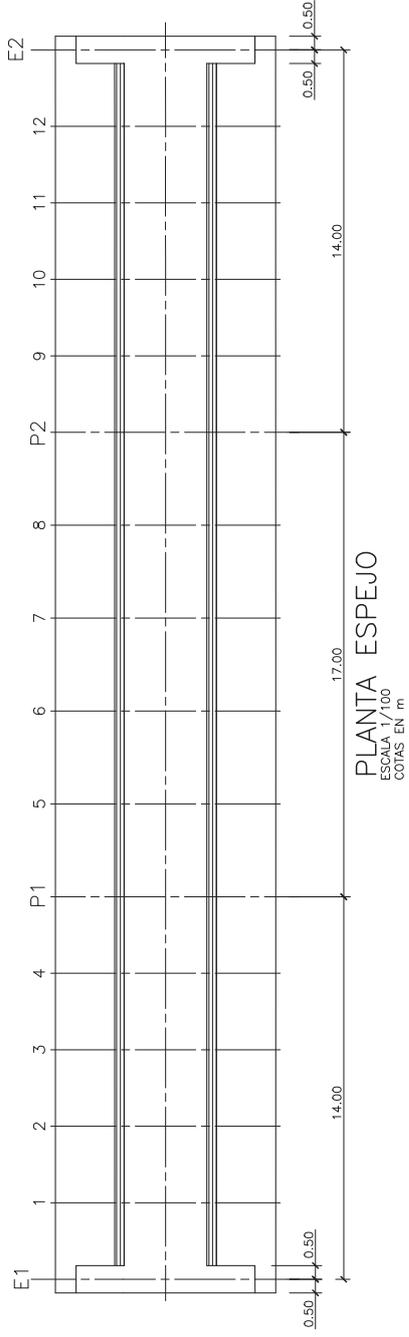


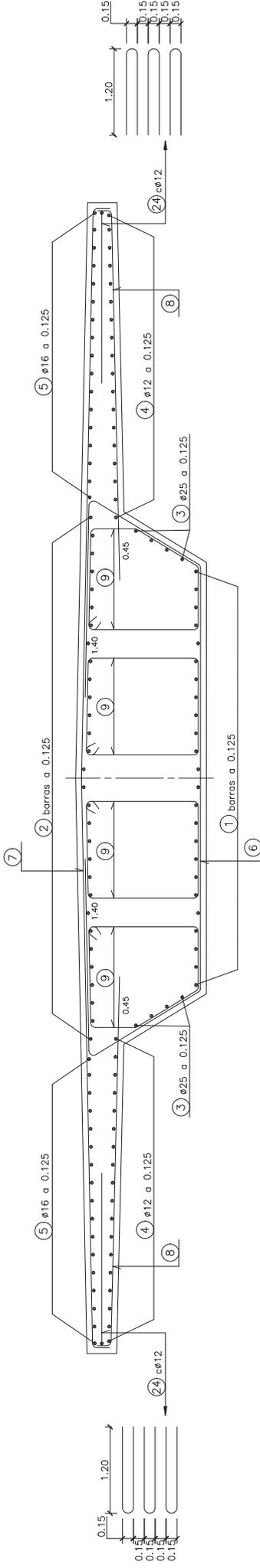
SECCION 1-1
ESCALA 1/30
COTAS EN m



ALZADO FRONTAL
ESCALA 1/40
COTAS EN m

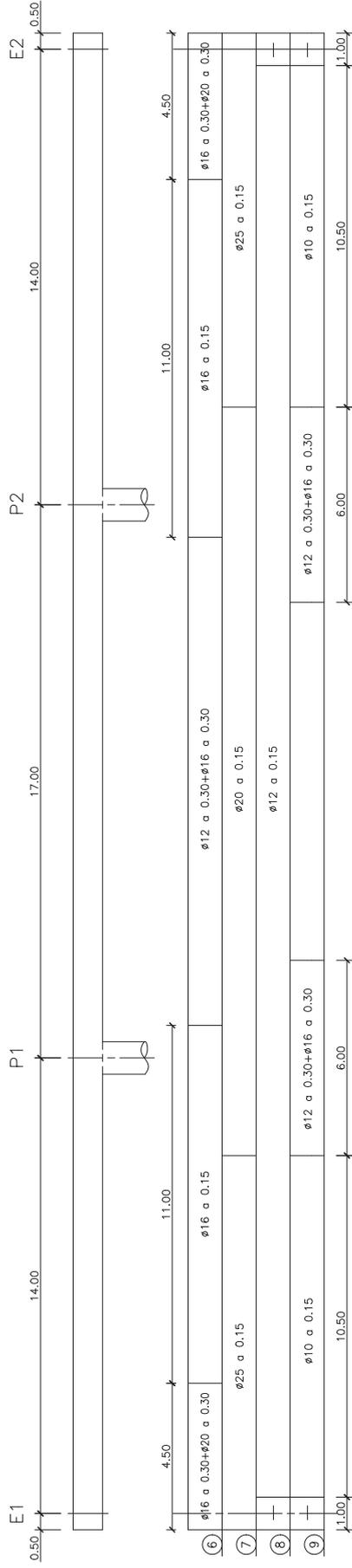






SECCION TIPO

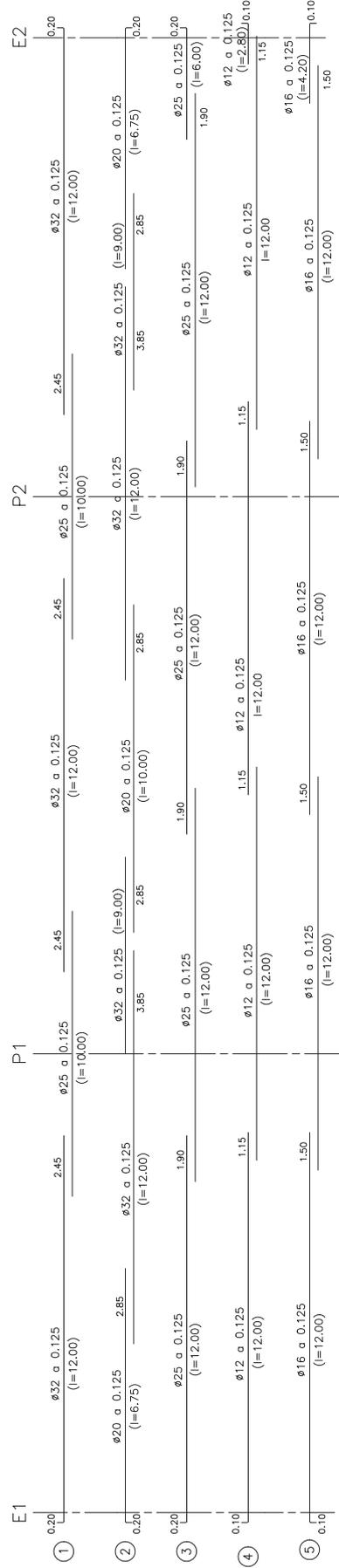
ESCALA 1/15
COTAS EN m



DISTRIBUCION DE ARMADURA TRANSVERSAL

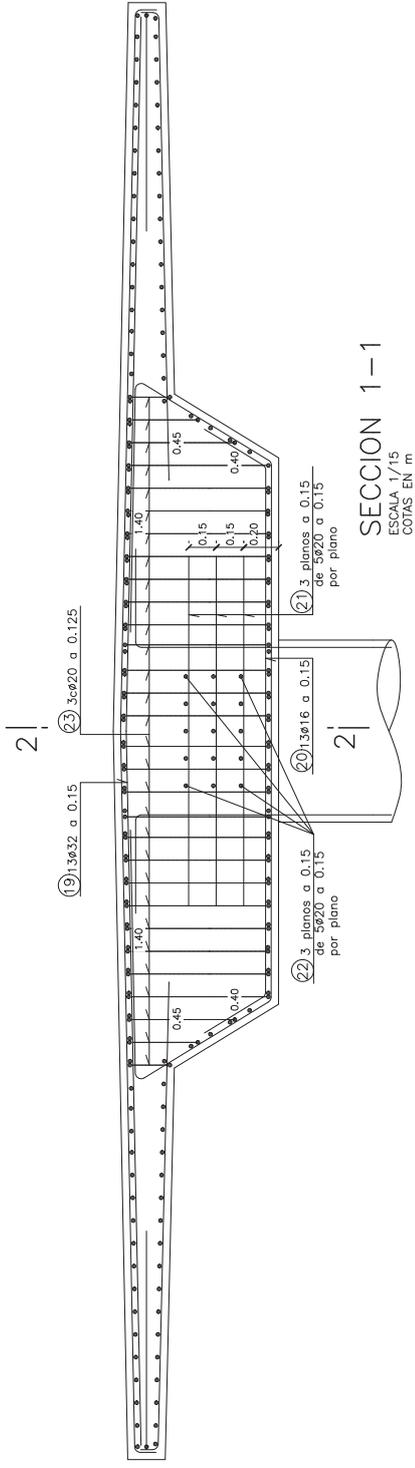
ESCALA 1/75
COTAS EN m

NOTA SOBRE SOLAPES
LOS SOLAPES DE LAS POSICIONES ② ③ ④
Y ⑤ SE REALIZARAN EN ORDEN ALTERNIO.

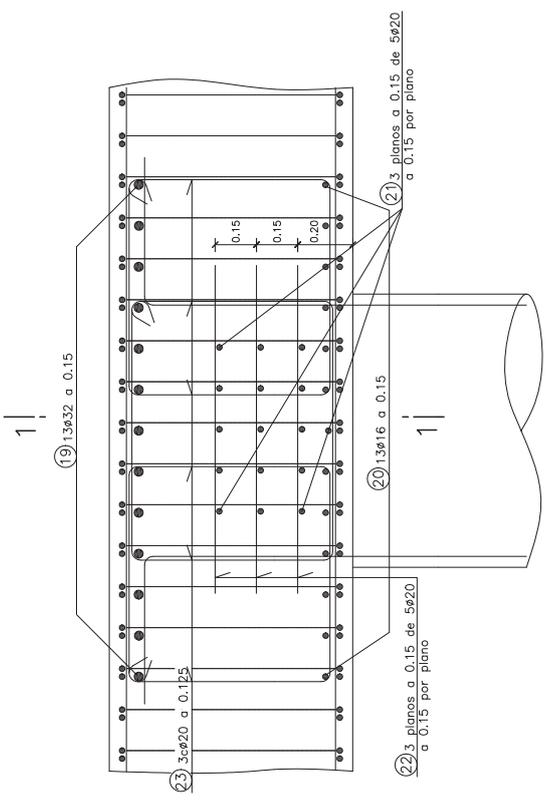


DESPIECE DE POSICIONES ① ② ③ ④ y ⑤

ESCALA 1/75
COTAS EN m



SECCION 1-1
 ESCALA 1/15
 COTAS EN m



SECCION 2-2
 ESCALA 1/10
 COTAS EN m

CONDICIONES

HORMIGON:
 EN TABLERO: f_{td} = 40 P/20/lb; f_{ck} = 255 N/mm²

ACERO:
 B-500-SD; f_{yk} = 500 N/mm².

COEFICIENTES PARCIALES DE SEGURIDAD:

	ELU	ELS
HORMIGON	γ _c 1,50	1,00
ACERO	γ _s 1,15	1,00

NIVEL DE CONTROL DE EJECUCION:
 INTENSO: γ₀ = 1,35; γ_p = 1,00; γ₀⁰ = 1,50; γ₀ = 1,50

NOTA:
 LOS RECURRIMIENTOS SERAN DE 0,030 m A LA BARRA EXTERIOR.

NOTA SOBRE SOLAPES

LOS SOLAPES NO INDICADOS EN PLANOS SE REALIZARAN SEGUN PRESCRIPCIONES DE LA EHE. LAS LONGITUDES DE ANCLAJE SE AUMENTARAN EN UN 30% POR CONSIDERACION DE LOS EFECTOS SISMICOS

DOBLADO DE ARMADURAS PASIVAS (B 500 SD)

SALVO CASOS ESPECIALMENTE INDICADOS, LOS DIAMETROS MINIMOS DE LOS MANDRILES Y LONGITUDES DE ANCLAJE SERAN LOS SIGUIENTES:

-GANCHOS, PATILLAS Y GANCHOS EN "U"

ø < 20	d = 4ø	GANCHO EN "U"
ø ≥ 20	d = 7ø	GANCHO EN "U"

-BARRAS DOBLADAS Y OTRAS BARRAS CURVADAS

ø ≤ 25	d = 12ø
ø > 25	d = 14ø

Diagram showing a hook with dimensions: 5ø, ≥ 150°, d, lb_{net}, and 90° = α < 150°. Labels include PATILLA and GANCHO.

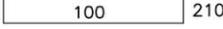
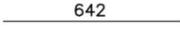
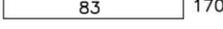
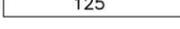
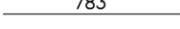
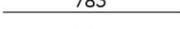
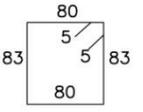
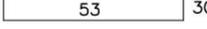
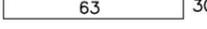
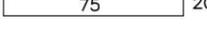
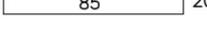
ANEXO 2 DESGLOSE DE CAUNTÍA DE ACERO EMPLEADO

1 DESGLOSE DE LA ARMADURA DISPUESTA EN EL TABLERO

POSICION	Ø mm.	n. piezas	LONGITUD m.	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg
TABLERO								
Tablero								
1a	32	50	12.00		600.0	6.32	3792.0	Peso Total 42110.39Kg.
1b	25	50	10.00		500.0	3.85	1925.0	
1c	32	25	12.00		300.0	6.32	1896.0	
2a	20	60	6.75		405.0	2.47	1000.4	
2b	32	60	12.00		720.0	6.32	4550.4	
2c	32	60	9.00		540.0	6.32	3412.8	
2d	20	30	10.00		300.0	2.47	741.0	
3a	25	12	12.00		144.0	3.85	554.4	
3b	25	36	12.00		432.0	3.85	1663.2	
3c	25	12	6.00		72.0	3.85	277.2	
4a	12	36	12.00		432.0	0.89	384.5	
4b	12	108	12.00		1296.0	0.89	1153.4	
4c	12	36	2.80		100.8	0.89	39.7	
5a	16	36	12.00		432.0	1.58	682.6	
5b	16	108	12.00		1296.0	1.58	2047.7	
5c	16	36	4.20		151.2	1.58	233.9	
6a	12	52	7.59		394.7	0.89	351.3	
6b	16	230	7.59		1745.7	1.58	2758.2	
6c	20	32	7.59		242.9	2.47	599.9	
7a	20	154	8.21		1264.3	2.47	3122.9	
7b	25	154	8.21		1264.3	3.85	4867.7	
8	12	614	2.76		1694.6	0.89	1508.2	
9a	10	454	3.26		1480.0	0.62	917.6	
9b	10	454	3.07		1393.8	0.62	864.1	
9c	12	84	3.26		273.8	0.89	243.7	
9d	12	84	3.07		257.9	0.89	229.5	
9e	16	84	3.26		273.8	1.58	432.7	
9f	16	84	3.07		257.9	1.58	407.5	
24	12	616	2.55		1570.8	0.89	1398.0	
B500SD				Fyk* 500 N/mm2				

Figura 1. Cuadro resumen de la armadura dispuesta en el tablero del componente tablero.

a)

POSICION	Ø mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg	
TABLERO									
Diafragma estribo									
10a	16	24	3.90	80  210	93.6	1.58	147.9	Peso Total 3654.84Kg.	
10b	16	24	6.42		154.1	1.58	243.4		
11	16	40	3.53	100  170	141.2	1.58	223.1		
11a	12	28	1.38	13 	38.6	0.89	34.4		
12	32	20	7.83		156.6	6.32	989.7		
13	12	20	7.83		156.6	0.89	139.4		
14	20	212	3.36		712.3	2.47	1759.4		
15	10	24	1.13	30  30	27.1	0.62	16.8		
16	10	20	1.23	30  30	24.6	0.62	15.3		
17	12	40	1.15	20  20	46.0	0.89	40.9		
18	12	40	1.25	20  20	50.0	0.89	44.5		
B500SD				Fyk ≠ 500 N/mm ²					

b)

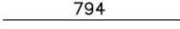
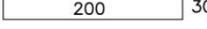
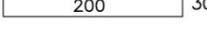
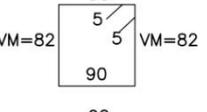
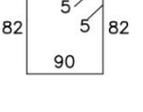
POSICION	Ø mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg	
TABLERO									
Diafragma pila									
19	32	26	7.94		206.4	6.32	1304.7	Peso Total 3622.89Kg.	
20	20	26	5.59		145.3	2.47	359.0		
21	20	30	2.60	30  30	78.0	2.47	192.7		
22	20	30	2.60	30  30	78.0	2.47	192.7		
23a	20	120	3.54		424.8	2.47	1049.3		
23b	20	60	3.54		212.4	2.47	524.6		
B500SD				Fyk ≠ 500 N/mm ²					

Figura 2.. Cuadro resumen de la armadura dispuesta en el componente del tablero a) en el diafragma de los estribos y b) en el diafragma de las pilas.

2 DESGLOSE DE LA ARMADURA DISPUESTA EN LA PILA

a)

POSICION	ø mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg
7	12	71	0.69	PILA 1 Fuste 0.69 	49.0	0.89	43.6	Peso Total 2855.87Kg.
8a	32	20	5.85	165  420	117.0	6.32	739.4	
8b	32	20	10.40	 1040	208.0	6.32	1314.6	
8c	32	20	6.00	165  435	120.0	6.32	758.4	
				B500SD	Fyk* 500 N/mm2			

b)

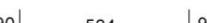
POSICION	ø mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg
1	20	34	7.74	90  594 90	263.2	2.47	650.0	Peso Total 2162.01Kg.
2	20	34	7.74	90  594 90	263.2	2.47	650.0	
3	12	34	7.74	90  594 90	263.2	0.89	234.2	
4	12	34	7.74	90  594 90	263.2	0.89	234.2	
5a	16	16	7.54	80  594 80	120.6	1.58	190.6	
5b	16	16	5.94	 594	95.0	1.58	150.2	
6	8	40	3.30	30  105 30  105 60	132.0	0.40	52.8	
				B500SD	Fyk* 500 N/mm2			

Figura 3. Cuadro resumen de la armadura dispuesta en cada pila. a) Cuantía en la pila de 10,5 m de longitud y 1 m de diámetro. b) Cuantía de la cimentación.

3 DESGLOSE DE LA ARMADURA DISPUESTA EN EL ESTRIBO E1

a)

POSICION	∅ mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg
ESTRIBO 1 ZAPATA								
1	20	58	7.18	75 568 75	416.4	2.47	1028.6	Peso Total 4317.14Kg.
2	20	39	10.03	75 853 75	391.2	2.47	966.2	
3	20	58	7.18	75 568 75	416.4	2.47	1028.6	
4	20	39	10.03	75 853 75	391.2	2.47	966.2	
5a1	16	14	8.53	853	119.4	1.58	188.7	
5a2	16	14	6.28	30 568 30	87.9	1.58	138.9	
B500SD				Fyk ≠ 500 N/mm ²				

b)

POSICION	∅ mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg
ESTRIBO 1 MURO								
5	16	55	2.59	20 239	142.4	1.58	225.1	Peso Total 3290.26Kg.
6	16	55	4.57	VM=457	251.3	1.58	397.1	
7	20	34	8.33	20 793 20	283.2	2.47	699.6	
8	25	55	2.67	20 247	146.8	3.85	565.4	
9	25	55	4.10	VM=410	225.5	3.85	868.2	
10	20	26	8.33	20 793 20	216.6	2.47	535.0	
B500SD				Fyk ≠ 500 N/mm ²				

Figura 4.. Cuadro resumen de la armadura dispuesta en el estribo E1 a) zapata y b) muro.

POSICION	Ø mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg	
ESTRIBO 1									
ALETA 1									
11	20	14	2.25	20 205	31.5	2.47	77.8	Peso Total 1480.70Kg.	
12	20	14	5.85	20 VM=565	81.9	2.47	202.3		
13	16	3	5.02	20 482	15.1	1.58	23.8		
14	16	7	1.90	20 170	13.3	1.58	21.0		
15	16	7	5.80	20 VM=560	40.6	1.58	64.1		
16	12	27	1.70	20 150	45.9	0.89	40.9		
17	12	27	5.86	20 VM=566	158.2	0.89	140.8		
18	20	33	4.28	20 388 20	141.2	2.47	348.9		
19	20	7	3.16	20 276 20	22.1	2.47	54.6		
20	16	24	4.28	20 388 20	102.7	1.58	162.3		
21	16	16	5.55	20 VM=515 20	88.8	1.58	140.3		
22	20	14	2.63	20 VM=243	36.8	2.47	90.9		
23	12	17	3.24	30 VM=127 20 VM=127 20	55.1	0.89	49.0		
24	12	5	3.80	43 337	19.0	0.89	16.9		
25	16	5	5.95	30 525 40	29.8	1.58	47.0		
B500SD				Fyk ≠ 500 N/mm ²					

Figura 5. Cuadro resumen de la armadura dispuesta en la aleta del estribo E1.

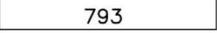
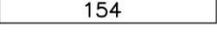
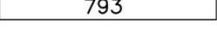
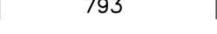
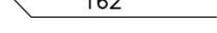
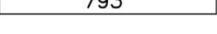
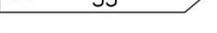
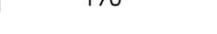
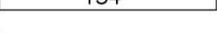
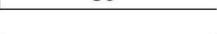
POSICION	Ø mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg
ESTRIBO 1								
CARGADERO, MURETE Y LOSA DE TRANSICIÓN								
50	16	6	8.33	20  20	50.0	1.58	79.0	Peso Total 2732.73Kg.
51a	12	68	1.48	40  40	100.6	0.89	89.6	
51b	20	24	2.34	40  40	56.2	2.47	138.7	
52	16	8	8.33	20  20	66.6	1.58	105.3	
52a	16	3	8.53	30  30	25.6	1.58	40.4	
53	12	67	2.33	43  20	156.1	0.89	138.9	
53a	12	14	1.18	43  20	16.5	0.89	14.7	
54	12	81	2.12	50  162	171.7	0.89	152.8	
55	16	20	8.33	20  20	166.6	1.58	263.2	
56	12	81	3.16	73  30 53 160	256.0	0.89	227.8	
57	20	18	2.28	58  170	41.0	2.47	101.4	
58	16	10	2.54	40  60	25.4	1.58	40.1	
59	20	8	1.00	20  80	8.0	2.47	19.8	
60	12	34	8.20	20  20	278.8	0.89	248.1	
61	20	52	5.10	20  490	265.2	2.47	655.0	
62	10	34	8.20	20  20	278.8	0.62	172.9	
63	10	52	5.10	20  490	265.2	0.62	164.4	
64	12	20	2.05	30  30	41.0	0.89	36.5	
65	12	20	1.65	30  30	33.0	0.89	29.4	
66	10	10	1.13	30  30	11.3	0.62	7.0	
67	10	12	1.03	30  30	12.4	0.62	7.7	
B500SD				Fyk ≠ 500 N/mm ²				

Figura 6. Cuadro resumen de la armadura dispuesta en el cargadero murete y losa de transición del estribo E1.

4 DESGLOSE DE LA ARMADURA DISPUESTA EN EL ESTRIBO E2

a)

POSICION	Ø mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg
ESTRIBO 2 ZAPATA								
1	20	58	6.68	75 ┌ 518 ─┐ 75	387.4	2.47	957.0	Peso Total 4014.23Kg.
2	20	36	10.03	75 ┌ 853 ─┐ 75	361.1	2.47	891.9	
3	20	58	6.68	75 ┌ 518 ─┐ 75	387.4	2.47	957.0	
4	20	36	10.03	75 ┌ 853 ─┐ 75	361.1	2.47	891.9	
5a1	16	14	8.53	853	119.4	1.58	188.7	
5a2	16	14	5.78	30 ┌ 518 ─┐ 30	80.9	1.58	127.9	
B500SD				Fyk≠ 500 N/mm2				

b)

POSICION	Ø mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg
ESTRIBO 2 MURO								
5	16	55	2.54	20 ┌ 234 ─┐	139.7	1.58	220.7	Peso Total 3146.38Kg.
6	16	55	4.27	427	234.9	1.58	371.1	
7	20	32	8.33	20 ┌ 793 ─┐ 20	266.6	2.47	658.4	
8	25	55	2.62	20 ┌ 242 ─┐	144.1	3.85	554.8	
9	25	55	4.10	410	225.5	3.85	868.2	
10	20	23	8.33	20 ┌ 793 ─┐ 20	191.6	2.47	473.2	
B500SD				Fyk≠ 500 N/mm2				

Figura 7. Cuadro resumen de la armadura dispuesta en el estribo E2 a) zapata y b) muro.

POSICION	Ø mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg	
ESTRIBO 2									
ALETA 1									
11	20	14	2.20	20 200	30.8	2.47	76.1	Peso Total 1406.88Kg.	
12	20	14	5.48	20 528	76.7	2.47	189.5		
13	16	3	4.55	20 435	13.6	1.58	21.6		
14	16	8	1.85	20 165	14.8	1.58	23.4		
15	16	8	5.38	20 518	43.0	1.58	68.0		
16	12	27	1.65	20 145	44.5	0.89	39.6		
17	12	27	5.44	20 524	146.9	0.89	130.7		
18	20	30	4.28	20 388 20	128.4	2.47	317.1		
19	20	7	3.16	20 276 20	22.1	2.47	54.6		
20	16	21	4.28	20 388 20	89.9	1.58	142.0		
21	16	16	5.55	20 515 20	88.8	1.58	140.3		
22	20	14	2.63	20 243	36.8	2.47	90.9		
23	12	17	3.24	30 127 127 20 20	55.1	0.89	49.0		
24	12	5	3.80	43 337	19.0	0.89	16.9		
25	16	5	5.95	30 525 40	29.8	1.58	47.0		
B500SD				Fyk ≠ 500 N/mm ²					

Figura 8. Cuadro resumen de la armadura dispuesta en la aleta del estribo E2.

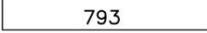
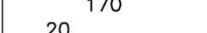
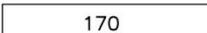
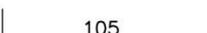
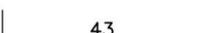
POSICION	∅ mm.	n. piezas	LONGITUD m	FORMA L=cm	LONGITUD TOTAL m.	PESO Kg/m	PESO Kg	PESO TOTAL Kg
ESTRIBO 2								
CARGADERO, MURETE Y LOSA DE TRANSICION								
50	16	6	8.33	20  20	50.0	1.58	79.0	Peso Total 2749.49Kg.
51a	12	68	1.48	40  40	100.6	0.89	89.6	
51b	20	24	2.34	40  40	56.2	2.47	138.7	
52	16	8	8.33	20  20	66.6	1.58	105.3	
52a	16	3	8.53	30  30	25.6	1.58	40.4	
53	12	67	2.33	43  20	156.1	0.89	138.9	
53a	12	14	1.18	43  20	16.5	0.89	14.7	
54	12	81	2.12	50  50	171.7	0.89	152.8	
55	16	21	8.33	20  20	174.9	1.58	276.4	
56	12	81	3.21	73  30 165	260.0	0.89	231.4	
57	20	18	2.28	58  58	41.0	2.47	101.4	
58	16	10	2.54	40  60	25.4	1.58	40.1	
59	20	8	1.00	20  20	8.0	2.47	19.8	
60	12	34	8.20	20  20	278.8	0.89	248.1	
61	20	52	5.10	20  20	265.2	2.47	655.0	
62	10	34	8.20	20  20	278.8	0.62	172.9	
63	10	52	5.10	20  20	265.2	0.62	164.4	
64	12	20	2.05	30  30	41.0	0.89	36.5	
65	12	20	1.65	30  30	33.0	0.89	29.4	
66	10	10	1.13	30  30	11.3	0.62	7.0	
67	10	12	1.03	30  30	12.4	0.62	7.7	
B500SD				Fyk ≠ 500 N/mm ²				

Figura 9. Cuadro resumen de la armadura dispuesta en el cargadero murete y losa de transición del estribo E2.

