

DISEÑO Y PWHT DE ACEROS AVANZADOS DE ALTA RESISTENCIA PARA CADENAS DE LÍNEAS DE FONDEO

Tesis Doctoral

presentada para optar al grado de **Dr. Ingeniero Industrial**

Jesús Navas Posada

Bilbao, Junio 2015



Dirigida por el Dr. José Luis Arana Bilbao

Departamento de Ingeniería Minera y Metalúrgica y Ciencia de los Materiales / Meatzte eta Metalurgia Ingeniaritza eta Materialen Zientzia



Universidad
del País Vasco

Euskal Herriko
Unibertsitatea



Ingeniaritza Goi Eskola Teknikoa
Escuela Técnica Superior de Ingeniería
Bilbao

DISEÑO Y PWHT DE ACEROS AVANZADOS DE ALTA RESISTENCIA PARA CADENAS DE LÍNEAS DE FONDEO

Tesis presentada por

Jesús Navas Posada

para optar al Grado de **Doctor Ingeniero Industrial**

Dirigida por el Dr. José Luis Arana Bilbao

Bilbao, 2015

Agradecimientos

La culminación de una Tesis Doctoral es un trabajo de años que no sería posible sin la comprensión de aquellos que nos rodean en nuestra vida. En primer lugar me gustaría agradecer su constante apoyo a mis padres, Pilar y Francisco, que siempre han sabido dejar que cometa mis propios fallos en la vida y que aprenda de ellos, estando siempre ahí. De igual manera, tengo que agradecer su apoyo, cariño y paciencia a Cristina que sin duda ha sido uno de los motores necesarios para terminar este proyecto, a mis hermanos Pilar y Pako, compañeros y confidentes, a César por todos sus buenos consejos durante toda mi vida y a mis sobrinos Bidane y Aritz, así como a Ainhoa.

Más allá del entorno familiar, tengo que hacer un agradecimiento especial para una persona que me ha marcado en lo profesional y en lo personal y que le considero un maestro y amigo. Esta persona es José Luis Arana, catedrático de la UPV al que conozco desde más de media vida y responsable sin duda de mis inquietudes en el fascinante mundo del acero. José Luis ha dirigido con firmeza y gran criterio todos los trabajos realizados en esta Tesis. Nuestras apasionadas conversaciones y su siempre adecuada crítica, sin duda han enriquecido el resultado final.

Un agradecimiento especial es para Keltxe Olan, una persona muy cercana y que me ha aportado el apoyo necesario y el seguimiento al proyecto en los momentos más críticos del mismo.

Un pilar fundamental de conocimiento han sido todos mis compañeros y amigos de Vicinay (actuales y pasados) con los que he compartido años de interesantes charlas para mejorar las cadenas que ponemos en el mercado desde hace años y que sin duda seguiremos haciéndolo. Fruto de estas conversaciones, han surgido inquietudes comunes en materia metalúrgica. A todos ellos quiero también agradecerles su colaboración, y especialmente a Juan Ignacio Vicinay, Borja Vicinay, Javier Vicinay, Gaspar Vicinay, Luis Cañada, Eduardo López, Alejandro Sanz, Felipe Ezpeleta, Asier Pinedo, Izaskun Lertxundi, Izaskun Lizarraga, Noelia Cuadrado, Josu Calvo, Onintze Matías, Sonia López, Nerea Uría, Silvia Fernández, Mikel Abrisketa, Pedro de la Cal, Lucio Llamazares, Xabi Aguirre, Saúl Benito, Jesús Vegas, Jon Ander Manjón, Irune Inchausti, Natxo Arechederra, Josean Riaño, David Hernández, Tomás López, Saioa Sebastián, Conchita Vicinay, Marcos Bergua, Pedro Garate...

Otras personas que han contribuido de forma importante a esta Tesis han sido Jonathan Fernández, cuyo conocimiento en diseño de líneas de fondeo ha sido muy útil, Alberto Arredondo, gran conocedor de la metalurgia sin cuyas adecuados comentarios todo hubiese sido más complicado, Daniel Bilbao que ha aportado grandes ideas sobre la soldadura, Aintzane Expósito, Itziar Salado y Beatriz con su trabajo de verificación con ensayos y Olatz Bilbao Mendibil por sus aportaciones al conocimiento del revenido. Es de agradecer igualmente la gran disposición de Sergio Fernández Armas de la UPV por su apoyo en la realización de ensayos de microscopía electrónica.

Para terminar, me gustaría agradecer a mis amigos Eladio, Carlos Corchero, Werner, Mikel, Noe, Zior, Iratxe, Javi, Javi García, Tomás, Berta, Yolanda, Julio, Alberto, Alvaro, Aitor, Ander, ... que siempre me han apoyado en los momentos complicados y que siempre están ahí cuando los necesito, así que parte de este proyecto también es de ellos

La finalización de esta Tesis, culmina el trabajo de análisis de varios años, y deseo que sea el comienzo para el trabajo de otros que profundicen en el conocimiento de las líneas de fondeo. Me gustaría antes de terminar, agradecer las charlas técnicas que he mantenido con mi colega Julen Cabero y que han hecho que el tiempo pase muy deprisa desde el comienzo de esta Tesis.

Sin duda, la lista de agradecimientos es muy larga, y pido disculpas a todos aquellos a los que por olvido no he mencionado.

Eskerrik asko guztioi !!

Jesús Navas Posada

Diseño y PWHT de aceros avanzados de alta resistencia para cadenas de líneas de fondeo

Resumen

El principal objetivo del trabajo de investigación expuesto, ha sido el desarrollo de aceros de muy alta resistencia para aplicaciones en líneas de fondeo de aguas profundas, de ingenios flotantes de la industria extractiva de gas y petróleo, con especial atención al diseño de la composición química y los tratamientos térmicos que permitan alcanzar las propiedades de resistencia de una línea de fondeo que describen la habilidad para mantener la integridad estructural, cuando hacemos frente a los fenómenos de las sollicitaciones mecánicas y medio-ambientales. El término “integridad” implica necesariamente tenacidad, asumiendo que la resistencia es un parámetro que se alcanza con mayor facilidad.

En el primer capítulo de este trabajo se introduce la importancia económica que representa la industria off-shore que se dedica a la extracción de gas y petróleo y particularmente la importancia de las cadenas de acero de alta resistencia que permiten mantener la integridad estructural mencionada con condiciones de alta seguridad en alta mar. En este capítulo se describe una de estas instalaciones de alta tecnología.

En el capítulo 2 se presentan las propiedades más importantes de comportamiento mecánico de los aceros para líneas de fondeo, que han sido especificados por las Sociedades de Clasificación, con un análisis especialmente enfocado a las propiedades de tenacidad, derivadas

mediante el ensayo de impacto Charpy con entalla en V y del parámetro de mecánica de fractura elasto-plástica CTOD. En este capítulo se demuestra el alto grado de exigencia requerida en tenacidad, especialmente en aceros de muy alta resistencia y de esta manera se enfoca el interés en la investigación realizada para alcanzar las propiedades requeridas.

El capítulo 3 contiene el desarrollo de las investigaciones en el diseño de los aceros de alta resistencia para líneas de fundeo, analizando el papel de cada uno de los elementos de aleación y elementos residuales y las interacciones con las propiedades necesarias para el comportamiento enunciado de una línea de fundeo. También se discuten las aportaciones de elementos microaleados para el afino de la microestructura y la problemática del nivel de limpieza en inclusiones no metálicas necesario para alcanzar la alta tenacidad que se demanda.

Un análisis de la soldadura a tope por chisporroteo es el objetivo del capítulo 4 y la problemática específica de la zona afectada por el calor en este tipo de soldadura, identificando las irregularidades propias de esta tecnología y su especificidad en relación con los aceros de alta resistencia. Se presentan las investigaciones conducentes a la caracterización de las microsegregaciones peritécticas que se producen en el proceso, y se analiza la templabilidad de la línea de soldadura, mediante el ensayo Jominy, como contribución original al conocimiento, de gran interés para la definición de los tratamientos térmicos post-soldadura de doble temple y revenido, que se diseñan y presentan en este capítulo, combinando una primera fase de solución a alta temperatura para conseguir regenerar la zona afectada y obtener una difusión importante del carbono que homogenice su contenido, con un segundo temple que afine la microestructura.

El capítulo 5 incluye la teoría y el análisis de las transformaciones que se producen en los aceros de alta resistencia durante los tratamientos térmicos de temple. De especial interés han sido las investigaciones realizadas para generar conocimiento de los cambios estructurales durante el tratamiento térmico de revenido y en particular de las microestructuras de temple bainíticas y el fenómeno de fragilización de revenido. Se incluye la descripción de los trabajos de investigación industrial que han permitido intentar conocer las razones de la fragilidad de revenido de estos aceros, con la ayuda de estudios de microscopía electrónica de barrido y de transmisión que han generado un conocimiento de esta fragilidad como aportación original.

Finalmente el capítulo 6 se centra en la descripción y análisis de los ensayos de fatiga realizados con componentes estructurales reales de líneas de fondeo ya que en mi opinión el uso de datos obtenidos mediante el análisis de muestras de laboratorio para predecir el comportamiento complejo en fatiga de componentes estructurales puede resultar en aproximaciones o en planteamientos excesivamente conservadores de las estimaciones de la vida de estos componentes y no garantiza una correcta predicción del comportamiento de fatiga. La seguridad y la fiabilidad de las estructuras y la predicción correcta de su resistencia general a un fallo por fatiga puede aproximarse mejor mediante el uso de un plan de análisis del comportamiento en fatiga de componentes en la situación medioambiental y condiciones reales de la estructura. Estos resultados de fatiga han demostrado las buenas propiedades de corrosión-fatiga que se obtienen con los aceros diseñados y los tratamientos térmicos post-soldadura aplicados, de manera que las propias Sociedades de Clasificación han entendido como originales y aprobados para las líneas de fondeo fabricadas con el desarrollo tecnológico expuesto en la presente Tesis Doctoral.

ÍNDICE

Agradecimientos	1
Resumen	3
Lista de Figuras	11
Lista de Tablas	21
Símbolos y Abreviaturas	23
1. Las cadenas en los sistemas flotantes	27
1.1. Introducción.....	27
1.2. Solicitaciones.....	32
1.3. Integridad Estructural.....	33
1.4. Capacidad Resistente.....	34
1.5. Capacidad de Fatiga.....	35
1.6. Referencias Capítulo 1.....	42
2. Propiedades mecánicas de las líneas de fondeo	43
2.1. Introducción	43
2.2. Requisitos generales de materiales.....	43
2.3. Consideraciones sobre la relación σ_{ys}/σ_R	47
2.4. Tenacidad.....	49
2.5. Cadenas de líneas de fondeo.....	60
2.6. Materiales en las líneas de fondeo.....	61
2.7. Referencias Capítulo 2.....	63
3. El diseño de los aceros de alta resistencia para líneas de fondeo	65
3.1. Introducción.....	65
3.2. Metodología.....	65
3.3. El carbono.....	66
3.4. El manganeso.....	67
3.5. El silicio	68
3.6. El níquel.....	68
3.7. El cromo.....	69

3.8.	El molibdeno	69
3.9.	La tenacidad	70
3.10.	El tamaño de grano	71
3.11.	El revenido y la fragilización del revenido	72
3.12.	Inclusiones no metálicas	74
3.13.	Referencias Capítulo 3	79
4.	Soldadura a tope por chisporroteo	81
4.1.	Introducción	81
4.2.	Fundamentos de la unión soldada	81
4.3.	Pre calentamiento	85
4.4.	Chisporroteo	85
4.5.	Recalcado	87
4.6.	La problemática de la HAZ en la soldadura flash por chisporroteo	87
4.7.	Análisis de la segregación peritética	92
4.8.	La templabilidad de la línea de soldadura	98
4.9.	La regeneración estructural de la soldadura y HAZ	100
4.10.	Referencias Capítulo 4	102
5.	El tratamiento térmico PWHT	103
5.1.	Introducción	103
5.2.	Martensita	105
5.3.	Cinética de la transformación martensítica	110
5.4.	Cristalografía de la transformación martensítica	118
5.5.	Morfologías de las martensitas en los aceros de alta resistencia de líneas de fondeo	123
5.6.	Martensita en lajas	127
5.7.	Bainita	130
5.8.	Temperaturas de inicio de la transformación bainítica .	131
5.9.	Bainita vs. microestructuras ferríticas	131
5.10.	Comportamiento mecánico de las vainitas	138
5.11.	El Tratamiento de Revenido de los aceros para Líneas de Fondeo	140
5.11.1.	Cambios estructurales durante el revenido ...	141
5.11.2.	Revenido de las microestructuras bainíticas .	143

5.11.3.	Fenómeno de fragilización	145
5.11.4.	Influencia de los elementos de aleación en la segregación de impurezas	147
5.11.5.	Precipitación de carburos	149
5.11.6.	Velocidad de enfriamiento	149
5.12.	Fase experimental	150
5.12.1.	Discusión	152
5.12.2.	Análisis fractográfico	156
5.12.3.	Análisis de precipitaciones de carburos ...	161
5.13.	Referencias Capítulo 5	164
6.	Comportamiento en fatiga	169
6.1.	Introducción	169
6.2.	Cálculos de fatiga	172
6.3.	Programa de ensayos	179
6.4.	Resultados obtenidos	183
6.5.	Corrosión Fatiga y crecimiento de grieta	187
6.6.	Ensayos de fatiga en probetas de tracción	189
6.7.	Cálculo de propagación de la grieta	191
6.8.	Referencias Capítulo 6	195
7.	Conclusiones y líneas de investigación futuras	197
7.1.	Conclusiones finales	197
7.2.	Trabajo futuro	200
7.3.	Referencias Capítulo 7	202

Lista de Figuras

Figura 1.1	<i>Unidades Flotantes instaladas en diferentes profundidades de agua a lo largo de los años</i>
Figura 1.2	<i>Instalación offshore Thunder-Hawk, en la que se pueden apreciar las cadenas de las líneas de anclaje (cortesía de SBM offshore).</i>
Figura 1.3	<i>Plataforma petrolífera que sufrió una rotura de las líneas de anclaje como consecuencia del huracán Katrina y se incrustó bajo el puente de Cochrane en Mobile, Alabama. El equipo estuvo a la deriva, libre de sus amarras, cuando la tormenta azotó la costa de Alabama y vino a estrellarse contra el puente (fotografía Agencia France Press)</i>
Figura 1.4	<i>Mapas de tensiones en las zonas críticas (rojo) para 3 modos de fallo, susceptibles para la iniciación de grietas de fatiga (J. Fernández, Vicinay Marine, S.A.)</i>
Figura 1.5	<i>Configuración de la línea de fondeo</i>
Figura 1.6	<i>Dimensiones del sistema giratorio denominado turret</i>
Figura 1.7	<i>Comparativa de tamaño de la estructura flotante</i>
Figura 1.8	<i>Comparativa de tamaño del turret que soporta las líneas de fondeo del sistema</i>
Figura 2.1	<i>Típico diagrama tensión-deformación de aceros clásicos: 355, 450 y 690</i>
Figura 2.2	<i>Ratio σ_{ys}/σ_R de los aceros de líneas de fondeo vs σ_{ys}</i>
Figura 2.3	<i>Diagrama tensión-deformación típico de un acero R5</i>
Figura 2.4	<i>Comparación entre las especificaciones de resistencia al impacto Charpy V vs límite elástico, entre aceros para líneas de fondeo y las especificaciones e la norma Europea EN 10025-part. 6 de aceros aleados para temple y revenido para uso estructural</i>
Figura 2.5	<i>Curva de diseño CTOD</i>

Figura 2.6	<i>Diferente criterio entre DNV y BS 7910:2005 para el valor necesario de CTOD, para un tamaño de grieta determinado</i>
Figura 2.7	<i>Relación entre las propiedades de tracción y el parámetro 'm' para el cálculo de K_{CTOD}</i>
Figura 2.8(a)	<i>Diseño de cadena con concreto</i>
Figura 2.8(b)	<i>Diseño de cadena sin concreto</i>
Figura 3.1	<i>Esquema del procedimiento de diseño para aceros avanzados para líneas de fondeo de alta resistencia</i>
Figura 3.2	<i>Tenacidad al impacto en función de la resistencia mecánica y el contenido en carbono de la martensita revenida</i>
Figura 3.3.	<i>Inclusión dendrítica de Al_2O_3</i>
Figura 3.4	<i>Coefficientes de expansión térmica de diferentes tipos de inclusiones</i>
Figura 3.5	<i>Inclusión no metálica de aluminato cálcico compuesto, $C_{12}A_7$</i>
Figura 3.6	<i>Inclusión no metálica de silicato. $SiO_2-MnO-Al_2O_3$</i>
Figura 4.1	<i>Esquema básico del proceso FBW en la soldadura de dos extremos redondos, como es el caso de un eslabón de cadena para línea de fondeo</i>
Figura 4.2	<i>Esquema básico del proceso con indicación de las zonas con diferentes temperaturas</i>
Figura 4.3	<i>Cráteres en la soldadura FBW y flujo de acero líquido que se desprende como consecuencia del campo electromagnético y de la gravedad</i>
Figura 4.4	<i>Representación esquemática del modelo de fuente instantánea de calor en un perfil redondo</i>
Figura 4.5	<i>Diagrama de temperatura vs. distancia a la soldadura para la aplicación de una fuente instantánea de calor en el momento $t = 0$</i>

Figura 4.6	<i>Diagrama de temperatura vs. tiempo para la aplicación de una fuente instantánea de calor</i>
Figura 4.7	<i>Diagrama peritético esquemático</i>
Figura 4.8	<i>Esquemas de: a) Reacción peritética en la que la fase secundaria γ_p crece a lo largo de la superficie de la fase primaria δ_p y b) Transformación peritética que implica difusión a largo alcance de átomos de soluto a lo largo de la fase secundaria γ_p</i>
Figura 4.9	<i>Solidificación de la ferrita δ primaria con la subsiguiente nucleación de la austenita en las inclusiones (representación esquemática)</i>
Figura 4.10	<i>Finas grietas intercristalinas en acero de grado R5</i>
Figura 4.11	<i>Microsegregaciones en zonas soldadas FBW</i>
Figura 4.12	<i>Transformación martensítica, con austenita retenida en microsegregaciones de la soldadura FBW. En la micrografía a) se aprecian finas grietas intercristalinas</i>
Figura 4.13	<i>Segregaciones intergranulares con inclusiones no metálicas globulares</i>
Figura 4.14	<i>a) Línea de soldadura, b) Zona ampliada en la que se aprecia el fibrado</i>
Figura 4.15	<i>Templabilidad Jominy de la zona de base y de la línea de soldadura de un acero de líneas de fondeo de grado R4. Se observa la pérdida de templabilidad de la línea de soldadura; rojo: acero base; azul: línea blanca de la soldadura flash</i>
Figura 4.16	<i>Cálculo del efecto de la temperatura de homogenización en el tratamiento de hipertemple y distribución del carbono en la soldadura flash</i>
Figura 4.17	<i>Diagrama esquemático del proceso de doble temple y revenido, DQT</i>
Figura 5.1	<i>Esquema del corte e inclinación de la superficie asociadas con la formación de una placa de martensita</i>

Figura 5.2	<i>Transformación martensítica con la presencia de un sobreenfriamiento, respecto la temperatura de equilibrio</i>
Figura 5.3	<i>Estructura cristalina tetragonal centrada en el cuerpo, de la martensita en las aleaciones Fe-C. Los átomos de carbono están en un conjunto (z) de sitios intersticiales octaédricos</i>
Figura 5.4	<i>Representación esquemática de cómo el átomo de C de 0.154 nm de diámetro empuja a sus dos átomos vecinos de Fe en la red y hace posible que el espacio sea suficiente para acomodar un átomo intersticial</i>
Figura 5.5	<i>Cambios del parámetro de red c (curva superior) y del parámetro a (curva inferior) de la martensita Fe-C en función del contenido de carbono</i>
Figura 5.6	<i>Temperatura Ms en función del contenido de carbono. También se muestran los rangos de composiciones de la martensita en laminas o en placas de aleaciones Fe-C[15]. Las distintos autores están referidos a los citados en la referencia [9]</i>
Figura 5.7	<i>Martensita en una zona de alta segregación de C ($\approx 1.4\%$) con austenita retenida, que corresponde a la zona central de una barra de acero para líneas off-shore Ni-Cr-Mo de 0.25% de C, producida en colada continua</i>
Figura 5.8	<i>Austenita retenida en función del contenido de carbono en aleaciones Fe-C[21]</i>
Figura 5.9	<i>Formación de la martensita en función del sobreenfriamiento por debajo de Ms de acuerdo a tres investigaciones diferentes[8]</i>
Figura 5.10	<i>Martensita de Níquel en un acero de líneas de fondeo de alta resistencia con alto contenido en Ni</i>
Figura 5.11	<i>Diagrama CCT de un acero Cr-Ni-Mo de la familia del grado R5, estudiados en esta Tesis Doctoral</i>
Figura 5.12	<i>Micrografía de una zona de microestructura bainítica. X500, ataque: 4% picral + 2% nital</i>
Figura 5.13	<i>Micrografía de una zona de microestructura martensítica.</i>

	<i>X500, ataque: 4% picral + HCl y 10% metabisulfato sódico</i>
Figura 5.14	<i>(a) Celda tetragonal centrada en el cuerpo en la austenita se identifica por los ejes $\langle 100 \rangle_{\alpha'}$.</i>
	<i>(b) La celda bct (izquierda) antes y (derecha) después de la deformación de red (deformación de Bain) desde la austenita a martensita</i>
Figura 5.15	<i>Diagramas esquemáticos que muestran (a) porción del cristal madre; (b) nueva red (martensita) producida por deformación de la red; y deformación de la red invariante mediante (c) deslizamiento y (d) maclado a fin de generar martensita conforme a la posición original del cristal madre (a) [30]</i>
Figura 5.16	<i>Representación esquemática de la martensita en austenita con un habit plane $\{225\}_{\gamma}$. El matching entre este habit plane y el correspondiente de la martensita $\{734\}_{\alpha'}$ no es perfecto y precisa de la presencia de una matriz regular de dislocaciones. La interfase real semi-coherente γ/α' consiste en una matriz de dislocaciones de tornillo, espaciadas uniformemente</i>
Figura 5.17	<i>(a) martensita en lajas en un acero de alta resistencia, templado y revenido a 150 °C y (b) martensita en placas, con austenita retenida en una zona de alto carbono segregada. Micrografías ópticas, ataque con nital</i>
Figura 5.18	<i>Microscopía electrónica de transmisión TEM de una cadena de línea de fondeo de acero R5, templada y revenida. (a) zonas con presencia de martensita en lajas y (b) zonas con presencia de bainita</i>
Figura 5.19	<i>Micro-agrietamiento de placas de martensita en zonas de alto carbono[31]</i>
Figura 5.20	<i>Efecto de la severidad de temple en la aparición de microgrietas en una aleación Fe-C (a) enfriamiento en aceite, (b) enfriamiento en agua. Microscopía óptica y ataque con 10 % de bisulfato sódico [24]</i>
Figura 5.21	<i>Microestructura de martensita en lajas en una aleación de líneas de fondeo de grado R6 Fe-Ni-0.2%C</i>

Figura 5.22	<i>Micrografía electrónica de transmisión de martensita en laminas en una aleación Fe-0.23C, correspondiente a una cadena de 157 mm templada en agua de acero de grado R5</i>
Figura 5.23	<i>Estructura de martensita en laminas: (a) micrografía óptica atacada con nital al 3%, (b) representación esquemática de (a), (c) imagen TEM mostrando las dislocaciones de un paquete, y (d) representación esquemática de (c)[33]</i>
Figura 5.24	<i>Ilustración esquemática de varias microestructuras ferrita (blanco)-cementita (negro) definidas como bainitas de acuerdo a Aaronson et al. (a) Bainita nodular. (b) Bainita columnar. (c) Bainita superior. (d) Bainita inferior. (e) Bainita alotrópica en borde de grano. (f) Bainita inversa</i>
Figura 5.25	<i>Ilustración del crecimiento de la bainita y el desarrollo de la bainita superior e inferior</i>
Figura 5.26	<i>(a) Bainita en línea de soldadura "A" y HAZ después del tratamiento de regeneración PWHT, antes del revenido, (b) islas de segregaciones producidas durante la soldadura flash, (c) la bainita se observa oscura y la parte clara de las islas es martensita "B" procedente de segregaciones de carbono producidas durante el proceso flash, que no se ha atacado, formada durante el enfriamiento a partir de austenita no transformada previamente, (d) la micrografía (c) x500</i>
Figura 5.27	<i>Microestructura compuesta en su mayor parte por bainita inferior, formada en un proceso de temple en agua desde 880 °C en un acero de 0,22% de carbono y aleado con cromo, níquel, molibdeno y vanadio, las placas forman un ángulo de cerca de 60° con respecto al eje longitudinal del cristal de ferrita</i>
Figura 5.28	<i>Microestructura TEM de una muestra extraída de una cadena de 120 mm en posición R/3, se aprecia cementita y carburos de Cr en bainita inferior de un acero R5 templado en agua</i>
Figura 5.29	<i>Fractografía con indicios de clivaje, correspondiente a una probeta de impacto Charpy con entalla en V, que presentaba una zona de bainita superior revenida a 650 °C</i>
Figura 5.30	<i>Fractografía de una probeta de ensayo de impacto Charpy con entalla en V, correspondiente a una zona de martensita y</i>

	<i>bainita inferior revenida a 650 °C</i>
Figura 5.31	<i>Efecto del Mo en la dureza tras el revenido (Anil Kumar Sinha; Ferrous Physical Metallurgy)</i>
Figura 5.32	<i>Fragilidad de revenido y respuesta a la fractura en función del contenido en carbono. (Bruno C. De Cooman, John G. Speer)[68]</i>
Figura 5.33	<i>Susceptibilidad a la fragilidad de revenido frente a la velocidad de enfriamiento (Apraiz, José; Tratamientos térmicos de los aceros)</i>
Figura 5.34	<i>Lectura real de los termopares introducidos en un eslabón a R/3 de la superficie, en el codo y en la caña, que miden la temperatura a lo largo del tratamiento térmico PWHT, ensayado</i>
Figura 5.35	<i>Microestructura después del revenido, de grano extremadamente fino, de un acero de líneas de fondeo de grado R5</i>
Figura 5.36	<i>Relación entre el tamaño de partículas y en incremento de endurecimiento por precipitación en el revenido de un acero de grado R5</i>
Figura 5.37	<i>Valores de impacto Charpy V realizados a -20 °C correspondientes a diferentes velocidades de enfriamiento en tratamiento de revenido</i>
Figura 5.38	<i>Fractografías SEM de la probeta de impacto Charpy con menor valor de energía en la que se puede observar cuasi-clivaje y clivaje con roturas secundarias en borde de grano</i>
Figura 5.39	<i>Fractografías SEM de la probeta de impacto Charpy con mayor valor de energía en la que se pueden observar microhuecos que responden a una buena tenacidad</i>
Figura 5.40	<i>Inclusiones de sulfuro de manganeso y calcio, examinadas en los microhuecos de las fractografías correspondientes a probetas de alta tenacidad</i>
Figura 5.41	<i>Micrografías electrónicas de una extracción replica tomadas de probetas con altos valores de resistencia al impacto Charpy. Se aprecian carburos distribuidos aleatoriamente</i>

	<i>en el grano (las muestras han sido atacadas con un primer ataque de Beaujard y un segundo ataque de Nital al 2%)</i>
Figura 5.42	<i>Micrografías electrónicas de una extracción replica, tomadas de probetas con bajos valores de resistencia al impacto Charpy, en ellas se muestran los límites de grano con alineamientos de carburos (las muestras han sido atacadas con un primer ataque de Beaujard y un segundo ataque de Nital al 2%)</i>
Figura 5.43	<i>(a) Carburos alineados, en borde de grano, en probeta con bajos valores de energía en el ensayo Charpy. (b) Espectro que indica la presencia de carburos de Fe, Cr, Mo (las muestras han sido atacadas con un primer ataque con reactivo Beaujard y un segundo ataque con Nital al 2%). El pico de cobre que se observa en el espectro es de la rejilla de cobre en la que se deposita la muestra (al presentarse menor cantidad de carburos en la muestra la rejilla era más fácilmente incidida por el haz)</i>
Figure 6.1	<i>Curvas publicadas en los años 90 y por API 2FPI 1993 para cadenas con concreto</i>
Figure 6.2	<i>Datos de cadena sin concreto de 76mm de ND JIS y la curva de diseño actual de DNV</i>
Figure 6.3	<i>Cadena sin concreto de 76mm de ND y la curva de diseño actual de API</i>
Figura 6.4	<i>Tensiones críticas en cadenas sometidas a distintas solicitaciones izq.: Fatiga Recta. Centro: Fatiga por Flexión. dcha.: Fatiga por Torsión</i>
Figura 6.5	<i>a) Mapa de contorno de tensiones máximas principales en tensión recta. b) Mapa de contorno de tensiones máximas principales en tensión recta. c) Mapa vectorial de tensiones máximas principales en tensión recta</i>
Figura 6.6	<i>Instrumentación de Hot Spots para medición de tensiones de fatiga</i>
Figura 6.7	<i>Medida de microdeformaciones</i>
Figura 6.8	<i>Simulación de fondeo en una estructura semisumergible con</i>

	<i>un aerogenerador y 3 líneas de fondeo</i>
Figura 6.9	<i>Serie temporal de tensiones durante 10800 seg.</i>
Figura 6.10	<i>Vista general del banco de ensayos de fatiga en agua de mar para cadenas de líneas de fondeo</i>
Figura 6.11	<i>Imágenes de los eslabones ensayados mostrando las zonas de rotura</i>
Figure 6.12	<i>Representación S-N de los resultados</i>
Figure 6.13	<i>Representación T-N de los resultados</i>
Figura 6.14	<i>Ajuste de residuales</i>
Figura 6.15	<i>Típica sección de rotura de un eslabón, al cabo de $2,6 \times 10^6$ ciclos</i>
Figura 6.16	<i>Fractografía de fatiga que evidencia corrosión-fatiga a 2 mm de la superficie (x65)</i>
Figura 6.17	<i>Fractografía de fatiga que evidencia corrosión-fatiga y estrías a 2.4 mm de la superficie (x400)</i>
Figura 6.18	<i>Fractografía de fatiga que evidencia ductilidad en la fractura a 2.6 mm de la superficie (x250)</i>
Figura 6.19	<i>Microestructura típica del tratamiento térmico PWHT, consistente en martensita y bainita. En la superficie del eslabón se aprecian la picadura que genera la concentración de tensiones y la nucleación de grietas de fatiga, en este caso de una profundidad de 200 con Nital x500)</i>
Figura 6.20	<i>Rotura de 120R5 con parada intermedia</i>

Lista de Tablas

Tabla 1.1	<i>Fórmulas para los ensayos de carga y de rotura de un segmento de longitud correspondiente a cinco eslabones</i>
Tabla 1.2.	<i>Frecuencia para la realización de ensayos de carga de rotura y ensayos mecánicos</i>
Tabla 1.3	<i>Estados límite último (Intact) y accidental (Damaged), en función del tipo de análisis, sea éste cuasi-estático o dinámico</i>
Tabla 1.4	<i>Exponentes y constantes recomendados en los algoritmos del DNV para el cálculo de número de ciclos de fatiga.</i>
Tabla 1.5	<i>Fallos en componentes del sistema de fondeo durante los huracanes Lili, Iván, Katrina y Rita</i>
Tabla 2.1	<i>Valores mínimos especificados para los ensayos de resistencia a tracción y ductilidad de los aceros para líneas de fondeo</i>
Tabla 2.2	<i>Procesos metalúrgicos a aplicar a la fusión, afino y tratamiento térmico para los distintos tipos de acero en aplicaciones de líneas de fondeo.</i>
Tabla 2.3	<i>Valores mínimos para los ensayos Charpy V de base y soldadura de eslabones.</i>
Tabla 2.4	<i>European Standard 10025-6. Mínimo valor de energía para ensayos longitudinales de impacto Charpy V, para aceros en condición de temple y revenido.</i>
Tabla 2.5.	<i>Especificaciones CTOD para la homologación de cadenas para líneas de fondeo</i>
Tabla 2.6	<i>Caracterización de los distintos componentes de una línea de fondeo</i>
Tabla 2.7	<i>Algoritmos para el cálculo de la carga de prueba y rotura para cadenas de líneas de fondeo</i>
Tabla 3.1.	<i>Valores del límite elástico mínimo que debe cumplir el componente estructural y la tenacidad que se demanda en esta aplicación en comparación con la norma Europea EN-10025</i>

	<i>Parte 6, correspondiente a aceros de uso estructural de alto límite elástico en la condición de templado y revenido</i>
Tabla 4.1	<i>Propiedades físicas para el cálculo</i>
Tabla 5.1	<i>Lista de algoritmos para el cálculo de la temperatura Ms a partir de la composición química</i>
Tabla 5.2	<i>Los 4 modelos de relaciones de orientación más comunes γ/α utilizando los planos cristalográficos y las direcciones [27]</i>
Tabla 5.3	<i>Composición química de las barras utilizadas para los ensayos de fragilidad de revenido</i>
Tabla 5.4	<i>Propiedades mecánicas de las probetas ensayadas con distintos enfriamientos después del revenido</i>
Tabla 5.5	<i>Valores de A_i para elementos de aleación usados en aceros de baja aleación</i>
Tabla 6.1	<i>Comparación de las tensiones calculadas con los valores medidos</i>
Tabla 6.2	<i>Diagrama de estados de mar en la costa de Euskadi</i>
Tabla 6.3	<i>Referencia DNV-OS-E301</i>
Tabla 6.4	<i>Especificaciones de sobre-medidas en el diámetro (mm/año) del eslabón para considerar el efecto de la corrosión</i>
Tabla 6.5	<i>Programa de Ensayos de Fatiga en Cadenas Tensión-Tensión</i>
Tabla 6.6	<i>Propiedades mecánicas de las cadenas ensayadas</i>
Tabla 6.7	<i>Programa de Ensayos de Probetas</i>
Tabla 6.8	<i>Resumen de cálculos de crecimiento de grieta en eslabones</i>
Tabla 6.9	<i>Resultado del cálculo a fatiga cadena de 120R5</i>

Símbolos y Abreviaturas

a	Tamaño de grieta (mm)
a	Difusividad térmica ($\text{mm}^2 \text{s}^{-1}$)
A	Sección transversal (mm^2)
A_5	Alargamiento de tracción 5d
Ac_1	Temperatura crítica inferior
a_D	Ordenada en el origen de la curva S-N
A_i	Factor de endurecimiento por 1% en peso de aleación i
a_m	Tamaño medio de grieta
API	American Petroleum Institute
AWS	American Welding Society
b	Vector de Burgers
BCC	Cúbico de cuerpo centrado
bct	Tetragonal centrada
BM	Material base
BOF	Convertidor al oxígeno
BS	British Standard
B_s	Temperatura inicio de la transformación de la bainita ($^{\circ}\text{C}$)
CCT	Diagramas de Enfriamiento Continuo
CGHAZ	Zona de engrosamiento de grano de la zona afectada
CT	Probeta de fractura compacta
CTOD	Crack Tip Opening Displacement
D	Daño anual acumulado
d	Tamaño de grano
D	Diámetro de las partículas
DNV	Det Norske Veritas
DQT	Doble Temple y Revenido
E	Módulo de elasticidad
EAF	Horno Eléctrico de Arco

ELA	Estado Límite Accidental
ELF	Estado Límite de Fatiga
ELU	Estado Límite Último
f	Fracción volumétrica
FATT	Fracture Appearance Transition Temperature
FBW	Flash Butt Welding
fcc	Cúbico de caras centradas
FITNET	Fitness for Service Network
FPSO	Floating Production Storage Offloading
FSF	Fatigue Safety Factor
G	Módulo de elasticidad en cortante
HAZ	Zona afectada por el calor
HMPE	High Modulus Polyethylene
i	Número del rango de carga considerado
I	Intensidad de corriente, en Amperios (A);
J	Julio
J_{mat}	Integral J del material
k	Parámetro de endurecimiento para límites de grano
K_{CTOD}	Factor de intensidad de tensiones a partir del CTOD
K_I	Factor de intensidad de tensiones en modo I
K_{IC}	Tenacidad a fractura en deformación plana
K_J	Factor de intensidad de tensiones a partir de la Integral- J
LEFM	Mecánica de Fractura elástica lineal
LF	Horno Cuchara
m	Pendiente de la curva S-N
M	Factor de Taylor para policristales
MBL	Minimum Breaking Load
MBS	Minimum Breaking Strength
MEF	Método de elementos finitos
M_s	Temperatura inicio transformación martensítica

N	Normalizado
n_c	Número de rangos de tensión
ND	Noble Denton
N_f	Número de ciclos de fatiga
n_i	Número de ciclos experimentados para el rango de tensión i
N_i	Número de ciclos para el fallo, según ecuación S-N
NT	Normalizado y Revenido
ORQ	Oil Rig Quality
PWHT	Post Weld Heat Treatment
Φ	Valor adimensional del CTOD
Q	Calor generado, en vatios por segundo (W·s) o Julios (J)
Q	Calor aportado neto (J)
QT	Templado y Revenido
R	Resistencia eléctrica, en Ohmios (Ω)
R3	Grado de acero con 690 MPa
R3S	Grado de acero con 770 MPa
R4	Grado de acero con 860 MPa
R4S	Grado de acero con 900 MPa
R5	Grado de acero con 1000 MPa
R6	Grado de acero con 1200 MPa
R_e	Límite elástico
R_m	Tensión de rotura
S	Rango de tensión nominal de doble amplitud (MPa)
SEM	Microscopía electrónica de barrido
SINTAP	Structural integrity assessment procedure
T	Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)
t	Tiempo (s)
T_0	Temperatura ambiente ($^{\circ}\text{C}$)
TE	Tempered Embrittlement
TEM	Microscopía electrónica de transmisión

TME	Tempered Martensite Embrittlement
V	Vacío
X	Factor de transformación del CTOD en K_I
x	Distancia desde la soldadura (mm)
Z	Reducción de área
α	Constante de la ecuación de Taylor
δ_{crit}	Valor crítico del CTOD (mm)
δ_{mat}	CTOD del material
ΔT	Sobreenfriamiento por debajo de M_s (K)
ϵ_f	Deformación local en la posición de la grieta
ϵ_y	Deformación en el límite elástico, i.e. σ_y / E
ν	Coefficiente de Poisson
ρ_c	Calor específico por unidad de volumen ($J\ mm^{-3}\ ^\circ C^{-1}$)
σ_0	Fuerza total de fricción de las dislocaciones
σ_{dis}	Endurecimiento por dislocaciones
σ_{Fe}	Resistencia intrínseca de la ferrita
σ_{gs}	Endurecimiento por límites de grano
σ_{max}	Tensión máxima
σ_{ppt}	Endurecimiento por precipitación
σ_{ss}	Endurecimiento por solución sólida
σ_{ys}	Yield Strength
σ_P	Tensión de rotura

Las cadenas en los sistemas flotantes

1.1 Introducción

Una definición sencilla de lo que es la industria oil & gas offshore se puede dar diciendo que es la dedicada a la extracción y producción de petróleo y gas en alta mar, con unas condiciones de trabajo muy severas. De cualquier forma, es mucho más que esto, ya que la industria offshore del petróleo y gas es una industria altamente tecnológica y con unos riesgos asociados muy elevados. A diferencia de la industria del petróleo y gas en tierra (oil&gas onshore), donde los equipos de perforación y producción se construyen in situ y son accesibles, los desarrollos offshore tienen unos requisitos de ingeniería y logística adicionales en cuanto al diseño, transporte, instalación y operación de los sistemas debido a su ubicación remota en el mar. Por este motivo, cada unidad de producción es única y está diseñada específicamente para un campo geológico y unas especificaciones medioambientales concretas, incluyendo requisitos de la reserva (si se inyecta agua, gas,...), configuración del fondo marino y de los sistemas submarinos, profundidad de agua y condiciones del agua (fuera y dentro de la misma).

La profundidad de las aguas donde operan los sistemas se ha incrementado de forma exponencial desde que comenzaron las exploraciones offshore. Las primeras exploraciones se realizaban desde muelles que se hacían desde la costa. Posteriormente, la primera plataforma que estuvo completamente en el mar, tenía la estructura fija al suelo y una profundidad de agua de 5,5 m, estando únicamente a 17 km de

la costa de Lousiana. Los desarrollos offshore continuaron con plataformas que se fijaban al fondo marino con estructuras sólidas que iban desde la superficie del agua al fondo marino.

Los primeros sistemas flotantes aparecieron en los años 70, siendo el primer sistema flotante semisumergible la plataforma Argyll en el año 1975 y el primer FPSO (Floating Production Storage Offloading¹) fue el Shell Castellón en 1977. Desde esos días, los sistemas flotantes que se instalaron, cada vez estuvieron en aguas más profundas, siendo actualmente las profundidades mayores instaladas de 2900 m en el Golfo de Mexico. Normalmente, se definen las profundidades como aguas poco profundas (< 1000 m), aguas profundas (entre 1000 m – 1500 m), y aguas muy profundas (>1500 m). Las unidades instaladas antes del año 2000 eran prácticamente todas en aguas poco profundas. En la siguiente década, el 40% de las unidades se instalaron en aguas profundas. En las unidades instaladas desde 2010, el 50% ha sido en aguas profundas y el 30% en aguas muy profundas tal y como podemos ver en la figura 1.1. La zona geográfica donde se han instalado las unidades flotantes también ha variado a lo largo de los años. Durante las primeras décadas, los proyectos se concentraban en el Golfo de México y en el Mar del Norte. Con el descubrimiento de nuevos yacimientos, en las últimas décadas se han desarrollado zonas como Brasil, Oeste de Africa y Sudeste asiático.

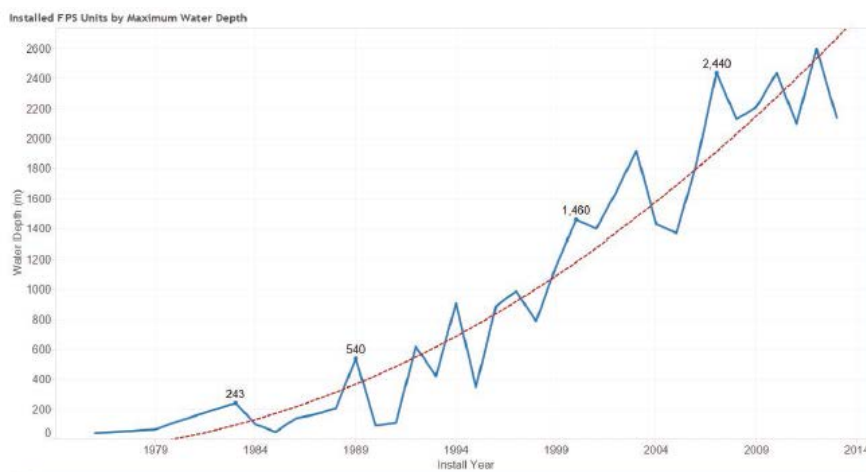


Figura 1.1 Unidades Flotantes instaladas en diferentes profundidades de agua a lo largo de los años[1].

¹ Los FPSO son unidades que permiten la producción y el almacenaje del petróleo para un posterior trasvase a barcos petroleros denominados tankers.

De la misma forma que se ha incrementado la profundidad de las aguas, el tamaño y complejidad de los sistemas ha crecido de forma notable. El desarrollo de los proyectos se ha dilatado en tiempo debido a esta complejidad y el periodo de maduración de un proyecto desde el descubrimiento del yacimiento hasta el comienzo de la fabricación ha pasado de cinco a siete años y continúa acrecentándose. Este incremento en el periodo de maduración se debe a una combinación de factores entre los que están la complejidad de los diseños y el aumento de los requisitos de ingeniería y fabricación, debido al análisis y a las lecciones aprendidas de los proyectos actualmente en producción. Esta es una de las causas por las que en la presente Tesis Doctoral trato de enunciar el avance en el conocimiento que he desarrollado en el diseño y concepción de los aceros avanzados y PWHT² para líneas de fondeo de la industria offshore, especialmente para nuevos grados de cadenas de fondeo de alta resistencia que puedan dar nuevas soluciones al mercado.



Figura 1.2 Instalación offshore Thunder-Hawk, en la que se pueden apreciar las cadenas de las líneas de anclaje (cortesía de SBM offshore).

² PWHT. Post Welding Heat Treatment se refiere al tratamiento térmico que se aplica a las cadenas de las líneas de fondeo posteriormente al proceso de conformado de los eslabones por soldadura por chisporroteo o también denominada flash welding.

El desarrollo de nuevos sistemas flotantes se ha incrementado durante los últimos años, aunque no siempre de una forma continua. La aprobación de nuevos proyectos depende en gran manera del precio del petróleo y las expectativas en cada momento. Como ejemplo, tras la bajada en 2009 a 30 \$ el barril, el número de unidades adjudicadas en el mundo únicamente fue de 10. En los periodos anteriores y posteriores, en los que el precio del petróleo fue superior, cada año se adjudicaban unas 30 nuevas unidades.

Los sistemas flotantes trabajan de forma segura gracias al sistema de fondeo. Un sistema de fondeo es un conjunto de líneas que mantiene unida al fondo marino una estructura flotante.

El alcance de esta Tesis estará dedicado a las cadenas que son una de las partes fundamentales de la línea de fondeo, y especialmente de aquellas cadenas denominadas de alta tecnología que son las que mantienen sujeta al fondo marino a plataformas petrolíferas destinadas a la industria offshore. En la figura 1.2 se pueden ver las cadenas de la línea de fondeo de la instalación offshore *Thunder-Hawk*.

La función de los sistemas de fondeo en la industria Oil & Gas es mantener la posición de las estructuras flotantes dentro de los límites que garanticen la seguridad de las personas, la integridad de las instalaciones y la protección del medio ambiente durante la vida útil de los proyectos. Una pérdida de la posición debida al fallo de una o múltiples líneas podría tener efectos catastróficos, además de enormes pérdidas económicas.

La deriva de estas enormes estructuras pasivas, sin capacidad de propulsión autónoma, supone irremediablemente el colapso de las tuberías de producción de hidrocarburos (también denominados risers), con el consiguiente riesgo de fugas y explosiones en la estructura flotante y vertidos de hidrocarburos en el mar.

Las estructuras flotantes pueden colisionar con otras en zonas de alta densidad de instalaciones o incluso acabar en la línea de costa. Por otra parte durante la deriva, las líneas de fondeo y anclas pueden colisionar y dañar las infraestructuras submarinas (tuberías, christmas trees, etc.). En la figura 1.3 se puede ver un ejemplo de las consecuencias producidas por el daño de algunas de las líneas de fondeo en la plataforma petrolera que sufrió una rotura de las líneas de anclaje como consecuencia del huracán Katrina y se incrustó bajo el puente de Cochrane en Mobile, Alabama. El equipo estuvo a la deriva, libre de sus amarras, cuando la tormenta azotó la costa de Alabama y vino a estrellarse contra el puente.



Figura 1.3 *Plataforma petrolera que sufrió una rotura de las líneas de anclaje como consecuencia del huracán Katrina y se incrustó bajo el puente de Cochrane en Mobile, Alabama. El equipo estuvo a la deriva, libre de sus amarras, cuando la tormenta azotó la costa de Alabama y vino a estrellarse contra el puente. (fotografía Agencia France Press)*

Las cadenas están presentes en la práctica totalidad de sistemas de fondeo, bien sean fondeos temporales (es el caso de plataformas de prospección o perforación de pozos), o fondeos permanentes (producción de hidrocarburos desde entre 5 y 40 años sin cambiar de emplazamiento). En aguas poco profundas, las líneas de fondeo pueden estar compuestas en exclusiva por cadenas, mientras que por encima de 100 metros lo habitual es que estén compuestas por combinaciones cadena-cable-cadena o cadena-polyester-cadena, este último caso típicamente por encima de 1000 metros de profundidad.

El hecho de que siempre haya segmentos de cadena en la parte superior e inferior de las líneas se debe a las ventajas que ofrece respecto al cable y al polyester frente a las condiciones más exigentes de trabajo de una línea de fondeo, que son la interacción línea-estructura, la zona “splash” o zona de interacción aire-mar, y la zona en contacto con el fondo, “seabed”.

Es en estas zonas donde la robustez, resistencia al desgaste y la corrosión son fundamentales. Por otra parte el uso de cadenas en la parte superior de las líneas permite el tensado de las mismas debido a su buena manejabilidad mediante equipos relativamente pequeños y ligeros frente a

los voluminosos equipos que se necesitarían para el tensionado de cables o cuerdas de polyester.

Las cadenas presentan otro tipo de ventajas asociadas a su mayor peso por unidad de longitud que confieren a los sistemas de fondeo mayor capacidad para restaurar la posición y limitar las excursiones de las estructuras flotantes.

Desafortunadamente no son todas ventajas, y a menudo es la cadena la que condiciona el diseño de un sistema de fondeo mixto, cadena-cable-cadena o cadena-polyester-cadena. La razón fundamental es su peor comportamiento a fatiga a igualdad de carga de rotura frente al cable de acero a las cuerdas de fibras sintéticas (principalmente polyester). Es por eso que un objetivo de la presente Tesis es conseguir un mejor comportamiento en corrosión fatiga en acero de alta resistencia.

1.2 Solicitaciones

Debido a todo lo anterior las cadenas se consideran un componente crítico en las instalaciones flotantes de Oil & Gas. Por ello, la caracterización de las solicitaciones a las que estarán sometidas las cadenas de una instalación flotante durante su vida útil es fundamental.

Dicha caracterización es el resultado de un complejo proceso de ingeniería que empieza con la **Caracterización Medioambiental** del emplazamiento (estadísticas a largo plazo de altura de ola significativa, espectro característico, periodo de pico, distribución de la energía de las olas, direccionalidad de las mismas, así como velocidades, espectro y direccionalidad del viento, y velocidades y perfiles de las corrientes marinas).

A continuación se realiza una **Caracterización Hidrodinámica** de la estructura flotante, la cual permite, mediante técnicas numéricas y su calibración mediante ensayos en canal de olas, obtener la respuesta de la estructura en términos de movimientos y fuerzas ante múltiples combinaciones de olas, viento y corrientes.

Finalmente un **Análisis de Fondeo**, utilizando como inputs las caracterizaciones medioambientales e hidrodinámicas, permite diseñar un sistema de fondeo adecuado para el propósito de mantener la posición de la estructura durante la vida útil y llevando el riesgo de fallo del fondeo a un bajo nivel de probabilidad.

La salida principal de este *Análisis de FONDEO* son por supuesto las predicciones de cargas a las que los componentes del fondeo, y en particular las cadenas, van a estar sometidos durante la vida útil. Estas solicitaciones pueden simplificarse en dos conceptos: Máxima Carga Dinámica y Cargas Cíclicas, las cuales permiten verificar la integridad estructural de las cadenas en términos resistentes y de fatiga respectivamente.

El *Análisis de FONDEO*, es intrínsecamente un Ciclo de Diseño en la búsqueda del mejor compromiso entre el riesgo de fallo del fondeo y el coste del mismo. Este Ciclo concluye con la elección de los componentes de fondeo que cumplen con los requerimientos resistentes y de fatiga con suficiente reserva de capacidad en términos de factores de seguridad en un análisis determinístico (lo más habitual), o en términos de probabilidad de fallo en un análisis probabilístico.

En el *Análisis de FONDEO* hay 3 conceptos importantes a tener en cuenta.

- *Estado Límite Último (ELU)*: Las líneas de fondeo tienen suficiente capacidad resistente para soportar las acciones medioambientales extremas.
- *Estado Límite Accidental (ELA)*: El sistema de fondeo en conjunto, tiene suficiente capacidad para resistir el fallo de una línea.
- *Estado Límite de Fatiga (ELF)*: Las líneas de fondeo tienen suficiente capacidad para resistir las cargas cíclicas esperables durante su vida útil.

1.3 Integridad Estructural

La Integridad Estructural de un sistema de fondeo, en función de sus características y de su emplazamiento, depende de su capacidad resistente y de fatiga.

“Una Cadena es tan resistente como su eslabón más débil”, es probablemente una frase utilizada figurativamente en muchos contextos, pero sin duda aplicable con literalidad a las cadenas para el fondeo de estructuras flotantes.

Por tanto, la integridad de las cadenas y por ende de las estructuras flotantes depende en última instancia de la capacidad de sus eslabones, la cual está condicionada por los siguientes aspectos asociados a su proceso de fabricación:

- Calidad de la Soldadura FBW.
- Propiedades Mecánicas y Microestructura
- Criticidad de posibles defectos o grietas existentes
- Geometría

Por otra parte están los aspectos externos, ligados a los distintos mecanismos de carga y de degradación en servicio (tensiones mecánicas, corrosión, fatiga, daño mecánico, abrasión/desgaste, fragilización, etc).

	Grade R3	Grade R3S	Grade R4	Grade R4S	Grade R5
Proof load, stud link (kN)	$0.0156d^2$ (44-0.08d)	$0.0180d^2$ (44-0.08d)	$0.0216d^2$ (44-0.08d)	$0.0240d^2$ (44-0.08d)	$0.0251d^2$ (44-0.08d)
Proof load, stud less (kN)	$0.0156d^2$ (44-0.08d)	$0.0174d^2$ (44-0.08d)	$0.0192d^2$ (44-0.08d)	$0.0213d^2$ (44-0.08d)	$0.0223d^2$ (44-0.08d)
Breaking load (kN)	$0.0223d^2$ (44-0.08d)	$0.0249d^2$ (44-0.08d)	$0.0274d^2$ (44-0.08d)	$0.0304d^2$ (44-0.08d)	$0.0320d^2$ (44-0.08d)
Weight, stud link (kg/m)	$0.0219d^2$				
Five link length (mm)	Minimum 22d and maximum 22.55d				
d is the chain nominal diameter					

Tabla 1.1 Fórmulas para los ensayos de carga y de rotura de un segmento de longitud correspondiente a cinco eslabones[2].

1.4 Capacidad Resistente

De cara al diseño, la resistencia de las cadenas se expresa como carga mínima resistente (mínimum breaking load, MBL or minimum breaking strength, MBS). La industria reconoce ecuaciones para determinar la MBL de las cadenas en función de su diámetro y grado del acero. Por ejemplo para el R4, $MBL = 0,0274 \times d^2$ ($44 - 0,08 \times d$), donde d es el diámetro nominal de la cadena y MBL se expresa en kN. La tabla 1.1 recoge las fórmulas para los diferentes grados.

Es un requerimiento realizar ensayos para verificar que las cadenas pueden resistir la MBL sobre muestras representativas de eslabones, la frecuencia de estas muestras de acuerdo con la tabla 1.2.

Nominal chain diameter (mm)	Maximum sampling interval (m)
74 - 85	152
86 - 98	175
99 - 111	198
112 - 124	222
125 - 137	250
138 - 149	274
150 - 162	297
163 - 175	322
176 - 186	346
187 - 199	370
200 - 210	395

Tabla 1.2. Frecuencia para la realización de ensayos de carga de rotura y ensayos mecánicos[1]

El nivel de deformación a la MBL es muy grande y por ello no es un requerimiento comprobar que cada eslabón es capaz de resistir la MBL.

	Analysis Method	Tension Limit (Percent of MBS)	Equivalent Factor of Safety
Intact	Quasi-static	50	2.0
Intact	Dynamic	60	1.67
Damaged	Quasi-static	70	1.43
Damaged	Dynamic	80	1.25

Tabla 1.3 Estados límite último (Intact) y accidental (Damaged), en función del tipo de análisis, sea éste cuasi-estático o dinámico[3].

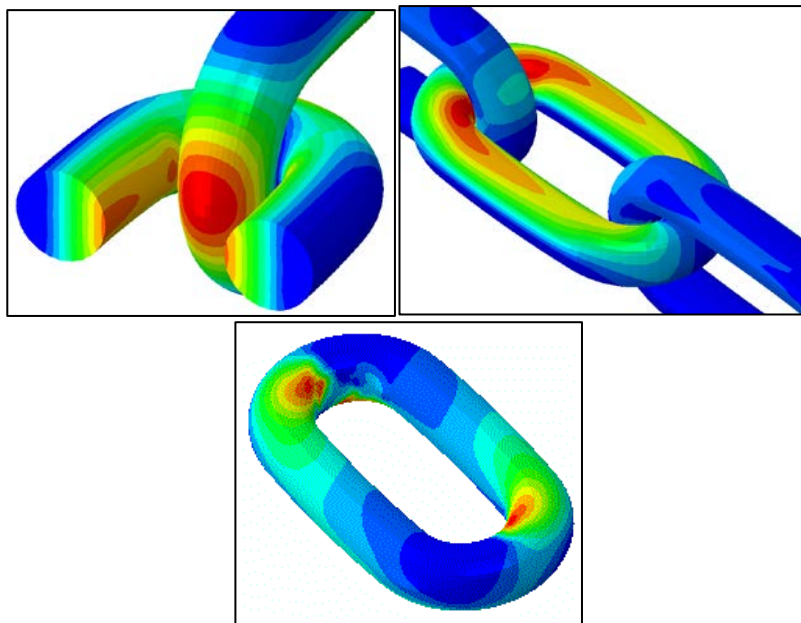
La capacidad resistente real de las cadenas seguirá una distribución estadística, que no estará centrada en la MBL, sino por encima de ella. Por tanto, en un proceso de fabricación complejo, con una tecnología de soldadura intrínsecamente estocástica, en la que no existen dos eslabones iguales, cabe también esperar una probabilidad asociada al no cumplimiento de la MBL por parte de algún eslabón, y a pesar de ello ser un producto conforme.

Para cubrir esta incertidumbre y otras, existen coeficientes de seguridad que se identifican en la tabla 1.3 adjunta, para los estados límite último (Intact) y accidental (Damaged), en función del tipo de análisis, sea éste cuasi-estático o dinámico.

1.5 Capacidad de Fatiga

A menudo la fatiga es el factor crítico, especialmente en localizaciones dominadas por el viento y olas de alta frecuencia (wind seas), como es la costa oeste de África.

El análisis de fondeo proporciona series temporales transformadas a espectros de carga mediante métodos como el conteo rainflow, los cuales a través de curvas S-N específicas para cadenas permiten evaluar el daño acumulado y predecir la vida de las mismas y su reserva frente a la vida de diseño.



Izqda: Fatiga Recta. Centro: Fatiga por Flexión. Dcha: Fatiga por Torsión

Figura 1.4 Mapas de tensiones en las zonas críticas (rojo) para 3 modos de fallo, susceptibles para la iniciación de grietas de fatiga (J. Fernández, Vicinay Marine, S.A.)

El principal mecanismo de fatiga se debe a variaciones de carga axial, es decir, la fatiga por tensión recta. Sin embargo, bajo determinadas condiciones de contorno, las cadenas pueden estar sometidas a otros mecanismos como la fatiga por flexión fuera del plano, o a fatiga por torsión. La figura 1.3 muestra mapas de tensiones en las zonas críticas (rojo) para estos 3 modos de fallo, susceptibles para la iniciación de grietas de fatiga.

El daño anual acumulado se puede obtener como suma de los daños parciales mediante la regla de Miner:

$$D = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \quad (1.1)$$

Donde i es el número del rango de carga considerados, n_i es el número de ciclos experimentados para el rango de tensión número i , y N_i es el número de ciclos para el fallo según la ecuación $S-N$ adecuada.

DNV (Det Norske Veritas), la principal Sociedad de Clasificación de la industria offshore, recomienda el uso de las siguientes curvas S-N, con los exponentes y constantes que se indican en la tabla 1.4, tanto para cadena con concreto como sin concreto.

$$n_c(s) = a_D s^{-m} \tag{1.2}$$

- $n_c(s)$ Número de rangos de tensión o número de ciclos.
- S Rango de tensión nominal, de doble amplitud en MPa.
- a_D Intersección de la curva S-N
- m Pendiente de la curva S-N.

Componente	m	a_D
Cadena sin concreto	3	$6 \cdot 10^{10}$
Cadena con concreto	3	$1.2 \cdot 10^{11}$

Tabla 1.4 Exponentes y constantes recomendados en los algoritmos del DNV para el cálculo de número de ciclos de fatiga.[4]

El principal objetivo de la presente Tesis Doctoral ha consistido en mejorar el comportamiento en fatiga de las cadenas fabricadas con aceros de alta resistencia, actuando sobre el acero y los tratamientos térmicos post soldadura (PWHT) después de un intenso trabajo de generación de conocimiento de las microestructuras, que varían con la composición química, la historia térmica y los procesos de deformación que tienen lugar en el proceso de fabricación.

En el caso de disponer de rangos de tensiones máximo a mínimo, el daño total se obtiene como:

$$D = \sum_i \frac{N_i S_i^m}{a_D} \tag{1.3}$$

Mientras que si se trabaja con desviaciones estándar, el daño se calcula:

$$D = \sum_{i=1}^n \frac{N_i}{a_D} \cdot \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \cdot (\sqrt{2} \cdot \sigma_{Si})^m \tag{1.4}$$

También para analizar el estado límite de fatiga es necesario considerar un factor de seguridad que recoja distintas fuentes de incertidumbre, y lleve a niveles bajos la probabilidad de fallo de las cadenas, típicamente 1E-4 para una cadena de 1000 eslabones en serie. En concreto el factor de

seguridad recomendado para este método es $FSF=5$. (FSF; Fatigue Safety Factor).

Figura 1.5 Configuración en la línea de fondeo

Entre las incertidumbres, se encuentra el hecho de que los ensayos de fatiga son acelerados y por tanto tienen una exposición limitada en el tiempo al agua de mar frente a la vida útil en el mar.

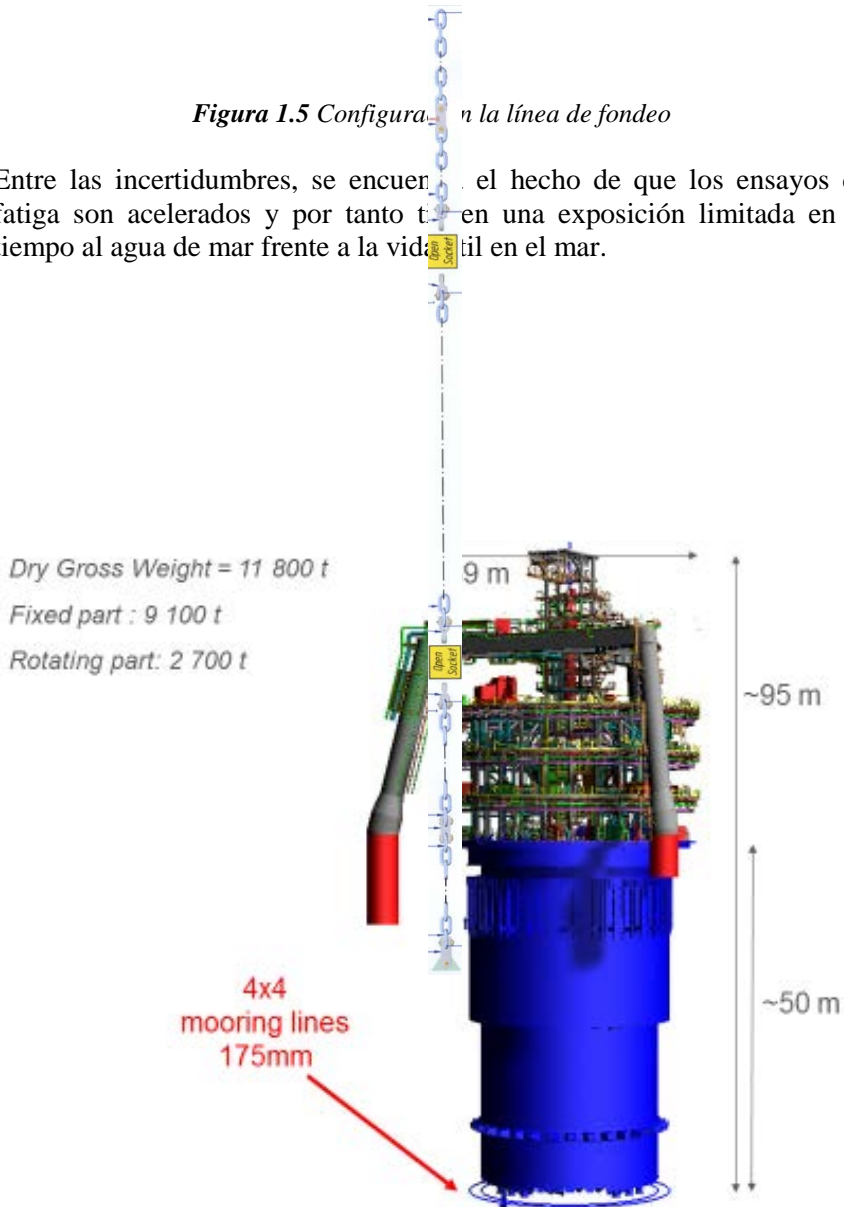


Figura 1.6 Dimensiones del sistema giratorio denominado turret[5]

El rango de la tensión nominal antes mencionado, se define como el rango de tensiones dividido por el área de 2 secciones de la cadena. Para tener en cuenta el efecto de la corrosión se considera el área reducida esperable

a mitad de vida en base a un ratio de pérdida de diámetro que puede ser del orden de 0.3 o 0.4 mm por año.

Para ver la importancia de las cadenas en el amarre de una línea de fondeo, actualmente se está construyendo el mayor sistema flotante jamás realizado. Este sistema estará dedicado a la extracción y licuefacción de gas en alta mar. El sistema flotante consta de 16 líneas que son las que anclan al fondo marino al sistema (figura 1.5). Cada una de las líneas está compuesta de segmentos de cadena que suman una longitud cercana a 1 km cada una de ellas. La distribución de las líneas se realiza desde una torre giratoria central (turret) del sistema flotante tal y como se puede ver en la figura 1.6.

Tanto las dimensiones del turret como del sistema flotante son colosales tal y como vemos en las figuras 1.7 y 1.8, por lo que el correcto diseño de las cadenas de acuerdo a las solicitaciones antes mencionadas son fundamentales a la hora de asegurar que este tipo de sistemas operen durante 40 años de forma segura evitando daños personales y medioambientales.

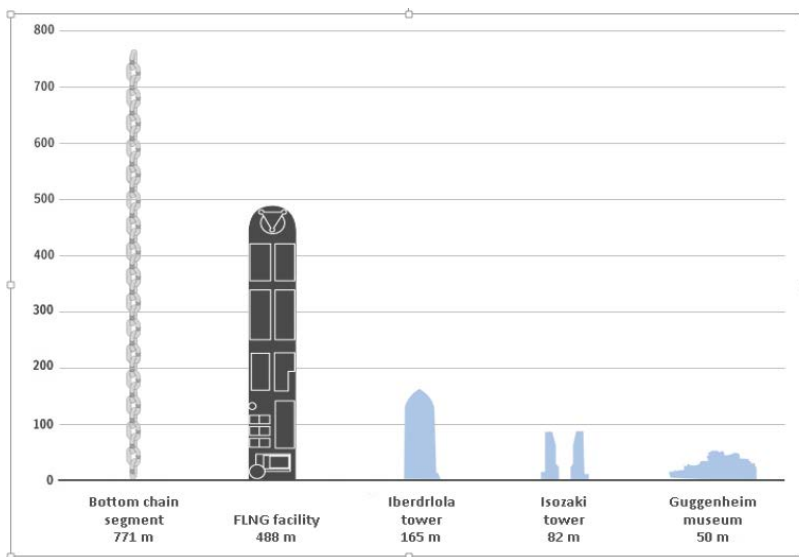


Figura 1.7 Comparativa de tamaño de la estructura flotante

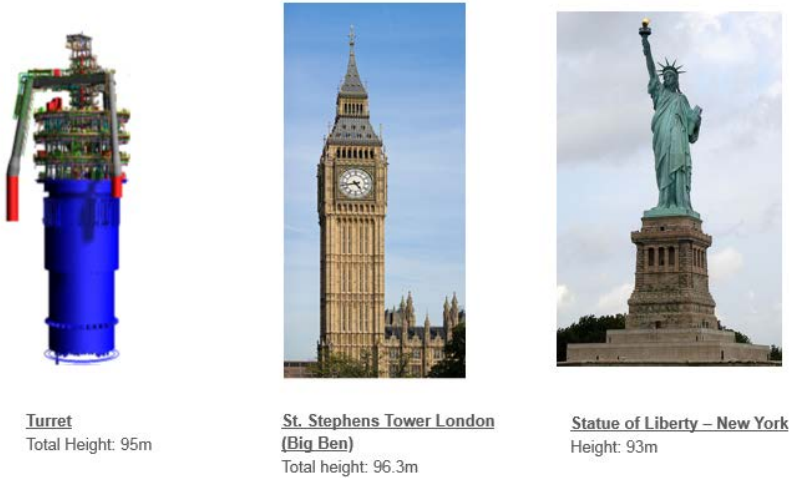


Figura 1.8 Comparativa de tamaño del turret que soporta las líneas de fondeo del sistema

En la presente Tesis veremos el conocimiento desarrollado en el diseño, tanto del acero como del tratamiento térmico, de los aceros para cadenas, en sus aspectos más críticos, para asegurar este tipo de estructuras y evitar fallos, que por otra parte son lamentablemente frecuentes en este tipo de industria tal y como vemos en la tabla 1.5 en la que se presentan los fallos registrados en los materiales y en las líneas como resultado de varios huracanes acaecidos en el Golfo de Mexico.

Component that Failed	Number
Total number of mooring lines (any type)	157
Failures at the Fairlead (wire or chain) inc. 2 failures above the fairlead	127
Failures in Intermediate (wire)	23
Failures at the Anchor (wire or chain)	6
Total number of WIRE failures	145
Total number of CHAIN failures	12
MODUs Breaking All Lines	Number
Cases of MODUs breaking all lines	13
Cases of MODU breaking all lines only at the fairlead (<100' dangling)	2
Cases of MODU breaking all lines between 100' and 1,000' below fairlead	3
Cases of MODU breaking all lines and dragging more than 1,000' below fairlead	8
MODUs Suffering Partial Failure	Number
Cases of MODUs moving, but less than 1 mile off location	8
Cases of MODUs moving, but less than 1 mile with line breaks	6
Cases of MODUs moving, but less than 1 mile with only anchor slippage (all less than 2,000 feet)	2
MODUs Drifting	Number
Cases of MODUs drifting over 1 mile	17
Cases of MODU drifting over 1 mile, but not dragging an anchor	13
Anchor Drag Cases	Number
Total number of cases of anchors dragged over 1 mile (120, 25, 5, and 1.5 miles)	4 cases, 10 anchors
Case of dragging conventional high holding WINDWARD anchors over 1 mile (2 anchors dragged 25 miles)	1
Cases of dragging conventional high holding LEEWARD anchors over 1 mile (2 anchors for 25 miles, 1 anchor for 5 miles, & 2 anchors for 1.5 miles)	3
Case of dragging normally loaded WINDWARD plate anchors over 1 mile (2 anchors dragged 120 miles)	1
Case of dragging normally loaded LEEWARD plate anchors over 1 mile (1 anchors dragged 120 miles)	1

Tabla 1.5 Fallos en componentes del sistema de fondeo durante los huracanes Lili, Iván, Katrina y Rita[6]

Referencias

- 1 EMA Floating Productions Systems Outlook Report 2014 FPS Report Series Volume 1
- [2] Offshore Standard DNV-OS-E302 Offshore Mooring Chain, October 2008
- [3] API-RP-2SK, Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures (Including 2008 Addendum)
- [4] Offshore Standard, Det Norske Veritas, DNV-OS-E301, Position Mooring, October 2010
- [5] SBM offshore
- [6] ABS Consulting – MODU Mooring Strength and Reliability Summary Report ABSC/1514096/JS-00 Año 2008

Propiedades Mecánicas de las líneas de fondeo

2.1 Introducción

Las cadenas de las líneas de fondeo que se utilizan en plataformas flotantes, tal y como se han descrito en el capítulo anterior, están consideradas como un elemento de seguridad dentro de los sistemas. Por este motivo, están reguladas por una estricta normativa establecida por las Sociedades de Clasificación. Especialmente nos centramos, en este capítulo, en las propiedades mecánicas de los componentes: propiedades de tracción, ductilidad, resistencia al impacto, fractura, entre otras, analizando las especificaciones, particularmente de los aceros de alta resistencia y la problemática en el cumplimiento de estas características mecánicas. Es importante conocer en detalle los requisitos de estas normativas, ya que serán el marco dentro del que tendremos que encuadrar tanto el acero como el tratamiento térmico objeto de la presente Tesis.

2.2 Requisitos generales de materiales

Actualmente hay una creciente demanda de componentes estructurales más ligeros, fabricados con aceros de más altas resistencias mecánicas. Esta demanda también afecta a las plataformas marinas, y por supuesto a

los aceros para líneas de fondeo. La principal ventaja de utilizar estos aceros de alta resistencia (HSS) es su mayor ratio de resistencia al peso, generando ahorros resultantes en los costos de materiales y en los plazos de construcción debido a importantes reducciones de peso.

Una encuesta realizada en 1995 [1] indica que la proporción de acero de alta resistencia ($\sigma_{ys} > 580$ MPa) usado en estructuras off-shore, aumentó del 10% a más del 40% durante poco menos de una década. En los años 2013 y 2014 la demanda de aceros de más alta resistencia en las aplicaciones de líneas de fondeo se viene repitiendo, llegando incluso a considerarse aceros con resistencias mecánicas > 1200 MPa, para algún nuevo proyecto o para algunos elementos específicos con limitaciones de espacio. Los aceros de mayor resistencia (> 550 MPa y, a menudo hasta 1000 MPa) se producen generalmente con la ruta de temple y revenido y en la actualidad se utilizan en las cadenas de amarre en alta mar. En este tipo de instalaciones, la fatiga, la corrosión fatiga, la fragilización por hidrógeno pasan a ser las consideraciones más importantes en el diseño y los aceros utilizados tienen que ser analizados con sumo cuidado.

Un paso esencial en el desarrollo de cadenas de líneas de fondeo y el uso de aceros con mayor resistencia es el análisis de fallos, y la determinación del mecanismo de fallo, identificando si ha ocurrido, por sobrecarga, por la fragilización metalúrgica, o medio-ambiental que permita la determinación de la causa subyacente de la insuficiencia y las recomendaciones sobre las acciones apropiadas para prevenir futuros fallos.

<i>Steel grade</i>	<i>Yield stress</i> R_e N/mm^2	<i>Tensile strength</i> R_m N/mm^2	<i>Elongation</i> A_5 %	<i>Reduction of area</i> Z %
R3	410	690	17	50
R3S	490	770	15	50
R4	580	860	12	50
R4S	700	960	12	50
R5	760	1000	12	50

Tabla 2.1 Valores mínimos especificados para los ensayos de resistencia a tracción y ductilidad de los aceros para líneas de fondeo

Los aceros utilizados en las cadenas de las líneas de fondeo se clasifican de acuerdo a cargas de rotura mínima especificadas dentro de los siguientes grados: R3, R3S, R4, R4S y R5. En la tabla 2.1 se muestran los rangos de resistencia a tracción, ductilidad y resistencia al impacto, de los actualmente utilizados en las cadenas en una variedad de aplicaciones de

amarre en alta mar [2]. El primer paso en la selección de materiales que presenten un buen comportamiento en servicio es la definición de las propiedades mecánicas; resistencia a tracción y tenacidad. Las diferentes rutas del proceso metalúrgico para la fusión, afino y tratamiento térmico, que se aplican a los diferentes grados de acero, se muestran en la tabla 2.2. Aunque los grados de menor resistencia, como R3 y R3S, pueden utilizarse en estado de normalizado o normalizado y revenido, el tratamiento térmico de temple y revenido es la ruta de producción estándar para todos los grados de acero. Las normas establecidas para la fabricación de cadenas de línea de fondeo, especifican como condición necesaria para diseñar el tratamiento térmico que debe realizarse en hornos continuos.

En general, la resistencia de un acero está controlada por su microestructura que varía de acuerdo a su composición química, su historia térmica y los procesos de deformación que experimenta durante su programa de producción. Los aceros de las cadenas de líneas de fondeo para aplicaciones offshore, deben ser fácilmente soldables ya que esta es la ruta de fabricación tradicional para las cadenas de amarre en alta mar utilizando la tecnología flash de soldadura a tope. Además, las barras de acero para la fabricación de estas cadenas deben estar disponibles en secciones de moderadas a muy gruesas (diámetros desde 70 a 250 mm), cumpliendo coeficientes de reducción en estado sólido mayores de 5:1 y deben presentar buena tenacidad para evitar la posibilidad de rotura frágil.

<i>Steel Grade</i>	<i>Melting Process</i>	<i>Secondary Refining</i>	<i>Heat Treatment</i>
R3	EAF or BOF	LF	N, NT, QT
R3S	EAF or BOF	LF	N, NT, QT
R4	EAF or BOF	LF +V	QT tempering >570 °C
R4S	EAF or BOF	LF+V	QT tempering > 570°C
R5	EAF or BOF	LF+V	QT tempering > 570°C

Tabla 2.2 *Procesos metalúrgicos a aplicar a la fusión, afino y tratamiento térmico para los distintos tipos de acero en aplicaciones de líneas de fondeo.*

Los grados de acero R4S y R5 son aceros que las normas de las Sociedades de Clasificación han comenzado a reconocer a partir del año

2013¹, aunque su utilización aún es escasa debido a que aún no se han desarrollado de forma completa diseños y tratamientos térmicos elaborados como los que se presentan en esta Tesis. Muchos de los principios involucrados en la evolución de aceros de alta resistencia para las cadenas de amarre, en particular las complejas interacciones entre resistencia, tenacidad y capacidad de soldadura, están influenciadas por la composición química del acero, historial térmico durante los procesos de deformación plástica y soldadura y los tratamientos térmicos [3] y han sido transferidos al máximo nivel durante el desarrollo de aceros de alta resistencia en el marco de la presente Tesis Doctoral. Muchos de estos principios metalúrgicos, que se pueden utilizar para satisfacer los requisitos de propiedades mecánicas para aceros estructurales de alta resistencia, pueden concretarse en:

- contenido reducido de carbono para mejorar la soldabilidad y tenacidad;
- disminución del tamaño de grano (martensita y/o bainita) para dar mayor resistencia y una mayor dureza. Esto se consigue normalmente por microaleación con Al y V y por la forma de recalado del proceso de soldadura;
- disminución del porcentaje de impurezas (S, P, O) para aumentar la tenacidad en particular y el uso de tecnología limpia de acero en horno de cuchara y la desgasificación al vacío.
- aumento de la aleación con Ni, Cr, Mo para mejorar la templabilidad y dar estructura resistente, mediante la transformación martensítica $\gamma \rightarrow \alpha'$ especialmente en los niveles de mayor resistencia.

Cambios relativamente pequeños en la composición y/o variaciones en la metalurgia y procesamiento desde el acero líquido, pueden afectar significativamente a las propiedades mecánicas resultantes. El tamaño de grano de la austenita será de 5 o menos de acuerdo a la norma ASTM E112 [4].

¹ El posible grado R6, con una resistencia a tracción mínima de 1200 MPa, se encuentra en proceso de investigación, siguiendo los criterios metalúrgicos desarrollados en la presente Tesis Doctoral, y podría ser presentado a las Sociedades de Clasificación durante el presente año 2015.

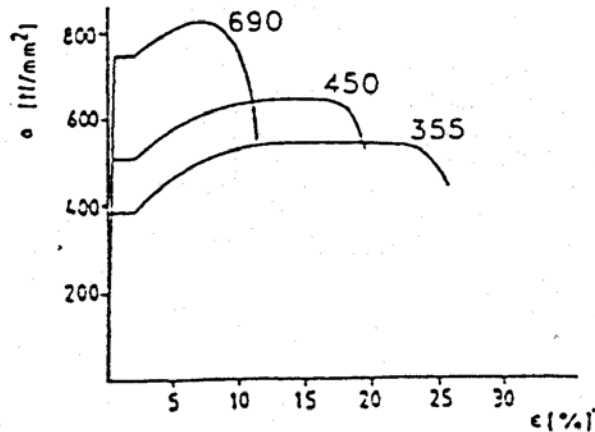


Figura 2.1 Típico diagrama tensión-deformación de aceros clásicos: 355, 450 y 690.

2.3 Consideraciones sobre la relación σ_{ys}/σ_R

El comportamiento en tensión-deformación de los aceros clásicos de alta resistencia difiere de los aceros de menor resistencia ya que muestran una capacidad reducida para el endurecimiento por deformación, después de la fluencia, y el alargamiento en rotura se reduce como se muestra en la figura 2.1. Esto se debe a los mecanismos de endurecimiento utilizados anteriormente en la alta resistencia que fueron seleccionados específicamente para aumentar la resistencia a la fluencia y tienen mucho menos influencia en el comportamiento del endurecimiento por deformación.

La relación σ_{ys}/σ_R que se especifica con un valor máximo de 0.9 en algunas normas para líneas de fondeo, se define como la relación entre la resistencia a la fluencia (σ_{ys}) y la resistencia a la tracción (σ_R). En la figura 2.2 se puede apreciar como los valores del ratio σ_{ys}/σ_R , para los aceros actuales, en función del límite elástico aumentan considerablemente a medida que aumenta σ_{ys} . Alguna Sociedad de Clasificación mantiene esta especificación, actualmente discutida, dada la dificultad de cumplir con este requisito en estos aceros [5] no siendo determinativa para asegurar su integridad estructural [6]. En los aceros clásicos de alta resistencia, el alargamiento disminuye a medida que aumenta el ratio σ_{ys}/σ_R , pero los modernos aceros de alta limpieza con bajo contenido de carbono, con excelentes procesos de desoxidación y desulfuración, que garantizan muy bajos niveles de azufre e impurezas, tienen un alargamiento en rotura muy significativo incluso a la mayor

resistencia (grado R5) y con valores de $\sigma_{ys}/\sigma_R=0.95$ ó 0.98 se consiguen importantes capacidades de deformación.

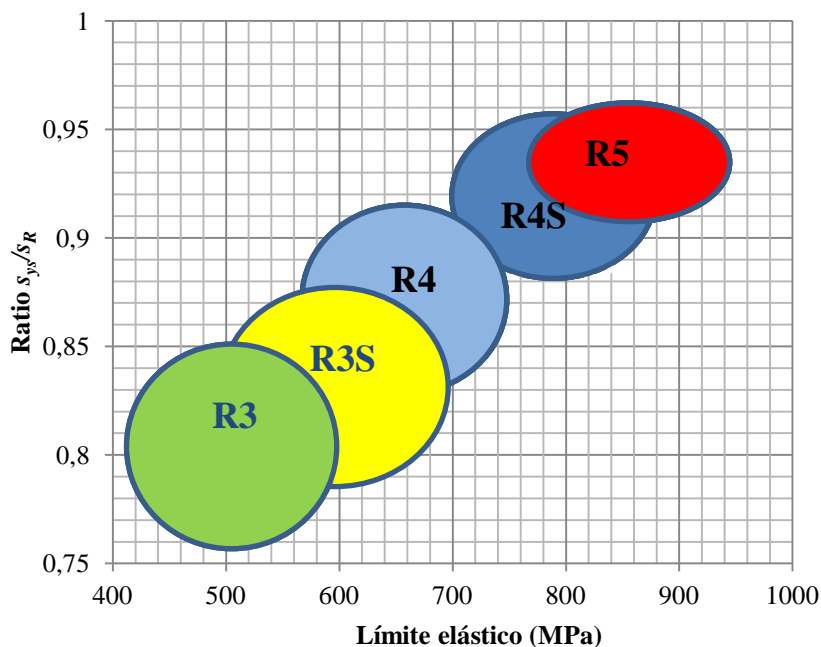


Figura 2.2 Ratio σ_{ys}/σ_R de los aceros de líneas de fondeo vs σ_{ys}

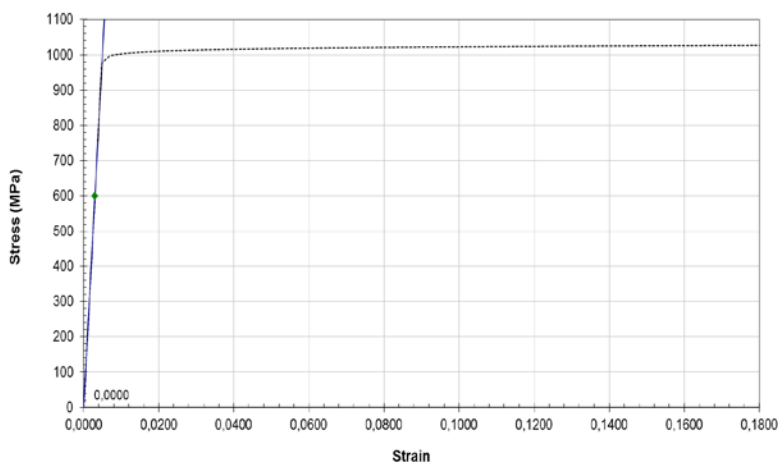


Figura 2.3 Diagrama tensión-deformación típico de un acero R5.

En la figura 2.3 podemos ver la curva tensión/deformación del grado R5 HSS que es diferente en relación con el comportamiento plástico,

asemejándose a un material elasto-plástico perfecto, sin embargo el ratio σ_{ys}/σ_R es más elevado de 0.9 porque aceros con muy diferentes curvas de tensión-deformación pueden tener el mismo valor de σ_{ys}/σ_R . El examen de varias bases de datos [7] muestra que en general los aceros con límites elásticos de hasta 500 MPa pueden satisfacer este requisito general, pero que los aceros de muy alta resistencia R5 o R6 no lo hacen.

2.4 Tenacidad

La tenacidad se puede describir como una medida de la resistencia al fallo en presencia de una grieta, entalla o un punto de alta concentración de tensiones. Para un acero de alta resistencia poseer alta tenacidad, por tanto, es generalmente reconocido como una propiedad deseable. Un material de alta tenacidad es aquel en el que se requiere una cantidad considerable de deformación plástica en la punta de la grieta antes de que la grieta pueda avanzar. Por el contrario, si la aplicación de la tensión hace que se produzca el fallo elástico de los enlaces atómicos en la punta de la grieta, la cantidad relativa de energía de deformación involucrada es pequeña, y el resultado es una fractura frágil.

El término tenacidad se utiliza para dos parámetros bastante distintos. Se describen más correctamente como "Resistencia al Impacto" y "Tenacidad a la fractura".

La resistencia al impacto es una medida de la energía (Julios) y comúnmente se refiere a la prueba del ensayo Charpy con entalla en V. La tenacidad a fractura es un valor para el factor de intensidad de tensiones crítico ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$) que para materiales dúctiles puede ser medido a partir de ensayos *CTOD* crack-tip-opening-displacement o ensayos de *Integral-J*.

La prueba de impacto Charpy se introdujo en la década de 1940 como una prueba estándar del material utilizado para la construcción con acero soldado, como resultado de los estudios realizados en los barcos que sufrieron fracturas frágiles. En un número de casos la fractura inestable ocurrió sobre una gran porción de la sección transversal de la nave en mitad de la longitud cuando se alcanzaron cargas críticas locales a temperaturas ambiente frías [8] [9]. Los resultados de un fallo catastrófico de tales estructuras de propagación de la grieta inestable plantearon la cuestión de la seguridad de las estructuras para una amplia gama de aplicaciones. No fue sino hasta la década de 1960, sin embargo, que los requisitos de prueba Charpy se introdujeron para puentes, edificios, recipientes a presión a baja temperatura y tanques de almacenamiento.

Steel grade	Charpy V		
	Temperatura ¹⁾	Average energy	Single energy
	°C	J	J
R3	0	60	45
	-20	40	30
R3S	0	65	49
	-20	45	34
R4	-20	50	38
R4S	-20	56	42
R5	-20	58	44

1) For grade R3 and R3S, testing may be carried out at either 0°C or -20°C.

Tabla 2.3 Valores mínimos para los ensayos Charpy V de base y soldadura de eslabones.

El ensayo de impacto Charpy es una prueba de control de calidad comercial para aceros y otras aleaciones utilizadas en la construcción de estructuras metálicas [10]. La prueba permite que se determine experimentalmente el índice de calidad para condiciones de servicio de una manera simple con un coste muy bajo. Ensayos de impacto Charpy en aceros, en una gama de temperaturas, muestran claramente un cambio en el modo de fallo acompañado por un cambio en la energía absorbida y menor energía en la fractura frágil por clivaje en ensayos a bajas temperaturas, hasta la fractura dúctil por desgarro y más energía a temperaturas más altas.

Los aceros utilizados en la industria offshore, como muchos otros, tienen que ser seleccionados para evitar la rotura frágil por medio de especificaciones de tenacidad a la fractura. Los valores de resistencia a la fractura en general son aplicables al diseño de ingeniería y son útiles para establecer las condiciones concretas medibles en componentes metálicos. El ensayo Charpy V no es aplicable al diseño de ingeniería. Si se plantea como especificación la resistencia a la fractura se basa generalmente en el parámetro del factor de intensidad de tensiones crítico, K_{IC} . La tenacidad a la fractura de material se puede determinar, ya sea directamente como un factor de intensidad de tensiones crítico, si se puede obtener una probeta que cumpla la condición de deformación plana, o por medio de la integral- J (o $CTOD$) si se produce fluencia antes de la fractura.

Los eslabones de las líneas de fondeo deben cumplir de forma rutinaria los valores del ensayo Charpy V en dirección longitudinal, que se especifican en la tabla 2.3, para lo cual se realizan ensayos destructivos en un eslabón cada cierto número de eslabones fabricados, tanto en la material base como en la línea de soldadura.

Designación		Mínimo valor Charpy V-(J) Temperatura de ensayo, °C			
		0	-20	-40	-60
S460Q	1.8908	40	30	-	-
S500Q	1.8924				
S550Q	1.8904				
S620Q	1.8914				
S690Q	1.8931				
S890Q	1.8940				
S960Q	1.8941				
S460QL	1.8906	50	40	30	-
S500QL	1.8909				
S550QL	1.8926				
S620QL	1.8927				
S690QL	1.8928				
S890QL	1.8983				
S960QL	1.8933				
S460QL1	1.8916	60	50	40	30
S500QL1	1.8984				
S550QL1	1.8986				
S620QL1	1.8987				
S690QL1	1.8988				
S890QL1	1.8925				

Tabla 2.4 European Standard 10025-6. Mínimo valor de energía para ensayos longitudinales de impacto Charpy V, para aceros en condición de temple y revenido.

Cuando nos acercamos a los materiales de más alta resistencia estas especificaciones son difíciles de satisfacer, ya que estas normas plantean mayores niveles de impacto a medida que aumenta la resistencia mecánica, del correspondiente grado de acero, con la agravante de que la velocidad de la prueba de impacto Charpy es considerada demasiado elevada y puede promover la fragilidad.

Para apoyar este razonamiento analizamos a continuación la norma Europea 10025-6 [11], que corresponde a productos de acero estructural de alto límite elástico, laminados en caliente en condición de temple y revenido, en la que se especifican tres niveles de calidad con valores de resistencia al impacto para tres temperaturas: Nivel Q a -20°C, Nivel QL a -40°C y Nivel QL1 a -60°C, ahora bien, una vez que se haya seleccionado un nivel de calidad específico: Q, QL o QL1, el valor Charpy es el mismo para todos los grados de acero, con independencia de la resistencia mecánica, desde $\sigma_Y = 460$ MPa hasta $\sigma_Y = 960$ MPa, como se puede

comprobar en la tabla adjunta 2.4, para los diferentes grados de acero, demostrando que el producto evita la fragilidad en una prueba Charpy a baja temperatura (absorbiendo al menos 30J de energía, en el caso del nivel de calidad Q y 40J en el nivel QL, siempre a -20°C), y de esta forma se podría afirmar que esas microestructuras no están en riesgo de sufrir una fractura frágil a la temperatura de operación con independencia de la resistencia mecánica. Por el contrario las Sociedades de Clasificación plantean mayores valores de impacto a medida que aumentan los valores de resistencia a tracción de los diferentes grados de acero. La figura 2.4 adjunta, ilustra claramente esta problemática que los aceros de alta resistencia, para aplicaciones de líneas de fondeo deben satisfacer y que ha sido objeto de investigación en esta Tesis Doctoral mediante el diseño de aceros y tratamientos térmicos, para conseguir una microestructura que permita alcanzar estas características.

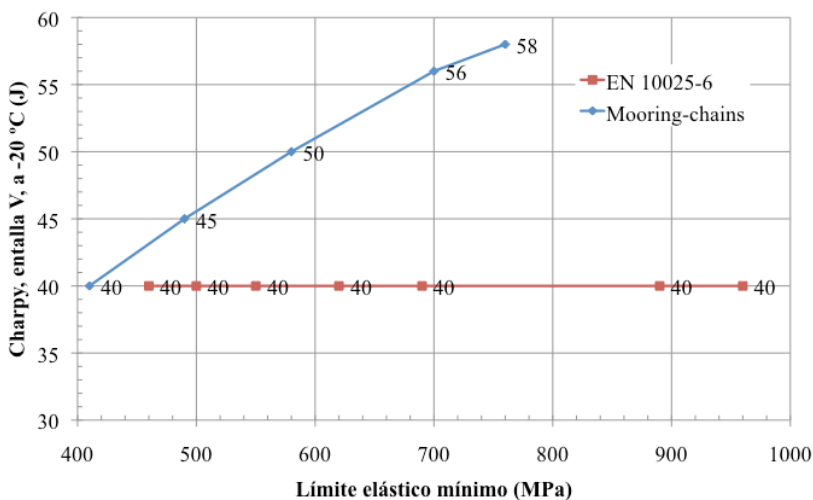
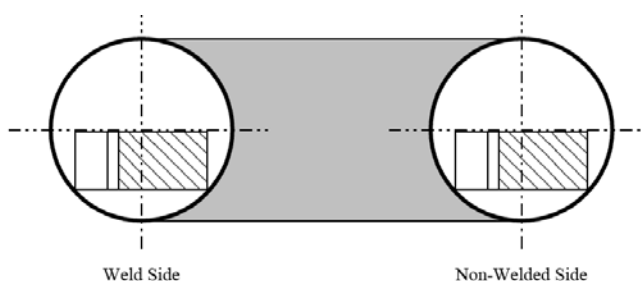


Figura 2.4 Comparación entre las especificaciones de resistencia al impacto Charpy V vs límite elástico, entre aceros para líneas de fondeo y las especificaciones e la norma Europea EN 10025-part. 6 de aceros aleados para temple y revenido para uso estructural.

El ensayo de impacto Charpy V es probablemente el más conocido de ensayos a pequeña escala diseñado para estudiar la resistencia al impacto en presencia de una concentración de tensiones normalizada, mediante el registro de la energía absorbida desde el péndulo por la probeta. Los resultados del ensayo Charpy sin embargo no pueden ser considerados directamente relevantes para el comportamiento estructural.

Las Sociedades de Clasificación han resuelto el problema de la discusión entre ensayos de resistencia al impacto Charpy V, ya planteados y las pruebas de mecánica de fractura para evaluar la tenacidad a la fractura, mediante la introducción de especificaciones de mecánica de fractura elasto-plástica, limitadas a la homologación de los productos, es decir no se trata de ensayos de control de calidad rutinarios, realizados a intervalos periódicos en la cadena, sino que se realizan en el momento inicial de homologar una determinada cadena para un proyecto determinado.



Chain Type	R3 in mm		R3S in mm		R4 in mm		R4S & R5 in mm	
	BM	FBW	BM	FBW	BM	FBW	BM	FBW
Stud link	0.20	0.10	0.22	0.11	0.24	0.12	0.26	0.13
Studless	0.20	0.14	0.22	0.15	0.24	0.16	0.26	0.17

BM = Base Metal

FBW = Flash Butt Weld

Tabla 2.5. Especificaciones *CTOD* para la homologación de cadenas para líneas de fondeo.

En el momento actual las especificaciones de tenacidad a fractura de los eslabones se definen con valores de *CTOD*. El concepto *CTOD* se aplicó a los aceros estructurales a partir de finales de 1960. La Asociación Británica de Investigación de Soldadura (ahora conocido como el Instituto de Soldadura) y otros laboratorios realizaron ensayos *CTOD* en aceros estructurales y en soldaduras. En ese momento no había manera de aplicar estos resultados a las estructuras soldadas porque no existían ecuaciones de fuerza motriz basadas en *CTOD*. Burdekin y Stone [12] desarrollaron el modelo equivalente. La tabla 2.5 muestra los valores especificados de *CTOD* para los eslabones de líneas de fondeo.

En 1971, Burdekin y Dawes [13] [14] desarrollaron la curva de diseño *CTOD*, una relación de fuerza motriz semi-empírica que se basa en una idea que propuso originalmente Wells [15].

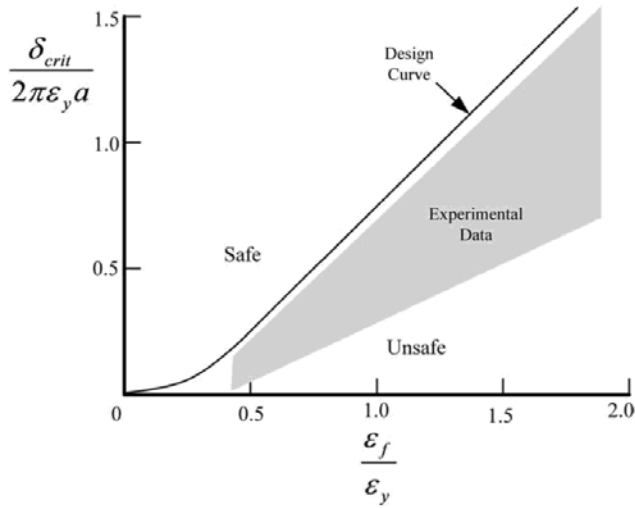


Figura 2.5 Curva de diseño CTOD.

La correlación que resultó en la curva de diseño CTOD se ilustra esquemáticamente en la figura 2.5 [16]. Se obtiene un valor crítico del CTOD adimensional con el valor de la semi-grieta a y se muestra en la ordenada de la gráfica. El CTOD no dimensional se representa como la relación de la deformación en la fractura ϵ_f frente a la deformación en el límite elástico ϵ_y . Basado en una figura similar a la 2.5, Burdekin y Dawes [13] [14] propusieron la siguiente relación dividida en dos segmentos:

$$\Phi = \frac{\delta_{crit}}{2\pi\epsilon_y a} = \left(\frac{\epsilon_f}{\epsilon_y}\right)^2 \quad \text{para } \frac{\epsilon_f}{\epsilon_y} \leq 0.5 \quad (2.1)$$

y

$$\Phi = \frac{\delta_{crit}}{2\pi\epsilon_y a} = \frac{\epsilon_f}{\epsilon_y} - 0.25 \quad \text{para } \frac{\epsilon_f}{\epsilon_y} > 0.5 \quad (2.2)$$

Donde:

- Φ = CTOD adimensional
- δ_{crit} = CTOD, crítico de tenacidad a fractura del material
- a = tamaño de grieta
- ϵ_f = deformación local en la posición de la grieta
- ϵ_y = deformación en el límite elástico, i.e. σ_y / E
- σ_y = límite elástico o límite de cedencia

La ecuación (2.1) que se deriva de la teoría de la mecánica de fractura elástica-lineal (LEFM), incluye un factor de seguridad aproximado de 2.0 en el tamaño de la grieta [16]. La ecuación (2.2) representa una envolvente superior de los datos experimentales.

Mediante el uso de la ecuación anterior, se puede encontrar un método simplificado para evaluar la gravedad del defecto en el borde de la grieta mediante la relación entre de la tensión aplicada y el tamaño del defecto en una estructura, junto con el *CTOD* crítico para el material. Si el punto se encuentra por encima de la curva de diseño, la estructura se considera segura porque todos los fallos observados están por debajo de la línea de diseño.

En 1980, el enfoque de curva de diseño *CTOD* se incorporó a la antigua British Standards documento EP 6493 [17], que ha sido ampliamente utilizada y es una parte importante de versión del código que figura en la norma BS 7910: 2005 [18]. Este documento aborda la aceptación de defectos de acuerdo con las estimaciones que se recogen en las siguiente ecuaciones, que únicamente cambian de forma:

Para aceros (incluyendo aceros inoxidables) y aleaciones de aluminio, cuando ≤ 0.5 :

$$\bar{a}_m = \frac{\delta_{max}E}{2\pi\left(\frac{\sigma_{max}}{\sigma_Y}\right)^2 \sigma_Y} \quad (2.3)$$

Para aceros (incluyendo aceros inoxidables) y aleaciones de aluminio cuando $\sigma_{max}/\sigma_Y > 0.5$:

$$\bar{a}_m = \frac{\delta_{max}E}{2\pi\left(\frac{\sigma_{max}}{\sigma_Y} - 0.25\right)\sigma_Y} \quad (2.4)$$

Una de las Sociedades de Clasificación más competente, en el campo de las líneas de amarre de ingenios flotantes, es la sociedad Noruega Det Norske Veritas (DNV). Los criterios de tolerancia al daño, basados en la correlación resultante en la curva de diseño *CTOD* presentada por DNV, son más estrictos que los de la norma BS7910, según la siguiente ecuación:

$$\frac{\delta_{crit}}{2\pi\epsilon\gamma a} = 0,9 \times \left(\frac{\epsilon_f}{\epsilon_y}\right)^{1,5} \quad (2.5)$$

y se añade que esta ecuación (2.5) está limitada hasta una plastificación local no mayor de $\epsilon/\epsilon_y = 1,1$. La diferencia entre el análisis de DNV y BS 7910:2005 para $\epsilon/\epsilon_y = 1,1$ es la siguiente:

DNV

$$\frac{\delta_{crit}}{2\pi\epsilon\gamma a} = 0,9 \times \left(\frac{\epsilon_f}{\epsilon_y}\right)^{1,5} = 0,9 \times (1,1)^{1,5} = 0,9 \times 1,15369 = 1,038 \quad (2.6)$$

BS 7910:2005

$$\frac{\delta_{crit}}{2\pi\epsilon\gamma a} = \left(\frac{\epsilon_f}{\epsilon_y}\right) - 0,25 = 1,1 - 0,25 = 0,85 \quad (2.7)$$

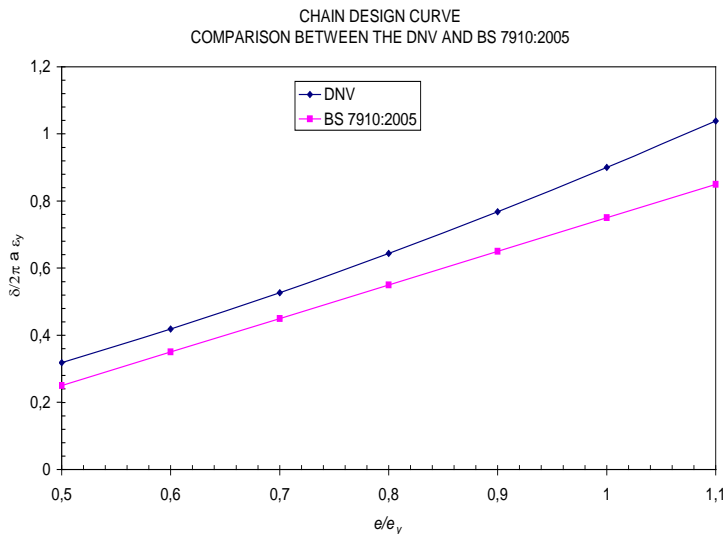


Figura 2.6 Diferente criterio entre DNV y BS 7910:2005 para el valor necesario de CTOD, para un tamaño de grieta determinado.

Como se puede ver el criterio de la sociedad DNV es: $1,038/0,85 = 1,22$,

es decir un 22% más restrictivo para el valor necesario de $CTOD$, para un tamaño de grieta determinado. En la figura 2.6 se pueden observar las diferencias entre DNV y BS7910:2005, desde $\varepsilon/\varepsilon_y = 0,5$ hasta un máximo valor de, $\varepsilon/\varepsilon_y = 1,1$.

A finales de 2013 se ha normalizado una nueva versión de BS 7910, que incorpora un número considerable de cambios con respecto a la edición publicada en 2005, y con modificaciones menores en el 2007. BS 7910: 2013 se basa principalmente en tres fuentes: el procedimiento existente, el R6 Rev. 4 [19] y el procedimiento Europeo FITNET [20]. Las cláusulas de evaluación de la fractura de FITNET originadas a partir de SINTAP [21], por lo que la tecnología subyacente de los tres procedimientos es similar - la principal diferencia entre ellos radica en el estilo de la escritura y el público a quien va dirigido [22].

Las ediciones anteriores de la norma BS 7910 y PD6493 presentaban la opción de calcular la fuerza motriz de la grieta en términos de intensidad de tensiones, ya sea elástica-lineal (K_I) o $CTOD$ (d_I). Aunque el cálculo de K_I estuvo basado en MFEL, el uso de d_I (derivado de K_I a través de la curva de diseño $CTOD$) para el cálculo de la fuerza motriz, y δ_{mat} (tenacidad a la fractura característica, en términos de $CTOD$) para expresar la resistencia del material a la fractura, siguiendo los conceptos de la MFEP, están basados en el mismo marco básico.

En paralelo, han sido desarrollados [23] [24] [25] [26], los llamados métodos de ensayo de mecánica de fractura “unificados” que permiten al usuario determinar la tenacidad a fractura elásto-plástica para cada muestra analizada en términos de los valores críticos de cualquiera de los parámetros: integral- J o $CTOD$. La experiencia muestra que los márgenes de error son en general más altos cuando se utiliza $CTOD$, como el parámetro de tenacidad de los materiales. La razón de esto puede estar ligada a la definición de d_I en BS 7910: 2005:

$$\delta_I = \frac{K_I^2}{X\sigma_Y E} \quad (2.8)$$

donde X es (de acuerdo con BS 7910: 2005) un factor (generalmente de valor entre 1 y 2) influenciado por las constricciones de la punta de la grieta y la geometría y por la capacidad de endurecimiento por deformación del material. Desafortunadamente, BS 7910: 2005 no daba consejos claros sobre cómo determinar X que no sean mediante la realización y análisis del componente estructural para derivar los valores aplicados de K_I y d_I . Esto implica que el mismo valor de X también se

puede derivar de la tenacidad a fractura del material, calculado directamente a partir de una comparación de J_{mat} y δ_{mat} , es decir:

$$X = \frac{J_{mat}}{\sigma_Y \delta_{mat} (1 - \nu^2)} \quad (2.9)$$

Sin embargo, no es seguro que los valores de X , calculados de esta manera, sean equivalentes. En la práctica, por lo tanto, se utiliza generalmente un valor predeterminado $X = 1$ en la ecuación (2.8) cuando el usuario sólo tiene disponibles los datos del ensayo *CTOD*.

En la nueva edición (2013) de BS 7910, la contradicción potencial entre los cálculos de K -basados en J y *CTOD*, se resuelve mediante el cálculo de la fuerza motriz de la grieta en términos de K_I solamente, y la resistencia de los materiales en términos de K_{mat} , que se puede derivar de K_{IC} , J (K_J) o *CTOD* (K_{CTOD}) según corresponda. K_J se calcula directamente a partir de J como:

$$K_J = \sqrt{\frac{EJ_{mat}}{(1 - \nu^2)}} \quad (2.10)$$

y K_{CTOD} como:

$$K_{CTOD} = \sqrt{\frac{m\sigma_Y\delta_{mat}E}{(1 - \nu^2)}} \quad (2.11)$$

El coeficiente m se relaciona con las propiedades de tracción del material (en ensayos realizados a la misma temperatura que los correspondientes a los ensayos de fractura) de acuerdo con:

$$m = 1.517 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_U} \right)^{-0.3188} \quad (2.12)$$

Esta ecuación (2.12) (derivada de los procedimientos SINTAP y FITNET europeos) es aplicable a la gama de $0.3 < (\sigma_Y/\sigma_U) < 0.98$, y para geometrías de alta constricción (por ejemplo, probeta SENB, profundamente entallada, o compacta *CT*); si la ecuación (2.12) no se puede aplicar, se utiliza $m = 1.5$. El uso de la ecuación (2.12) se destina principalmente para los casos en que sólo se dispone de datos *CTOD*, por ejemplo análisis basados en datos históricos; se prevé que la integral- J (o K_{IC} , en su caso) debe determinarse directamente en las futuros ensayos llevados a cabo como parte de un análisis para BS 7910 (cabe señalar que los

procedimientos de prueba para derivar J y $CTOD$ son esencialmente idénticos y que sólo los métodos de cálculo son diferentes).

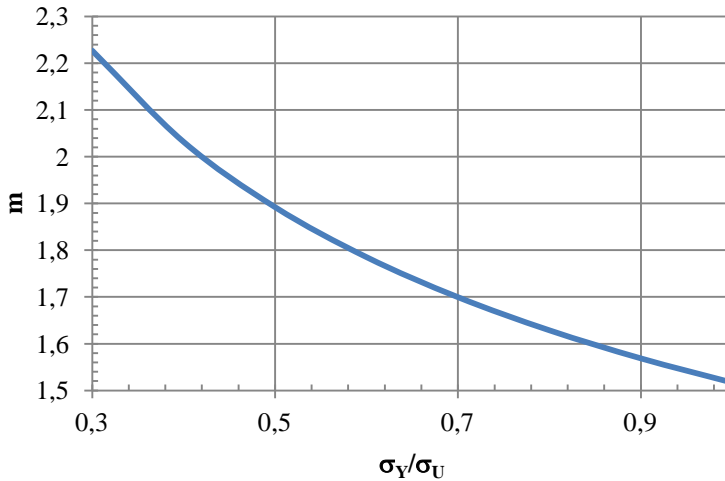


Figura 2.7 Relación entre las propiedades de tracción y el parámetro 'm' para el cálculo de K_{CTOD}

Las propiedades de tracción de los aceros varían con la temperatura, por lo que es esencial que se obtengan a la misma temperatura a la que se obtuvo δ_{mat} . En su defecto, se ofrece orientación para derivar los valores adecuados, de los datos obtenidos a temperatura ambiente. Dado que no es habitual determinar el módulo de elasticidad (E) durante el ensayo de tracción (se requiere instrumentación especial), también se proporciona una tabla de valores estándar de E a diferentes temperaturas.

La figura 2.7 muestra las implicaciones de la ecuación (2.12). Para materiales con una baja relación σ_Y/σ_U (como aceros inoxidables austeníticos por ejemplo), m puede ser tan alto como 2,2, pero para aceros de alta resistencia, como los tratados en esta Tesis, donde σ_Y/σ_U es alto, se utilizaría un valor en torno a 1,5. Cabe señalar que, independientemente de los supuestos que se hacen en cuanto al valor de m , los futuros análisis de BS 7910 tenderán a seguir la tendencia de los análisis basados en J y por lo tanto tendrán márgenes de seguridad más pequeños que los análisis previos, basados en $CTOD$. En otras palabras, a partir del nuevo procedimiento se calcularán tamaños de defectos tolerables ligeramente superiores.

Hasta el momento actual las Sociedades de Clasificación no han sugerido ninguna modificación sobre las especificaciones y/o los criterios a utilizar a partir de las nuevas normas. Las propiedades de tenacidad que se exigen, tanto en resistencia al impacto (ensayo Charpy V) como en tenacidad a la fractura (ensayo *CTOD*), son elevadas y no son fáciles de cumplir con los aceros y tratamientos térmicos convencionales.

2.5 Cadenas de líneas de fondeo

En puntos anteriores hemos visto de forma general los componentes de una línea de fondeo, aunque para la presente Tesis, voy a analizar únicamente un componente de las líneas de fondeo que son las cadenas. Las cadenas son elementos que requieren un alto grado de tecnología para su diseño y fabricación. En las normas actuales, se marca como pauta principal dos tipos de cadenas con unas dimensiones preestablecidas, que son las cadenas con concreto y sin concreto.



Figura 2.8(a) Diseño de cadena con concreto

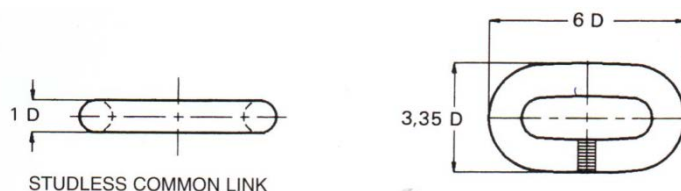


Figura 2.8(b) Diseño de cadena sin concreto.

En los comienzos de la industria offshore, el único modelo de cadena existente era la cadena con concreto, pero a comienzo de los años 90 y debido a la exploración en aguas más profundas en las que era necesario reducir el peso de la catenaria, se investigó un nuevo modelo de cadena con el 80 % de resistencia de carga que era la cadena sin concreto. Esta cadena sin concreto permite reducir el peso en un 10% respecto a la cadena con concreto. La nueva geometría de los eslabones, ha supuesto también que se ha hecho necesario un análisis para determinar en cada uno de los modelos de cadena las zonas de máxima tensión en el eslabón

para condiciones de carga máxima. Para fabricar eslabones de cadena en ambos diseños (con y sin concreto) se debe tener en cuenta las deformaciones permanentes que se producen en los distintos procesos de fabricación de forma que al final del proceso la geometría de los eslabones cumpla con los valores nominales de dimensiones que se muestran en las figuras 2.8 (a) y (b).

2.6 Materiales en las líneas de fondeo

Los dos parámetros más importantes que caracterizan los distintos materiales de las líneas son el peso y la elasticidad. Por ejemplo, para una carga típica de 10.000 KN (minimum break strength), los valores de peso y elasticidad se presentan en la tabla 2.6 adjunta.

	Peso (Kg/m) en aire	Ø (mm)	E (N/mm ²)
Cadena con concreto R4	228	102	5.25 E4
Cable acero (spiral strand wire rope)	57	105	1.13 E5
Polyester	23	175	1E41.7E4
Aramiditas	12	120	7.3E41.15E5
HMPE (High Modulus Polyethylene)	8.4	125	9E41.05E5

Tabla 2.6 Caracterización de los distintos componentes de una línea de fondeo.

Grados de cadena

En la industria Offshore se usan las siguientes calidades de cadena:

- Grado R5: 1000 MPa
- Grado R4: 860 MPa.
- Grado R3S: 770 MPa.
- Grado R3: 690 MPa.
- Grado ORQ (oil rig quality): 641 MPa.

En la industria naval:

- Grado 1: Cadena de 40 Kg/mm²
- Grado 2: Cadena de 50 Kg/mm²
- Grado 3: Cadena de 70 Kg/mm²

Tipos de fibras sintéticas

- Polyester (Trevira, Diolen, Seaguard)
- Aramidas (Kevlar, Twaron)
- HMPE, High Modulus Polyethylene (Dynema, Spectra)

Una vez tratadas, las cadenas se someten a una carga de prueba de acuerdo con los algoritmos que se presentan en la tabla 2.7 adjunta.

	Grade R3	Grade R3S	Grade R4	Grade R4S	Grade R5
Carga de Prueba con concreto (kN)	$0,0156d^2$ (44-0,08d)	$0,0180d^2$ (44-0,08d)	$0,0216d^2$ (44-0,08d)	$0,0240d^2$ (44-0,08d)	$0,0251d^2$ (44-0,08d)
Carga de prueba sin concreto (kN)	$0,0156d^2$ (44-0,08d)	$0,0174d^2$ (44-0,08d)	$0,0192d^2$ (44-0,08d)	$0,0213d^2$ (44-0,08d)	$0,0223d^2$ (44-0,08d)
Carga de rotura (kN)	$0,0223d^2$ (44-0,08d)	$0,0249d^2$ (44-0,08d)	$0,0274d^2$ (44-0,08d)	$0,0304d^2$ (44-0,08d)	$0,0320d^2$ (44-0,08d)
Siendo d el diámetro nominal de la cadena					

Tabla 2.7 Algoritmos para el cálculo de la carga de prueba y rotura para cadenas de líneas de fondeo

Referencias

- [1] Healy J, and Billingham J, 'High strength steels – a viable option for offshore designs', Euroforum Conference – Latest Innovations in Offshore Platform Design and Construction, London 1996
- [2] DNV, Offshore Standard DNV-OS-E302, October 2008, Det Norske Veritas
- [3] Billingham J, 'Steel—A Versatile Advanced materials in marine Environments', Ironmaking and Steelmaking, Vol.21, No.6, 452, 1994
- [4] ASTM E112 - 2013 Standard Test Methods for Determining Average Grain Size.
- [5] Billingham J, Sharp J V, Spurrier J and Kilgallon P J, Review of the performance of high strength steels used offshore, School of Industrial and Manufacturing Science Cranfield University Cranfield Bedfordshire MK43 0AL (2003), ISBN 0 7176 2205 3
- [6] Billingham J, Healy J, and Bolt H, 'High strength steels – the significance of yield ratio and work hardening for structural performance', Marine Research Review 9, published MTD 1997, ISBN 1-870553-27-6
- [7] Willcock R T S, 'Yield: Tensile Ratio and Safety of High Strength Steels', HSE Report, Mat R108, 1992.
- [8] Hodgson J, Boyd GM. Brittle fracture in welded ships. Inst Naval Archit 1958; 100(3): 141-80.
- [9] Shank ME. A critical survey of brittle failure in carbon plate steel structures other than ships. Welding Research Council Bulletin, No. 17, 1954.
- [10] L. C. A. Folch and F. M. Burdekin "Application of coupled brittle–ductile model to study correlation between Charpy energy and fracture toughness values" Engineering Fracture Mechanics 63 (1999) p. 57-80
- [11] UNE-EN 10025-6:2007+A1: 2009 Productos laminados en caliente de aceros para estructuras. Parte 6: Condiciones técnicas de suministro de los productos planos de aceros estructurales de alto límite elástico en la condición de templeado y revenido
- [12] Burdekin, F.M. and Stone, D.E.W., "The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials." Journal of Strain Analysis, Vol. 1, 1966, pp. 144-153.
- [13] Burdekin, F.M. and Dawes, M.G., "Practical Use of Linear Elastic and Yielding Fracture Mechanics with Particular Reference to Pressure Vessels." Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers Conference, London, May 1971, pp. 28-37.
- [14] Dawes, M.G., "Fracture Control in High Yield Strength Weldments" Welding Journal, Vol. 53, 1974, pp. 369-380.
- [15] Wells, A.A., "Application of Fracture Mechanics at and Beyond General Yielding." British Welding Journal, Vol 10, 1963, pp. 563-570.
- [16] Anderson, T.L., Fracture mechanics, Second Edition CRC Press, ISBN 0-8493-4260-0 1995
- [17] PD 6493 British Standards guidance document ('Guidance on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures'), first published in 1980 and revised in 1991
- [18] BS 7910:2005, Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures (including Amendment 1, 2007)
- [19] R6: Assessment of the Integrity of Structures containing Defects, Revision 4,

-
- 2001, EDF Energy, Gloucester, UK.
- [20] FITNET Fitness-for-Service (FFS) - Procedure (Volume 1) ISBN 978-3-940923-00-4, Koçak, M., Webster, S., Janosch, J.J., Ainsworth, R.A., Koers, R., and Annexes (Volume 2) ISBN 978-3-940923-01-1, Koçak, M., Hadley, I., Szavai, S., Tkach, Y., Taylor, N., printed by GKSS Research Center, Geesthacht, 2008.
- [21] SINTAP, Structural integrity assessment procedures for European Industry, 1999.
- [22] Hadley, I., Pisarski H. G., Overview of BS 7910:2013, ESIA12, 12th International Conference on Engineering Structural Integrity Assessment, May 2013, Manchester, UK
- [23] BS 7448-1:1991, Fracture mechanics toughness tests. Method for determination of KIC, critical CTOD and critical J values of metallic materials
- [24] ASTM E1820-13, Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness: ASTM International, 2013
- [25] ISO 12135:2002: Metallic material – Unified method of test for the determination of quasi-static fracture toughness. First Edition. 2002-12-01.
- [26] ESIS P2-92: ESIS Procedure for Determination the Fracture Behaviour of Materials. European Structural Integrity Society-ESIS, Technical Committee I: Elastic-Plastic Fracture. Subcommittee I.4: Fracture Mechanics Testing Standards. ESIS Office, c/o Materials Laboratory, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands. January 1992

Sujetos a confidencialidad

Capítulo 3: El diseño de los aceros de alta resistencia para líneas de fundeo

Capítulo 4: Soldadura a tope por chisporroteo

Capítulo 5: El tratamiento térmico PWHT

Capítulo 6: Comportamiento en fatiga

Conclusiones y Líneas de Investigación Futuras

7.1 Conclusiones Finales

A continuación se recogen, a modo de reflexión final, las principales conclusiones obtenidas en los distintos capítulos de esta tesis doctoral, cuyo objetivo último ha sido presentar la satisfacción en el comportamiento en corrosión-fatiga, en condiciones reales de servicio, de cadenas de líneas de fondeo que se utilizan en plataformas flotantes, tal y como operan en servicio, en su consideración de elementos de seguridad.

Parece conveniente comenzar estas páginas haciendo explícitas las tres premisas tecnológicas básicas que han guiado toda nuestra investigación. La primera es el diseño de una composición química y por lo tanto de la sinergia entre elementos de aleación, que han permitido, de forma económica, garantizar la posibilidad de obtención de unas propiedades mecánicas de alta resistencia en componentes estructurales de gran espesor.

La segunda premisa, se refiere al análisis de la soldadura a tope por chisporroteo y la caracterización y comprensión de los cambios estructurales y microestructurales que experimenta la línea de soldadura y la zona afectada por el calor para ser tenidos en cuenta en la regeneración posterior.

Finalmente, la tercera premisa ha consistido en el análisis teórico y del estado del conocimiento, del tratamiento de regeneración posterior PWHT, encaminado al reconocimiento de los esquemas de razonamiento que son propios de nuestra ciencia de materiales, relacionando microestructura con propiedades mecánicas.

De modo esquemático pueden identificarse los siguientes aspectos más sobresalientes del trabajo realizado:

- A. La función de los sistemas de fondeo en la industria Oil & Gas es mantener la posición de las estructuras flotantes, dentro de los límites que garanticen la seguridad de las personas, la integridad de las instalaciones y la protección del medio ambiente durante la vida útil de los proyectos. Una pérdida de la posición debida a el fallo de una o múltiples líneas podría tener efectos catastróficos, además de enormes pérdidas económicas.
- B. Se ha incrementado la profundidad de las aguas, y el tamaño y complejidad de los sistemas ha crecido de forma notable. El desarrollo de los proyectos se ha dilatado en tiempo debido a esta complejidad y el periodo de maduración de un proyecto desde el descubrimiento del yacimiento hasta el comienzo de la fabricación ha pasado de cinco a siete años y continúa acrecentándose. Este incremento en el periodo de maduración se debe a la complejidad de los diseños y el aumento de los requisitos de ingeniería y fabricación, debido al análisis y a las lecciones aprendidas de los proyectos en producción.
- C. Actualmente hay una creciente demanda de componentes estructurales más ligeros, fabricados con aceros de más altas resistencias mecánicas. Esta demanda también afecta a las plataformas marinas, y por supuesto a los aceros para líneas de fondeo. La principal ventaja de utilizar estos aceros de alta resistencia (HSS) es su mayor ratio de resistencia al peso, generando ahorros resultantes en los costos de materiales y en los plazos de construcción debido a importantes reducciones de peso.
- D. Cuando nos acercamos a los aceros de más alta resistencia las Sociedades de Clasificación, a medida que aumentan las especificaciones de resistencia mecánica, incrementan las especificaciones de tenacidad, tanto en ensayos de impacto Charpy V de control de calidad, como en ensayos de fractura en las homologaciones de productos. Esta premisa genera una gran

complejidad para conseguir las propiedades solicitadas, especialmente en las zonas soldadas.

- E. El diseño de la composición química de los aceros de alta resistencia con soldadura a tope por chisporroteo en base a los principios metalúrgicos seleccionados se concreta en:
- a. disminución del contenido en carbono, respecto a los aceros de resistencia $C=0.2\%$;
 - b. disminución del tamaño de grano (martensita y/o bainita) para dar mayor resistencia y una mayor dureza con microaleación Al ya conocida y el uso de V, de especial interés en la zona afectada, para inducir a la recristalización con el recalcado del proceso de soldadura;
 - c. disminución del porcentaje de impurezas (S, P, O) para aumentar la tenacidad en particular y el uso de tecnología limpia de acero en horno de cuchara y la desgasificación al vacío.
 - d. aumento crítico de la aleación con Ni, Cr, Mo para mejorar la templabilidad y dar estructura resistente, mediante la transformación martensítica $\gamma \rightarrow \alpha'$ y bainítica.
- F. La soldadura por chisporroteo a tope en grandes espesores es generadora de irregularidades microestructurales y defectos metalúrgicos no deseables. La fuente de calor de la soldadura produce en los aceros de bajo carbono una segregación peritética difícil de corregir, que ha sido analizada de forma original en esta Tesis Doctoral.
- G. La línea de soldadura presenta una zona con ligera pérdida de carbono y de elementos de aleación, y consecuentemente de templabilidad. Esta templabilidad ha sido medida mediante el ensayo Jominy de la línea soldada, por primera vez constituyendo una aportación original de esta Tesis.
- H. La regeneración posible de la estructura de la soldadura y la zona HAZ se concreta en el tratamiento térmico PWHT e doble temple y revenido, en el que el primer temple tiene como finalidad conseguir la máxima difusión de los elementos químicos de las pequeñas segregaciones, en el proceso de homogenización con un calentamiento de austenización a la mayor temperatura posible, seguido de un temple enérgico en agua que se ha desarrollado

especialmente para esta aplicación y la regeneración microestructural debe consistir en una fina estructura de martensita + bainita con finos carburos bien distribuidos, sin alineaciones preferenciales con una cantidad de dislocaciones en torno a 10^{10} cm^{-2} .

- I. De especial importancia son las aportaciones originales en el análisis experimental, en fase industrial, de la fragilidad inducida durante el enfriamiento del revenido que nos han permitido conocer las razones de la pérdida de tenacidad al impacto como consecuencia de las alineaciones y agrupaciones preferenciales de carburos, debidas al enfriamiento lento después del revenido incluso con aceros de muy alto contenido en molibdeno.
- J. Finalmente y a modo de conclusión general los resultados de corrosión-fatiga de componentes reales, realizados en agua de mar han demostrado un aumento del $\approx 20\%$ en la vida a fatiga de componentes, que las propias Sociedades de Clasificación han entendido como originales y aprobadas para las líneas de fondeo fabricadas con el desarrollo tecnológico expuesto en la presente Tesis Doctoral.

7.2 Trabajo Futuro

Se sugiere que el futuro trabajo de investigación, para mejorar la integridad estructural de las líneas de fondeo incluya:

1. Los aceros de alta resistencia diseñados, son materiales estructurales atractivos para las aplicaciones estudiadas, por su excelente combinación de resistencia y tenacidad, que se alcanza con los tratamientos térmicos propuestos, pero su utilización en estructuras expuestas a la corrosión bajo tensión y especialmente al hidrógeno debe ser juiciosamente analizada y caracterizada. Como es bien sabido, el hidrógeno degrada la resistencia y particularmente la ductilidad de los aceros Ni-Cr-Mo, especialmente en situación de triaxialidad y concentración de tensiones. Aunque ya se llevan a cabo importantes investigaciones al respecto, resulta de especial interés la caracterización detallada de las propiedades de ductilidad y tenacidad a fractura en medios hidrogenados de estos aceros y especialmente investigar las claves que puedan permitir aumentar las tensiones que se pudieran utilizar en los ingenios flotantes.

2. Las investigaciones que se contemplan en esta Tesis terminan en el acero de grado R5 con resistencia a tracción >1000 MPa y se apunta la posibilidad de crear aceros de resistencias mayores a 1100 ó 1200 MPa, R5S o R6, en cuyas investigaciones resultaran de gran utilidad los objetivos alcanzados pero no se nos oculta la enorme dificultad que puede significar el aumento de tenacidad demandado y las propiedades de corrosión bajo tensión o en hidrógeno estarán seriamente afectadas, por lo que será necesario investigaciones que permitan

3. Hemos realizado ensayos de fatiga de componentes, pero no sabemos muy bien cuál es la duración en la vida total de la nucleación de la corrosión-fatiga y cual la de crecimiento de grieta. Las investigaciones previas realizadas por Pérez Mora[1] en su Tesis Doctoral, con la colaboración de Palin-Luc, Bathias, Paris y Arana [2] son originales pero están realizadas en laboratorio, con probetas de muy pequeño tamaño y en condiciones de frecuencia gigacíclica muy superior a la real de la situación marina. Por ello, aun considerando interesantes las estimaciones del factor de intensidad de tensiones en modo I para defectos superficiales hemisféricos (pits) en la simulación de la línea de olas, que se realizaron, creemos que se debe continuar con investigaciones sobre cadenas con la superficie real de forja y tratamiento térmico.

Referencias

- [1] R. Perez Mora, *Study of the fatigue strength in the gigacycle regime of metallic alloys used in aeronautics and off-shore industries*, École doctorale 432 : Sciences et Metiers de l'ingénieur, Doctorat ParisTech THÈSE (Sep. 2010)
- [2] Thierry Palin-Luc, Rubén Pérez-Mora, Claude Bathias, Gonzalo Domínguez, Paul C. Paris, Jose Luis Arana, *Fatigue crack initiation and growth on a steel in the very high cycle regime with sea water corrosion*, *Engineering Fracture Mechanics* 77 (2010) 1953–1962



erman ta zabal zazu



Universidad
del País Vasco

Euskal Herriko
Unibertsitatea