BOLETÍN TÉCNICO DE INGENIERÍA

Diciembre 2023
Número 25

ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIEROS DE ARMAS NAVALES

(ETSIAN-JEPER-DIENA)

MINISTERIO DE DEFENSA

Catálogo de Publicaciones de Defensa
https://publicaciones.defensa.gob.es

Catálogo de Publicaciones de la Administración General del Estado
https://cpage.mpr.gob.es

publicaciones.defensa.gob.es
cpage.mpr.gob.es

Edita:

MINISTERIO DE DEFENSA
SUBSECRETARÍA DE DEFENSA
SECRETARÍA GENERAL TÉCNICA

Paseo de la Castellana 109, 28046 Madrid

© Autor y editor, 2023

NIPO 083-17-203-7 (impresión bajo demanda)
Depósito legal M 19552-2023

NIPO 083-17-202-1 (edición en línea)
ISSN 2659-6458 (edición en línea)

Fecha de edición: diciembre 2023
Maqueta e imprime: Imprenta Ministerio de Defensa

Las opiniones emitidas en esta publicación son de exclusiva responsabilidad del autor de la misma.
Los derechos de explotación de esta obra están amparados por la Ley de Propiedad Intelectual. Ninguna de las partes de la misma puede ser reproducida, almacenada ni transmitida en ninguna forma ni por medio alguno, electrónico, mecánico o de grabación, incluido fotocopias, o por cualquier otra forma, sin permiso previo, expreso y por escrito de los titulares del copyright ©.

A NUESTROS COLABORADORES

El acuse de recibo de los artículos enviados por nuestros estimados colaboradores no supone, por parte del BOLETÍN, compromiso de publicación. Normalmente no se devolverán los originales ni se sostendrá correspondencia sobre ellos hasta transcurridos seis meses de la fecha de su recibo, en cuyo momento el colaborador que los desee podrá reclamar la devolución.

Los originales habrán de ser inéditos, escritos en *Word* y se entregarán por vía informática (*Internet*, *Lotus Notes*) o grabados en CD. La extensión del texto no sobrepasará las seis páginas y se presentará escrito a un espacio. La Redacción se reserva la aplicación de las correcciones ortográficas o de estilo que considere necesarias.

Las siglas y acrónimos se aclararán con su significado completo la primera vez que se utilicen (excepto las muy conocidas: ONU, OTAN, etc.) y deben corresponder a su versión en español cuando la haya (OTAN en lugar de NATO, Marina de los Estados Unidos en vez de *US Navy*, etcétera).

Las fotografías, gráficos e ilustraciones se acompañarán con un pie o título y tendrán una resolución de 300 dpi como mínimo, preferiblemente en formato JPG. Si no son del propio autor, se citará su procedencia y el autor realizará los trámites precisos para que se autorice su publicación. El BOLETÍN no se responsabilizará del incumplimiento de este requisito. Las ilustraciones enviadas en papel pasarán a formar parte del archivo del BOLETÍN y solo se devolverán en casos excepcionales.

Se citará la bibliografía consultada.

Al final del artículo se incluirá el nombre y apellidos del autor, su categoría o profesión, el NIF, la dirección completa, con distrito postal, el número de teléfono y su dirección de correo electrónico.

Maquetación:
Mª José Pizarro García

ARMADA

Índice

EDITORIAL Pág. 2

ESTUDIO DE DUREZA Y OTRAS PROPIEDADES ESPADAS EUROPEAS SIGLOS X/XI (A) (B) Y (C) Pág. 4
CN (CIA) DR. D. Jesús Ibarz Fernández

REFLEXIONES DE INTERÉS SOBRE CIERTOS ASPECTOS CLAVE EN LA CALIFICACIÓN DE ELEMENTOS CRÍTICOS SAFETY Pág. 42
CN (CIA) DR. D. Pedro Antonio Casas Alcaide

FUNDAMENTOS CFD DE APLICACIÓN EN INGENIERÍA IV: GESTIÓN DE INCERTIDUMBRES Pág. 55
CC (CIA) DR. D. Julio Manuel Pernas Urrutia

ANÁLISIS DE SEGURIDAD DE LOS SISTEMAS FUNCIONALES; MÉTODO «BOTTON-UP» Y MÉTODO «TOP-DOWN» Pág.68
CC (CIA) DR. D. Raúl Villa Caro
DRA. Dª Maria Penedo Baeza
Dª Sonia Bellón Pose

ANÁLISIS DE LOS CRITERIOS DE ESTABILIDAD DE SEGUNDA GENERACIÓN (SGISC) PARA EVALUAR LA VULNERABILIDAD A LA ZOZOBRA DE UNA EMBARCACIÓN Pág. 77
Dª Sandra Patricia Carrillo Castellanos
CN (CIA) (R) DR. D. José María Riola Rodriguez

BIBLIOGRAFÍA: Pág. 91
Leandro Torres Quevedo

FE ERRATA: En el anterior Boletín, en el índice decía:

ESTUDIOS DE ESPADA EUROPEA CON INFLUENCIA CAROLINGIA-VIKINGA. SIGLOS X/XI Pág. 4
CN (CIA) DR. D. Jesús Ibarz Fernández

Debe decir:

ESTUDIO DE ESPADA EUROPEA SIGLOS X/XI Pág. 4
CN (CIA) DR. D. Jesús Ibarz Fernández

Foto portada: «Preparación de la botadura del navío San Idelfonso», Augusto Ferrer-Dalmau
Fuente: Museo Naval

75 ANIVERSARIO 1944 2019
ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIEROS DE ARMAS NAVALES
ETSIAN

EDITORIAL

El Capitán de Navío del Cuerpo de Ingenieros
Comandante-Director de la ETSIAN
D. JESÚS IBARZ FERNÁNDEZ

Estimados amigos y compañeros

Me complace presentaros una vez más este Boletín Técnico de Ingeniería.

Nos encontramos en un entorno en constante evolución, donde la formación continua se hace esencial para estar al día con los avances tecnológicos y las mejores prácticas en Ingeniería.

La colaboración entre la industria civil y nuestra organización es de vital importancia. Al cooperar con expertos de la industria, podemos aprender de su experiencia y conocimientos y aplicar esta experiencia a nuestros proyectos.

Una organización con personal altamente capacitado en Ingeniería de Sistemas puede abordar proyectos más complejos y avanzados, lo que a su vez puede llevar a mayores oportunidades y logros. La Armada es consciente de las bondades de la Ingeniería de Sistemas y por eso nos hemos esforzado en formar a nuestros alumnos en esta materia. Esta metodología se ha convertido en una herramienta clave para la innovación y el progreso en la industria.

Actividades realizadas en la ETSIAN como la pasada jornada del 16MAY23: «Liderazgo de la Armada en la Modelización e Ingeniería de Sistemas: Alianza ETSIAN e INCOSE como modelo de éxito», permiten tanto adquirir nuevos conocimientos en distintos ámbitos, como establecer relaciones de confianza duraderas con nuestros colaboradores. Seguimos siendo los primeros entre los Ejércitos en poder certificar nuestra formación por INCOSE. Es para nosotros un orgullo haber formado en 2022 y 2023, a un total de 34 ingenieros de la Armada en Ingeniería de Sistemas y a 8 ingenieros de la Armada en Ingeniería de Sistemas basada en Modelos.

En otro orden de cosas, quiero hablaros de una colaboración de la ETSIAN con el INTA. El programa ExoMars, proyecto de la European Space Agency (ESA), tiene como objetivo abordar la cuestión de la existencia de vida en Marte. El programa consta de dos misiones. La segunda de ellas, prevista en 2028, está compuesta por un Rover y un módulo de superficie. El Rover viajará a través de la superficie marciana para buscar signos de vida.

En las instalaciones del Instituto Nacional de Técnica Aeroespacial Esteban Terradas (INTA) se está desarrollando un Rover multipropósito con el fin de realizar las pruebas antes de su montaje definitivo en los modelos de tierra y vuelo. La ETSIAN, en colaboración con el INTA, ha desarrollado y fabricado diversos componentes correspondientes a la zona de rodaje de dicho Rover. Gracias a los conocimientos en resistencia

de materiales y cálculo de estructuras y a las Impresoras 3D del proyecto Aula 4.0, se pueden fabricar piezas con materiales compuestos que ofrecen una capacidad estructural superior a los plásticos convencionales. Las piezas aportadas en este caso por la ETSIAN tienen las prestaciones de una buena aleación de aluminio aeronáutico. Las piezas están compuestas de Onyx (nylon reforzado con microfibra de carbono) y refuerzo de Fibra de Carbono.

Estamos listos para recibir a los alumnos que cursan por primera vez el nuevo Currículo de Formación y estamos con la tercera promoción del Máster en Ingeniería de Armas Navales.

Próximamente asistirán 12 oficiales de la Armada Colombiana al curso de «Principios de Ingeniería de Sistemas» y también conocerán de primera mano las capacidades humanas, tecnológicas y organizativas de la ETSIAN en materia de I+D+i en Armas Navales.

Está a punto de publicarse, si todo va bien, la convocatoria del Curso de Doctorado en Ingeniería de Armas Navales, ya aprobado por Consejo de Universidades.

En este Boletín incluyo también una pequeña aportación mía con el «ESTUDIO DE DUREZA Y OTRAS PROPIEDADES ESPADAS EUROPEAS SIGLOS X/XI (A) (B) Y (C)», donde hago una serie de observaciones sobre la utilidad del estudio de las propiedades mecánicas del acero, en concreto de la dureza que nos puede dar bastantes pistas sobre la factura de estas armas. Desde mi punto de vista es muy didáctico e intuitivo. Nos enfrenta a un caso real y algo sencillo, y cómo la dureza y la presencia de carbono, nos pueden decir mucho de una espada.

Y nada más, si no nos vemos aprovecho para felicitaros a todos vosotros estas próximas Navidades y os ruego que hagáis extensiva esta felicitación a vuestros familiares y seres queridos.

Un fuerte abrazo a todos.

ESTUDIO DE DUREZA Y OTRAS PROPIEDADES ESPADAS EUROPEAS SIGLOS X/XI (A) (B) Y (C)

CN (CIA) D. JESÚS IBARZ FERNÁNDEZ
Doctor Ingeniero Industrial
Ingeniero Aeronáutico

1. Introducción

Se entiende por dureza de un material a la resistencia que opone este a su deformación plástica permanente superficial ya sea por rayado o penetración. Siempre se cumple que la dureza de un material resulta inversamente proporcional a la huella que queda en su superficie al aplicarle una fuerza.

En este sentido, se puede definir también la dureza de un material como aquella propiedad de la capa superficial del material de poder resistir toda deformación elástica, plástica o destrucción debido a la acción de esfuerzos de contacto locales originados por otro cuerpo (llamado indentador o penetrador), más duro, de determinada forma y dimensiones, el cual no sufre deformaciones residuales durante el contacto.

Evidentemente se espera que una espada sea dura y flexible (facilidad que tiene esta para doblarse sin romperse). Dos propiedades contradictorias en casi todos los materiales. Lo que es duro suele ser frágil y lo que es flexible suele ser deformable plásticamente.

Cualquier espada, independientemente de su calidad, puede mellarse. Cualquier espada con la que se golpee una piedra o un árbol quedará mellada.

La mayor dureza en las espadas, se concentraba en el filo y la punta, donde se agrupaba el acero, cuando estaban formadas por diferentes partes. Esto es evidente puesto que estaban destinadas a cortar y pinchar. Un error muy común es pensar que se luchaba con el filo de la espada, esto es, utilizar el filo de la espada para parar los golpes del oponente.

En el cine se ha mostrado hasta la saciedad este tipo de esgrima, pero antiguamente los golpes se paraban con la parte plana de la hoja y únicamente se empleaba el filo si no se podía esquivarlos. En el cine se utilizan espadas especiales, el filo es de hasta 2 mm de espesor, por lo que son más difíciles de mellar.

Además, los combates en la antigüedad no eran los duelos largos que nos muestran las películas, a veces duraban segundos. En un combate y más aún en una batalla, donde la confusión era enorme, se hacían esfuerzos por aprovecharse del enemigo a toda costa.

Las espadas estaban destinadas a cortar carne y hueso, no a ser golpeadas contra otras espadas. Como era inevitable, después de varios combates la hoja acababa muy mellada, por lo que se llevaba la espada al herrero para que la reforjara.

Desde el periodo de las migraciones hasta la alta Edad Media, las espadas existentes eran bien forjadas por apilamiento aleatorio o forjadas por el método del patrón soldado. El método de apilamiento aleatorio consistía en ir amontonando distintos elementos de acero (duro) y hierro (dúctil) para dar un conjunto duro y flexible.

Posteriormente surgió la soldadura patrón en la que este apilamiento de hierro y acero se ejecutaban siguiendo un patrón determinado más organizado, y se entrelazaban láminas formando patrones visibles.

En el siglo X aparecería en Europa la soldadura/forja por laminación que desbancaría los modelos anteriores. Los herreros descubrieron cómo refinar el acero hasta el punto de poder hacer una hoja con muy pocas piezas y que estas ocuparan gran parte de la longitud de la hoja, en lugar seguir el proceso de soldadura

patrón. Este nuevo modelo reemplaza el sistema «pattern welding», por el sistema de las espadas forjadas a partir de unas pocas piezas de hierro y acero.

En estos modelos, incluido el de laminación, el hierro empleado es una masa porosa de hierro que se depura a base de martillazos en su forja, donde se elimina la escoria, gases y otras impurezas que pudieran estar en su interior. El hierro tiene el punto de fusión a los 1536°C y el bloomery u horno de floración no genera temperaturas lo suficientemente altas como para fundir el hierro y el acero. En la ferrería o bloomery la transformación de reducción empieza a los 600-700°C y alcanza los 1200-1250°C.

El culmen de este tipo de forja, de forja por laminación, o procedimiento de laminación consiste en que las espadas estén construidas por una única pieza de acero, acero de crisol y alto contenido en carbono. Entre estas hojas se encuentran las famosas hojas Ulfberht. Este acero de crisol, con los tratamientos térmicos adecuados, se convierte en un acero con mejores propiedades en la hoja que los logrados apilando hierro y acero o entrelazando láminas de patrones visibles de hierro y acero.

En este artículo se pretende hacer un análisis de espadas a las que tenemos acceso y hemos llamado espadas europeas siglos X/XI (A) (B) y (C).

Tomamos los datos de dureza de las espadas siglos X/XI (B) y (C) en el laboratorio de metalotecnia de la ETSIAN y la dureza de la espada que hemos llamado espada europea siglo X/XI (A) en el DEPARTAMENTO DE MATERIALES Y PRODUCCIÓN AEROESPACIAL, ETSIAE (ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIERÍA AERONÁUTICA Y DEL ESPACIO), UPM.

Estos datos los comparamos con datos disponibles de otras espadas medievales. Por supuesto no son altamente significativos como comentaremos más adelante. Veremos que de la dureza y de alguna prueba como el espectrógrafo de masas se pueden sacar conclusiones interesantes. Presentamos también parte de los estudios metalográficos de 44 ejemplares de espadas Ulfberht y la relación carbono dureza de 5 espadas medievales entre otros.

2. Consideraciones sobre la dureza y otras propiedades mecánicas de una espada medieval.

La dureza de la hoja de acero de una espada se puede medir por medio de la escala Rockwell (HRC) o Vickers (HV), ya daremos más detalles sobre estas mediciones.

Una espada con dureza 20 HRC si se emplea contra otra espada de la misma dureza, 20 HRC tendrá buen comportamiento. La dureza mínima de una espada está entre 20-40 HRC.

Si la espada 20HRC se enfrenta a otra espada 40 HRC, se mellará pero aguantará el envite.

Como hemos comentado antes, cuanto más dura es una hoja, más rígida se vuelve. Como en todo, es necesario encontrar un punto de equilibrio entre dureza y flexibilidad.

Una espada demasiado flexible y blanda puede ser tan ineficiente como una demasiado dura y rígida/frágil.

Si la hoja es muy flexible y blanda, esta será mellada o cortada por otra más dura o rígida.

Si la hoja es muy dura y rígida se puede quebrar o romper al recibir un golpe muy fuerte por otra espada, aunque esta sea más blanda o por otro objeto.

Utilizar una espada de una rigidez exagerada podría lesionar el brazo de quien la blande, puesto que el acero no absorbería nada de la fuerza de los impactos, transmitiéndose el impacto a las articulaciones del brazo que la sostiene.

En muchas espadas, la hoja tiene un valor de dureza en el centro inferior al del filo.

Como hemos comentado, si un espada de dureza 20HRC se enfrenta a otras espadas de más dureza, se mellará. Por lo general las espadas medievales de los siglos IX-X tienen durezas entre 20HRC y 40 HRC salvo hojas de excepcional calidad. Las de los siglos XIII-XIV pueden alcanzar mayores valores 45-52 HRC, puesto que ya la forja estaba más perfeccionada y finalmente la de siglo XVI, ya dejando la Edad Media, el Renacimiento podían alcanzar valores de 58 HRC.

Cuando se ejerce una fuerza sobre un material inicialmente se deforma y vuelve a su estado inicial en la fase elástica, después si se sobrepasa esa fase, es decir se ejerce más fuerza, se llega a la fase plástica, donde las deformaciones son permanentes y al final, si se supera la fuerza de esa fase, se llega a la rotura.

El comportamiento del acero ante las fuerzas que se le aplican (esfuerzos) y sus respuestas (deformaciones y/o rotura) y las zonas elástica y plástica se muestran en el diagrama curva esfuerzo-deformación

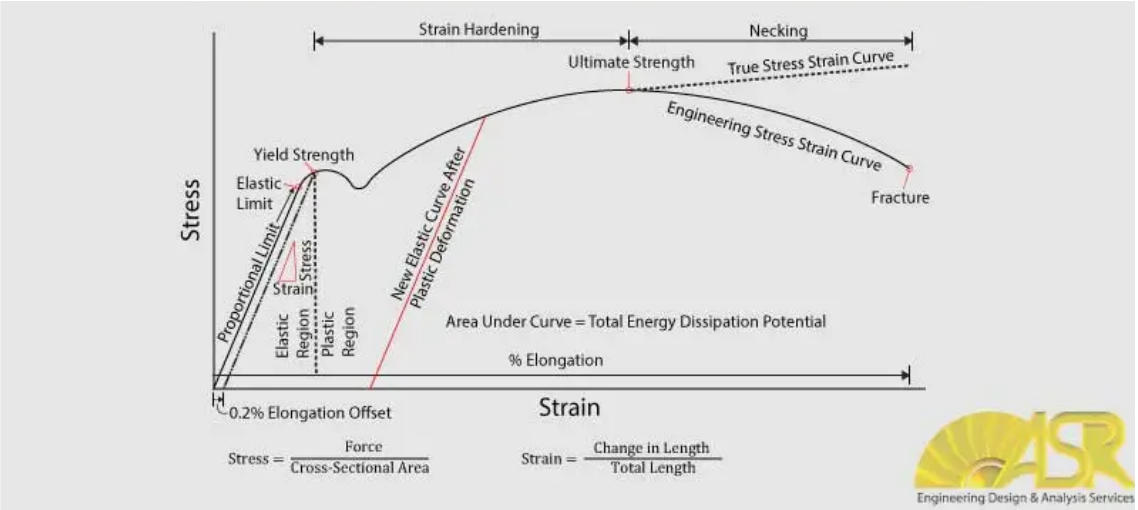


Figura 1. Curva tensión-deformación del acero. Stress Strain Curve Properties of Steel, Understanding Material Properties (Fuente: asrengineering.com[1])

Entre las distintas propiedades del acero se pueden citar:

La dureza, como hemos dicho antes, es la capacidad para resistir el cambio de una forma permanente debido a una tensión externa.

La plasticidad es la capacidad que tiene el acero de conservar su forma después de ser sometido a un esfuerzo. Esto es, la capacidad de sobrepasar su límite elástico bajo carga para deformarse de manera permanente sin fracturarse. Los aceros aleados con pequeños porcentajes de carbón son más plásticos. Y el hierro puro más. En la gráfica anterior significa tener una zona plástica muy amplia.

La fragilidad es la facilidad con la que el acero puede ser roto al someterse a un esfuerzo. Cuando el acero es aleado con un porcentaje alto de carbón, tiende a ser más frágil. Esto es, cuanto más carbono tiene, sin tratamientos térmicos especiales, más frágil es. Cuanto menor es la zona plástica y elástica, más frágil es el acero. Cuanta más fuerza debo hacer para deformar, mayor pendiente tendrá la curva. El acero cuanto más duro, mayor pendiente, pero si es corta la parte de la deformación, es más frágil. El que sea muy duro implica

[1] Properties of Steel. Understanding Material Properties (asrengineering.com), <https://asrengineering.com/2019/09/10/properties-of-steel/ >

que se requiere mucha fuerza para una deformación y eso implica fragilidad. Podemos decir que el acero es más frágil que el hierro puro, o el acero con bajo contenido en carbono.

La ductilidad es una propiedad que presentan algunos materiales, como las aleaciones metálicas o materiales asfálticos, los cuales bajo la acción de una fuerza, pueden deformarse plásticamente de manera sostenible sin romperse. En cierto modo es la propiedad inversa de la fragilidad. La ductilidad es mayor en el hierro que en el acero.

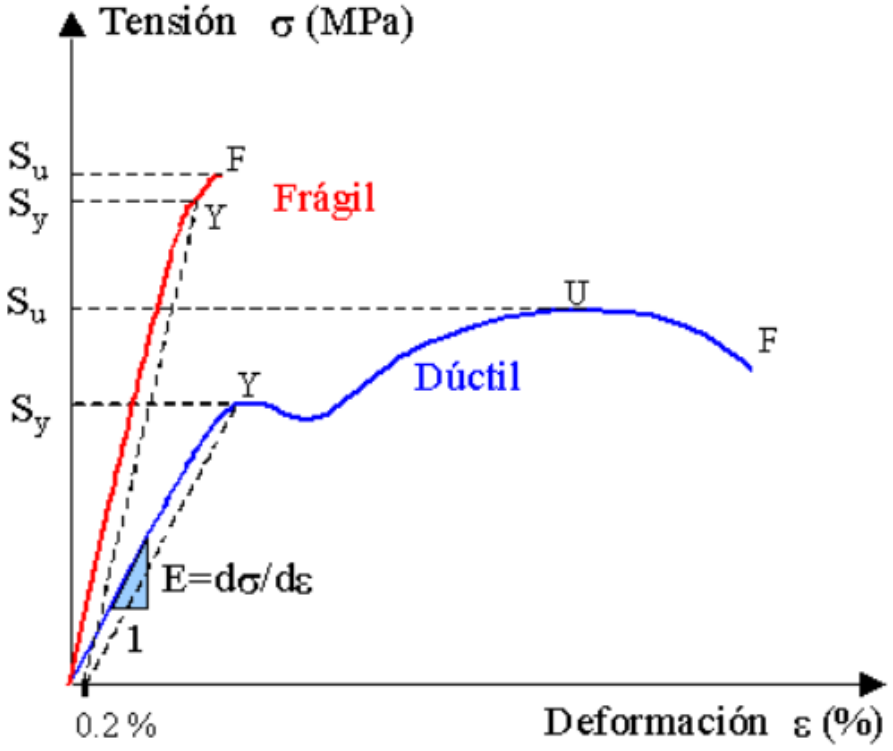


Figura 2. Curva tensión-deformación para un material frágil y un material dúctil.
(Fuente: Departamento de Ingeniería Mecánica y Construcción, de la Universidad Jaime I , 2006[2])

[2] Ensayo de tracción. Departamento de Ingeniería Mecánica y Construcción, de la Universidad Jaime I , 2006
< http://www.mecapedia.uji.es/pages/ensayo_de_traccion.html >

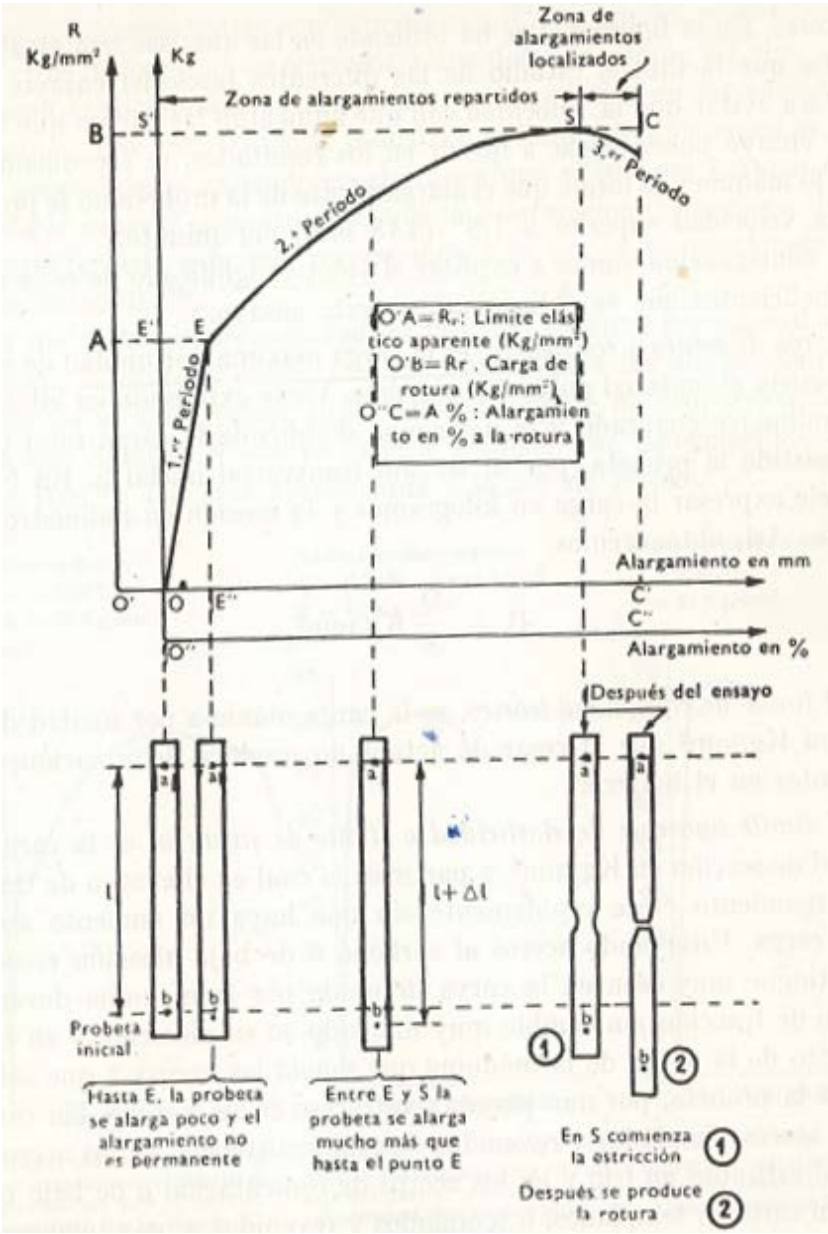


Figura 3. Curva tensión-deformación de un acero Estudio de los diferentes alargamientos que se producen en los ensayos durante el ensayo de tracción.
(Fuente Tratamientos térmicos de los aceros, capitulo XX ensayos de tracción. José Apráiz Barreiro [3])

Esta es la típica curva de deformación esfuerzo, en la que según sometemos a fuerzas el acero (en nuestro caso probetas) este se deforma, experimenta alargamientos repartidos o localizados y finalmente se rompe. Existen pruebas de laboratorio normalizadas desde que se estandarizan y cuantifican las propiedades del acero. Evidentemente no podemos sacar probetas de las espadas de las que disponemos sin romperlas. Este tipo de ensayos estaría fuera de nuestro alcance.

Debajo de la gráfica se muestra el comportamiento de las probetas en los sucesivos estadios.

[3] Tratamientos térmicos de los aceros, capitulo XX ensayos de tracción. José Apráiz Barreiro , Director de la Fábrica de Recalde de la S.A. Echevarria de Bilbao, 1964

El primer periodo sigue las leyes de Hooke (parte elástica), éste sería el tramo OE de la figura anterior, después nos encontramos en el segundo período, tramo ES, el de los alargamientos repartidos, el de los grandes alargamientos donde se produce deformación parmente, es la parte plástica.

El tercer periodo es el tramo SC de estricción, donde la carga al alcanzar cierto valor rompe la probeta.

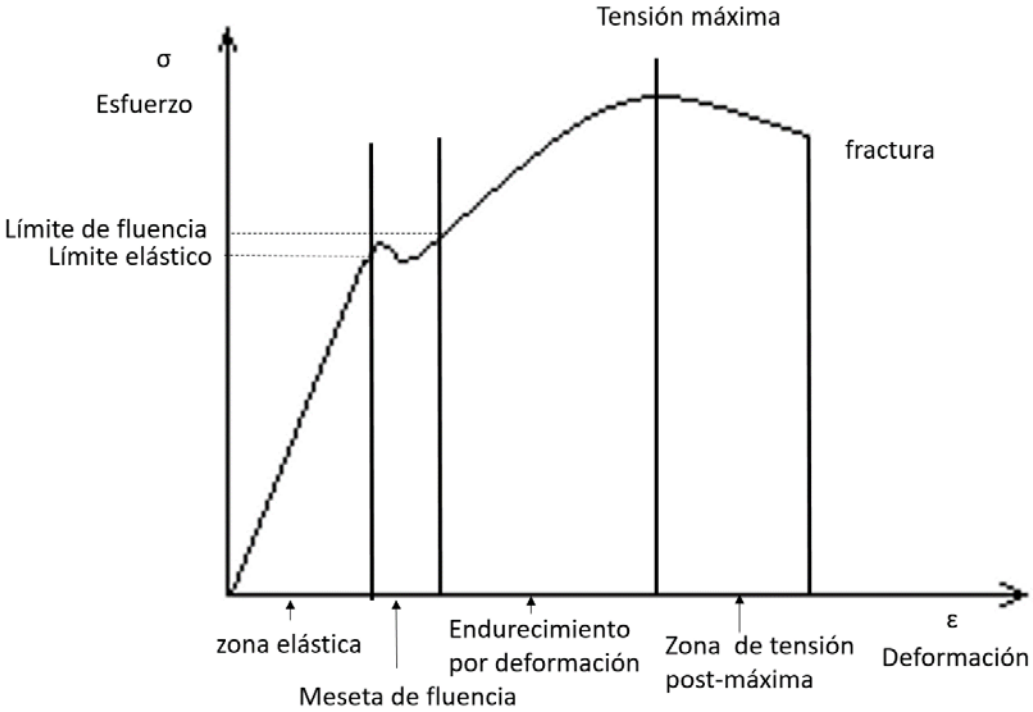


Figura 4. Curva tensión-deformación de un acero. (Fuente: el autor)

En esta figura se pretende mostrar las distintas partes del material (acero) en su respuesta a los esfuerzos aplicados.

La resiliencia nos indica la energía almacenada durante la deformación elástica. Esto es, la capacidad de un material de absorber energía elástica cuando es deformado y de cederla cuando se deja de aplicar la carga Un material puede sobrepasar su límite de resiliencia/ límite elástico y si se sobrepasa, entramos en la zona plástica. A partir sigue deformándose (ahora permanentemente) sin romperse, endureciéndose hasta la zona de tensión post máxima con la posterior rotura. Evidentemente, se desea que las espadas sean resilientes. En términos generales, el hierro es más resiliente que el acero.

Figura 5. Curva tensión-deformación de materiales más y menos resilientes. (Fuente: el autor)

La tenacidad indica la resistencia que presenta un material a la fractura, o en otras palabras, la tenacidad indica la energía que absorbe un material en la zona plástica con las respectivas deformaciones antes de romperse. Normalmente un material tenaz (un material que necesita mucha fuerza para romperlo) suele tener mucha resiliencia.

El hierro es más dúctil y maleable, y también más resiliente. El acero por otro lado es más duro y más tenaz (se necesita más energía en para deformar en la zona plástica). Se busca una hoja resiliente y flexible (propiedades del hierro) a la vez que dura (propiedades del acero). Esto es, la combinación de estos dos compuestos/elementos, hierro/acero da un material con las propiedades mencionadas.

En la siguiente figura aparece de color amarillo la zona de resiliencia, la tenacidad es toda la zona rayada, y la ductilidad es la zona marcada en español de color verde, con una flecha de color rojo recorriéndola.

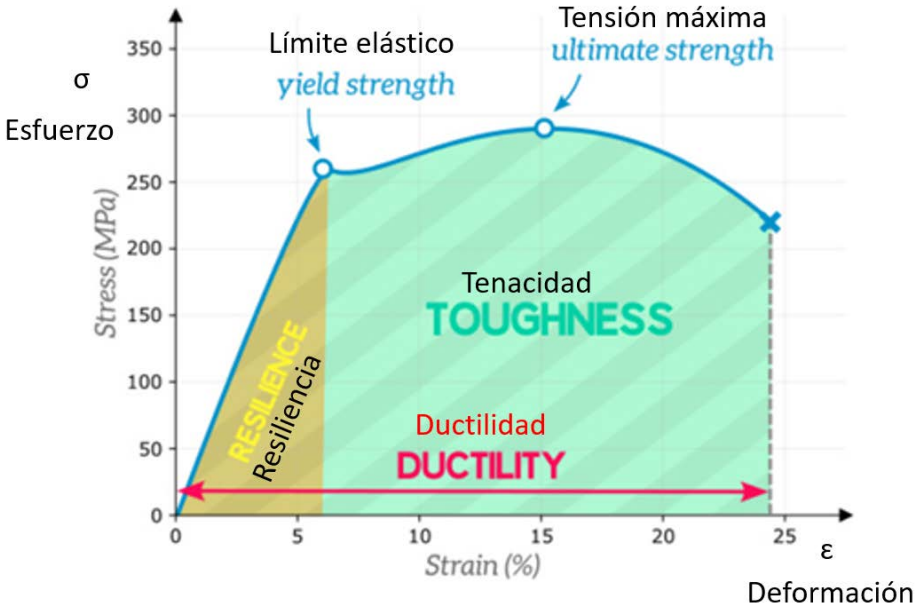


Figura 6. Curva tensión-deformación Understanding Material Strength, Ductility and Toughness (Fuente: The Efficient Engineer[4])

3. Pruebas de dureza. espada europea siglos X/XI (A)

Contradiciendo parcialmente la última parte del artículo titulado ESTUDIO DE ESPADA EUROPEA CON INFLUENCIA CAROLINGIA -VIKINGA. SIGLOS X / XI , en el que comentamos que obtener datos de dureza serviría para únicamente comparar la espada con otras y así formar un dato más a añadir como se hizo con la espada jineta encontrada en Sangüesa, estudiada en el artículo «*Identificación de una espada jineta de guerra*» de José María Berasategui Liuzeaga, José Antonio Crespo Francés y Genaro Rosado Galdós[5], decidimos tomar datos de microdurezas (apenas se ve la huella en la hoja) considerando que es mayor el beneficio que el perjuicio, si se puede considerar esa micro huella así. Sobre todo si disponemos de microdurómetros en los que la huella es casi imperceptible a simple vista.

[4] Understanding Material Strength, Ductility and Toughness. The Efficient Engineer <https://efficientengineer.com/material-strength-ductility-toughness/ >

[5] Identificación de una espada jineta de guerra Jose Maria Berasategui Liuzeaga, José Antonio Crespo Francés y Genaro Rosado Galdós. <https://www.culturanavarra.es/uploads/files/04_TAN18_Berasategui-Crespo-Gos-Irasategui-Crespo-Ros_WEB.pdf >

Depositamos la espada que a partir de ahora vamos a llamar espada europea siglos X/XI (A) en el DEPARTAMENTO DE MATERIALES Y PRODUCCIÓN AEROESPACIAL, ETSIAE (ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIERÍA AERONÁUTICA Y DEL ESPACIO). UPM (UNIVERSIDAD POLITÉCNICA DE MADRID).

Efectivamente en este estudio[6] se realizaron pruebas de dureza en la espiga, dando valores bastante bajos, entre 105 y 154HV. También se efectuaron medidas de dureza a lo largo de toda la hoja, de forma longitudinal, dando valores cerca de la punta de 45HRC/455 HV, valor bastante alto, que según nos acercamos a la espiga estos valores van disminuyendo pasando a 35 HRC/350 HV donde comienza el último tercio de la hoja, cerca de la espiga de 25HRC/269 HV y en el primer tercio de la hoja 20 HRC/241 HV. Evidentemente la espiga es la parte menos dura. Por un lado no interesa especialmente, por otro lado, es de donde se suspende la hoja para templar la espada. Lo que interesa es que tenga la mayor dureza en la punta, que es lo primero que se mete en el aceite de templado. Según se va introduciendo, se va enfriando no únicamente la parte en contacto con el aceite sino que se enfría se forma longitudinal hacia su extremo superior, donde va a estar el pomo y el mango. Este enfriamiento se realiza por conducción, hasta que alcanza a sumergirse la hoja totalmente en el aceite.

Figura 7. Vista general de la espada objeto de estudio, espada europea siglos X/XI (A). (Fuente: el autor)

La medición de durezas con el microdurómetro era difícil por la esperada segregación y diferencia de propiedades. Así que se le han hecho varias medidas a nivel más macro, con Vickers 30, en la zona de la hoja, que dejaba una huella muy pequeñita. La dureza está en torno a 200 HV30 en esa zona.

Por otro lado, en la guarda se probó la prueba de dureza con Rockwell C, y la dureza está en torno a 18 HRC. Es decir, que es del mismo orden (ligerísimamente mayor) que en la hoja. La diferencia podría estar en la propia segregación del acero (que haya un poco más de segregación en la guarda). Puede concluirse que es el mismo material y tratamiento, y desde luego no está templado en ningún caso. Si se correlaciona con la dureza, la resistencia mecánica estaría entre 670 MPa y 750 MPa, como valores máximo y mínimo que se habrían obtenido, siendo mayor en la guarda que en la hoja.

Además, se empleó el espectrógrafo de masas y se hizo una prueba. Da la sensación de que tiene bastante carbono por el color y la forma de soltar la chispa (aunque no es posible cuantificarlo con esta prueba).

Sin recurrir a pruebas destructivas no se ha podido obtener mucha más información. Sí se ha comprobado que el filo está muy bien, no tiene daños, no parece haberse utilizado mucho, podría ser una espada de protocolo sin más. También tiene aspecto de que la han «limpiado» eliminando la pátina exterior.

[6] Ibídem 5

Según este Departamento, la espada puede tener hasta un 0.7% de carbono hipoeutectoide. Pero tampoco se trata de una fundición pues el acero sería mucho más duro. Y tampoco es hierro dulce pues la dureza es superior a la de este y por lo que se comenta del espectrógrafo tenían bastante carbón.

Posiblemente sea una espada forjada pero no templada. O forjada y destemplada.

Según los porcentajes de Carbono en una aleación de hierro, recordando:

- 0-0,2 % C: hierro dulce
- 0.2-0.4 % C: hierro con bajo contenido de carbono
- 0.4-0.5 % C: hierro con medio contenido de carbono, probablemente con algo de temple.
- Hasta 0.77% C: hierro hipoeutectoide
- Por encima de 0.77 % C: hierro hipereutectoide
- 0.77 -2%C: hierro con alto contenido de carbono.
- 2%-C: fundición

Ferrita: los cristales de ferrita son de hierro puro y aparecen como áreas blancas irregulares. Sólo los límites de grano son realmente visibles. La dureza es de 80-120 HV. Es hierro puro que no se endurece al enfriarse.

Perlita: es una mezcla de hierro y carburo de hierro, Fe3C, que contiene hasta un 0,8 % de C. Tiene un gris, apariencia laminar. Se forma cuando los aceros se enfrían al aire después de la forja. Dureza hasta 250-300 HV. La mayoría de los aceros (hipoeutectoide, por debajo de 0,8% C) son mezclas de ferrita y perlita.

Martensita: esta aparece en aceros templados. Aparece como listones, con cierta simetría triangular. La dureza, dependiendo del C%, varía de 200 a 800 HV.

Bainita: también puede aparecer en aceros templados. Aparece como un material en forma de plumas o similar a una aguja. Dureza 200-400 HV. Está compuesta de una matriz ferrítica y de partículas alargadas de cementita. La fase que rodea las agujas es martensita.

Cementita: carburo de hierro, Fe3 C, se puede encontrar como parte de la perlita, o como áreas separadas en una red, o incluso aparecer como agujas, en aceros hipereutectoides (por encima de 0,8% C), y también en hierros fundidos (más de 2%C). La dureza del hierro fundido puede ser de 400 HV, aunque la cementita pura es mucho más dura. El hierro fundido no se endurece al enfriarse. En las fundiciones recocidas («grises»), la cementita puede descomponerse en hierro y carbono (como grafito).

En definitiva, tras discutir y contrastar los resultados con el personal del DEPARTAMENTO DE MATERIALES Y PRODUCCIÓN AEROESPACIAL de la ETSIAE:

- La espada no es actual, no es de los siglos XX ni XIX ni XVIII, vistos los cráteres con marcas de diversas oxidaciones.
- No es de fundición.
- El filo se ha estudiado con mucho detalle y muchos aumentos, el filo está perfecto y está muy afilada.
- No tiene martensita es todo Fe3 C (cementita) + Ferrita α (Fe2O3). La martensita además está asociada a > 30 HRC.
- Está forjada y normalizada probablemente (normalización dejar: enfriar uniformemente) tal vez algún ligero «revenido» (a veces se ponían en hornos de pan a 300°C para quitar tensiones). Puede que el templado hubiera sido muy ligero o se hubiera destemplado. Había herreros que no dominaban del todo el templado y preferían se prudentes. Un mal templado podía fragilizar la hoja, deformarla o producir una grieta. De hecho si se volvía a corregir la hoja deformada, podría romperse.
- Se trata de una espada de acero.
- Por los resultados del espectrógrafo de masas tiene bastante carbono, no es un hierro dulce.

- La han mecanizado mucho. Anteriormente tendría toda una capa de óxido negro. La han limpiado a conciencia.
- Muy alta probabilidad de que se fabricó antiguamente.
- Si fuera de fundición sería más dura con > 2 % de carbono.
- Posiblemente espada ornamental o para alguien importante que no la diera mucho uso y de ahí el buen estado y que el filo esté en muy buen estado.
- Carbono entre 0,2 % y 0.5 %. Probablemente 0.3 % por la dureza, el carbono presente que es bastante. Probablemente se trate de un acero hipoeutectoide (< 0.77 % C).

A continuación se muestran las marcas del microdurómtero Vikers30 en la hoja de esta espada.

Figura 8. Vista general de la espada europea siglos X/XI (A). (Fuente: el autor)

Figura 9. Vista general de la espada europea siglos X/XI (A). (Fuente: el autor)

Figura 10. Vista general de la espada objeto de estudio. (Fuente: el autor)

Figura 11. Vista general de la espada europea siglos X/XI (A). (Fuente: el autor)

Figura 12. Vista general de la espada europea siglos X/XI (A). (Fuente: el autor)

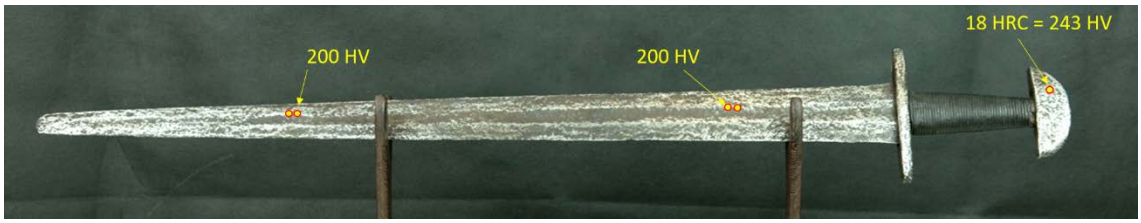


Figura 13. Medidas de dureza escala Vickers en distintos puntos de la hoja y pomo espada europea siglos X/XI (A). (Fuente: el autor)

4. Departamento de Construcción y Materiales, ETSIAN

Comentando estos datos sobre esta espada europea siglos X/XI (A) con mi amigo y colega DOCTOR EN CIENCIAS QUÍMICAS DON MANUEL LAGUNA IGLESIAS, antiguo Director del Departamento de Construcción y Materiales, y antiguo Profesor Titular de la ETSIAN (hasta el 2021), con las reservas pertinentes, llega a las siguientes conclusiones:

- Para tener la dureza de 20 HRC, este acero tiene carbono.
- La pieza está forjada.
- Probablemente entre 0.7- 0.8 % por la dureza, el carbono presente que es bastante.
- Probablemente se trate de un acero hipereutectoide (> 0.77 % C).
- Si no es hipereutectoide, tiene al menos un contenido de carbono superior al 0.4 - 0.5 % C. Si tiene carbono por encima de 0.4 - 0.5 % C, tiene algo de templado.
- Parece hipereutectoide. Se puede haber templado mal o destemplado. Hay una parte azulada en la punta tal vez se empleó como atizador, si fuera así, es normal que se hubiera destemplado. Físicamente puede ocurrir que se destemple por una concentración de calar en una parte, los metales conducen muy rápidamente el calor, o bien por un incendio fortuito que calentara la pieza.
- No cabe duda de que la pieza ha sido forjada. El proceso de elaboración de la hoja es primero la forja, se orienta el grano y rompe la red de cementita y luego se normaliza.
- Con la forja se mejoran las propiedades mecánicas como consecuencia de una serie de efectos que el propio proceso ejerce en el material. Por un lado se afina el grano y por otro lado se orienta la fibra :
    - Afino del grano en una operación de forja. El acero está formado por una gran cantidad de pequeños cristales individuales, llamados granos, cuyo tamaño y proceso de formación determinan en gran medida las propiedades mecánicas del acero. Cuanto menor sea el tamaño granular, mejores serán las propiedades mecánicas del material en general. El acero, y más aún en la Edad Media, contenía gran cantidad de impurezas, bastante frágiles, que se concentran formando capas que envuelven los granos y los separan entre sí. Cuanto menores sean éstas, mayor será la superficie intergranular total en la que se pueden distribuir dichas impurezas, dando lugar así a capas más finas o incluso discontinuas. En la forja, cuando se golpea el acero a una temperatura superior a la de la recristalización, el grano se refina por trituración e inmediatamente se reconstruye en un tamaño más pequeño.
    - Cuando el acero se estira o lamina mediante la forja, todas las impurezas que contiene son trituradas y estiradas en la misma dirección, formando una especie de fibra cuya orientación determina las propiedades mecánicas del metal; son peores en la dirección transversal y mejores en la dirección longitudinal. Por ello, es importante que la fibra esté orientada en el sentido en que la pieza deba soportar mayores esfuerzos, o lo que es lo mismo, que el trabajo de forjado se realice de forma que la fibra quede orientada según la funcionalidad de la pieza. En nuestro caso, la fibra se orientará longitudinalmente, a lo largo del eje de la hoja.
- Con la normalización se logra una mayor uniformidad en la estructura del acero, algo muy útil sobre todo tras el forjado. Tras este proceso el acero suele presentar una microestructura muy poco homogénea y con granos gruesos, además de componentes que lo «ensucian», como es el caso de

los carburos o de la bainita. Esto se traduce en peor maquinabilidad y un empeoramiento de las propiedades mecánicas, algo que se soluciona con el normalizado. El resultado es un acero más tenaz, con una estructura perlítica de grano fino y mayor uniformidad. De esos granos finos y alargados, de la forja con la normalización conseguiremos un mayor número de granos más pequeños al comenzar la austenización. Un grano fino va a tener mayor tenacidad que un grano grueso.

- Tiene presente Fe3 C (cementita) +Ferrita α (Fe2O3)
- No hay martensita (estructura de agujas) como hemos dicho debe ser hipereutectoide. 20 HRC debe tener con esa dureza algo de carbono. Por lo tanto el templado fue defectuoso, muy leve o se ha destemplado.

5. Pruebas de dureza espadas europeas siglos X/XI (B) y (C)

Pasamos a medir la dureza en el LABORATORIO DE METALOTECNIA, DEPARTAMENTO DE CONSTRUCCIÓN Y MATERIALES DE LA ETSIAN de las otras 2 espadas medievales, la que llamamos bizantina: espada europea siglos X/XI (B) y otra espada europea siglos X/XI (C).

Quiero agradecer ante todo la excelente ayuda del Ingeniero Aeronáutico D. Pablo Pflueger Tejero y el Técnico D. Luis Zarantón García.

Figura 14. Espadas europeas siglos X/XI (B) y (C). (Fuente: el autor)

Intentamos emplear el ensayo de dureza Vickers pero es muy difícil encontrar una superficie horizontal.

La prueba de dureza Rockwell es una de varias pruebas comunes de dureza por indentación que se usan en la actualidad. La presión inicial de las tres escalas es de 98 07N (10 kgf) y finalmente calcular el valor de dureza según la profundidad de la muesca. La báscula A utiliza un indentador de diamante cónico esférico y presiona hasta 588 4N (60 kgf). La báscula B utiliza una bola de acero de 1,588 mm (1/16 de pulgada) de diámetro como indentador y presiona hasta 980 7N (100 kgf). La báscula C usa el mismo indentador de diamante cónico que la báscula A, pero la fuerza después de la presurización es de 1471 N (150 kgf).

Empezamos haciendo la prueba HRC pero la punta que es cónica, diamante cónico da muy malos datos, dada la dificultad de alienar la herramienta con la perpendicular a la superficie de la pieza.

Empleamos HRB que al tratarse de un diamante cónico- esférico da menos error.

Figura 15. Báscula del laboratorio de metalotecnia con capacidad de ensayo Rockwell C y B. (Fuente: el autor)

Figura 16. Punta espada europea siglos X/XI (B) limada la cobertura de carburo y sílice (Fuente: el autor)

Para tener mayor exactitud en las medidas se limó ligeramente esta superficie para que estuviera limpia y la medida no diera ninguna distorsión. Se comprobó que las medidas apenas variaban en función de que

estuviera la pátina de carburo y sílice o no lo estuviera. Es llamativo el estado tan perfecto del acero después de 1000 años sin delaminaciones ni imperfecciones de ningún tipo.

Figura 17. Espada europea siglos X/XI (B) medida dureza cerca del filo. Ensayo Rockwell B (Fuente: el autor)

Figura 18. Espada europea siglos X/XI (B) medición de la dureza cerca de la punta. Ensayo Rockwell B (Fuente: el autor)

Figura 19. Espada europea siglos X/XI (B) medición de la dureza primer tercio desde la punta espada europea siglos X/XI (C). Ensayo Rockwell B (Fuente: el autor)

Figura 20. Espada europea siglos X/XI (C) medición de la dureza en la mitad de la espada. Ensayo Rockwell B (Fuente: el autor)

Distintas mediciones:

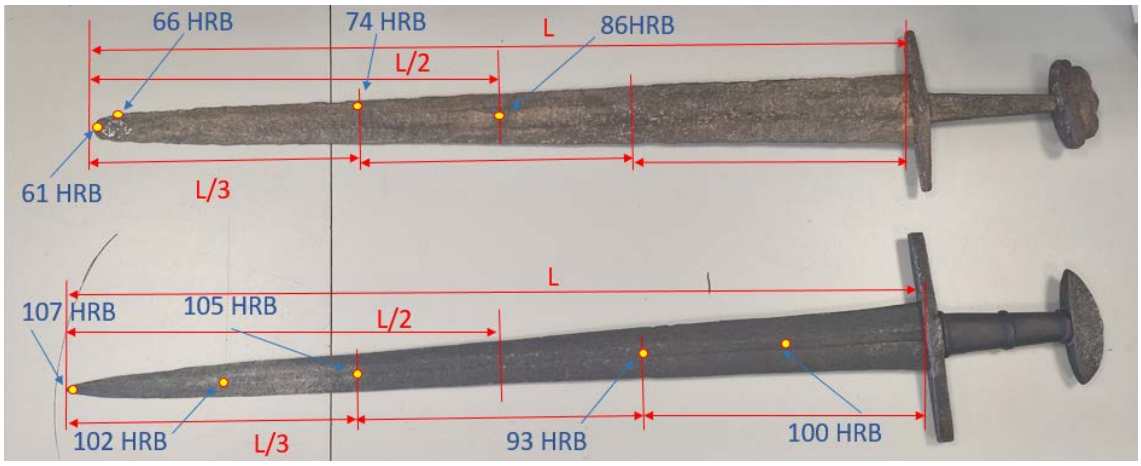


Figura 21. Espadas europeas siglos X/XI (B) y (C) medición de la dureza. Ensayo Rockwell B

(Fuente: el autor)

Estos valores son estimativos, valores >100 HRB no tienen sentido físico puesto que quedan por encima de la escala, los valores que le hemos puesto han sido aproximados matemáticamente.

Que pasados a la escala Vickers nos da:

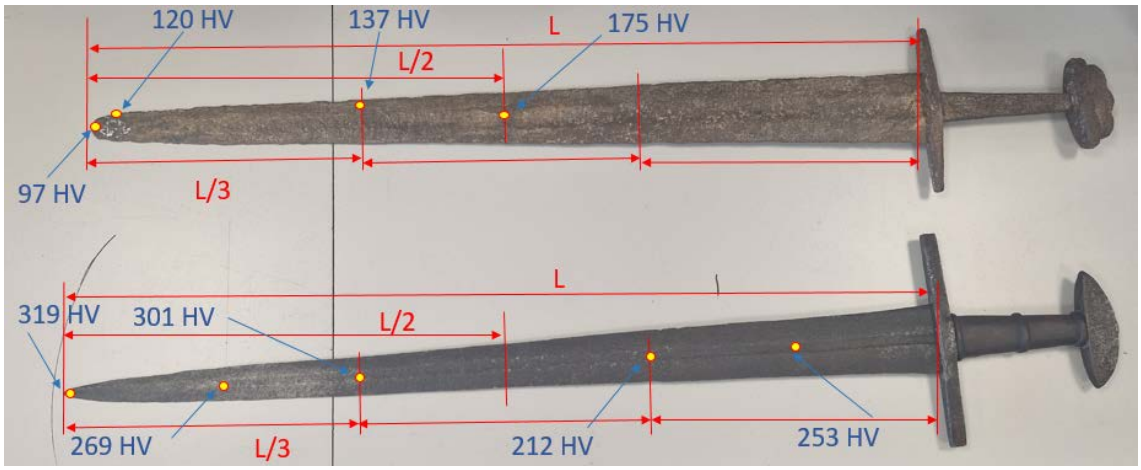


Figura 22. Espadas europeas siglos X/XI (B) y (C) medición de la dureza. Escala Vickers
(Fuente: el autor)

6. Dureza de espadas europeas siglos X/XI (A), (B) y (C)

Recordemos los valores de dureza de las espadas en estudio son los siguientes:

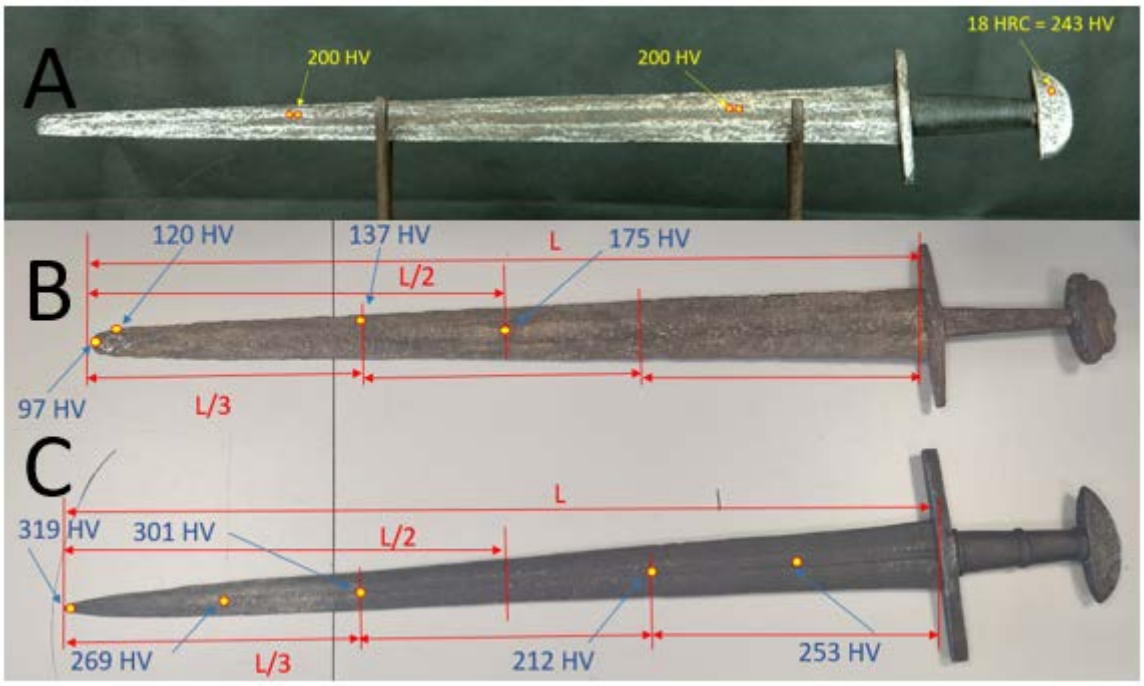


Figura 23. Espadas europeas siglos X/XI (B) y (C) medición de la dureza. Escala Vickers. (Fuente: el autor)

¿Son estos datos coherentes con el contexto histórico donde ubicamos a las espadas?

7. Datos concretos de algunas espadas medievales I.

En el artículo de título «Sword Blade Hardness: a Look at the Current Research, October 18th , 2016 [7]» de Craig Johnson, se analiza la dureza de algunas espadas de los siglos IX, X, XI, XII y XIII entre otras.

Las comparaciones en la dureza de una espada a otra depende mucho de quien las haga, dónde tome las medidas y la metodología que se sigua.

Desde luego la cantidad de espadas estudiadas y medidas no es estadísticamente significativa en función de las que debieron existir en su época, por supuesto, pero sí que puede ser orientativo. A medida que se recopila más información, podemos refinar la imagen, pero en este momento parece no existir una evidencia muy sólida sobre la que trabajar, simplemente que existen espadas de ese periodo con esos valores de dureza.

Esta situación guarda cierta similitud con la anécdota de la Segunda Guerra Mundial en la que se estudiaba el blindaje de aeronaves por parte de los Aliados. En aquel entonces se propuso blindar las aeronaves en las partes donde había más impactos al regresar de una misión. Este blindaje tenía que ser muy selectivo, puesto que el peso es muy crítico en una aeronave. Se hicieron muchos estudios estadísticos y de investigación operativa. Se reforzaron esas partes y el número de bajas en los escuadrones no disminuía hasta que se llegó a la conclusión de que habría que haber estudiado las aeronaves que habían vuelto de la misión pero también

[7] Craig Johnson, "Sword Blade Hardness: a Look at the Current Research" , Sword Blade Hardness: a Look at the Current Research - The Oakeshott Institute

las caídas, de las que no se tienen datos. En el caso de las espadas deberíamos tener los datos también de las espadas rotas en combate que, por supuesto, no están accesibles.

Distintos investigadores han medido la dureza de las hojas que se tratan en el artículo referido[8].

La característica más definitiva y común que podemos ver en las pruebas de dureza realizadas en las espadas originales es el hecho de que la dureza varía drásticamente a lo largo de una pieza, no solo de la superficie al núcleo o del borde a la mitad de la hoja, sino que, literalmente, en la extensión del material.

En este artículo[9] citan como ejemplo, la dureza de una espada de los siglos XI al XIII del Hofjagd und Rustkammer Hofjagd - und Rüstkammer (Tesoro imperial de Caza y Armería, la colección de armas y armaduras Museo de Historia del Arte de Viena) que fluctúa en un rango bastante amplio. Un rango de dureza que va de 119 a 520 HV. El promedio de la pieza es 217HV. También se hicieron adicionalmente cuatro mediciones adicionales a la hoja. Estas mediciones se tomaron de 4 muestras de la hoja (4 pedazos de metal de la extraídos a la hoja así se podía medir transversalmente, en la sección de la hoja de una cara a la otra) a lo largo del espesor de la hoja y las microdurezas oscilaron entre 258 HV y 329 HV, con un promedio de 300 HV.

El siguiente gráfico detalla el rango de dureza que se encuentra en varias hojas de época en comparación con las réplicas modernas que generalmente aportan los fabricantes, 13 espadas antiguas, de ellas 9 entre los siglos IX-XIII y 4 entre los siglos XV y XVI. Téngase en cuenta que el rango de dureza de las hojas de época incluye todos los puntos probados en la espada; por lo tanto, los números superior e inferior pueden ser, uno de la punta o el borde de la hoja (la zona más dura) y otro el núcleo o parte central y no estar correlacionados esos valores.

El punto negro dibujado en cada una de las barras horizontales de colores indica la dureza promedio en el filo de la espada (generalmente una de las zonas más duras, evidentemente).

[8] Ibídem 7

[9] Ibídem 7

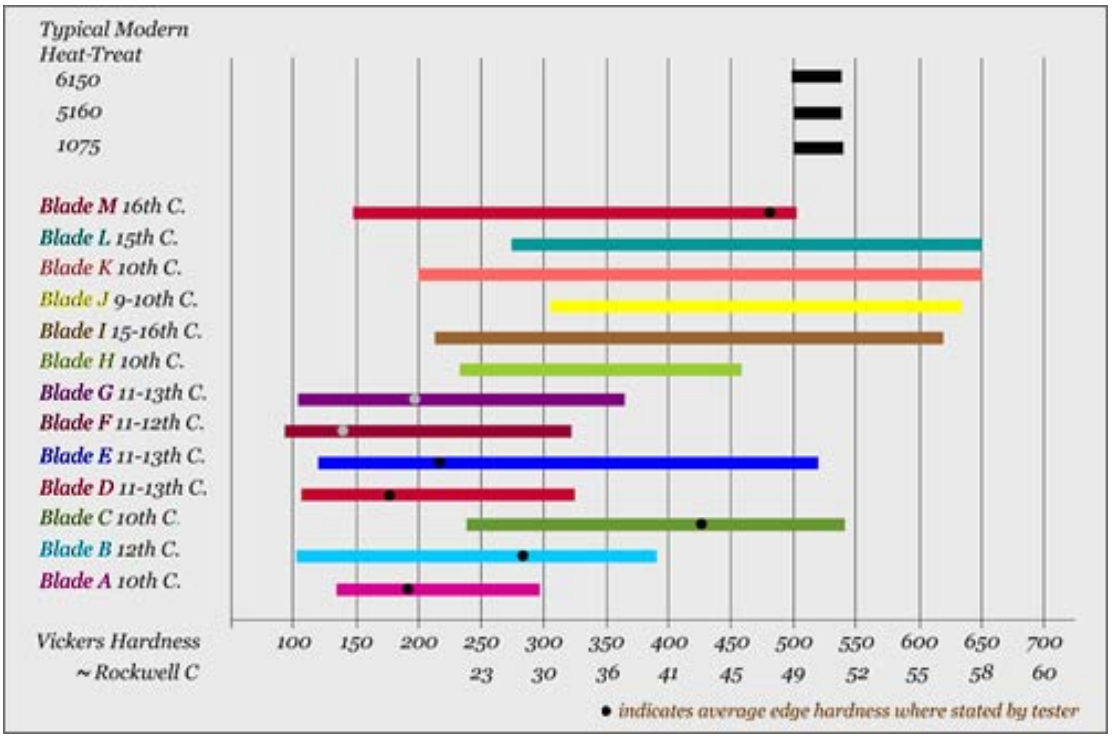


Figura 24. Rango de dureza encontrado en hojas de época y réplicas modernas.
(Fuente: Sword Blade Hardness: a Look at the Current Research, October 18th, 2016[10])

Las espadas incluidas se ubicaban temporalmente desde el siglo IX al XVI. Si bien este no es un grupo lo suficientemente grande como para ser estadísticamente significativo, el autor los separó en grupos por su período de tiempo, ya que es difícil comparar la tecnología industrial de un período de tiempo tan amplio. Se probaron dos espadas adicionales, de los siglos XVII y XVIII respectivamente que también comentamos, por curiosidad; estos no se incluyeron en las consideraciones finales, aunque puede ser interesante advertir que su dureza promedio (el único número dado para ellos) fue 441HV (~45Rc) y 472HV (~47Rc).

Podemos inferir de la gráfica anterior que las hojas que han denominado G, F, D y A tienen valores medios inferiores a 200HVC coherentes con las espadas en estudio que hemos llamado espadas europeas siglos X/XI (A) y (B).

La espada europea siglos X/XI (B) sería coherente con la espada F del gráfico (siglos XI y XII). La espada europea siglos X/XI (A) sería similar en dureza a las hojas E, G (siglos XI y XIII) del gráfico.

La espada europea siglos X/XI (C) sería muy similar a la B (siglo XII) del gráfico anterior.

Citamos a continuación los grupos tratados por el autor[11]:

<u>Grupo del siglo IX al XIII</u>

Este subgrupo constaba de 13 espadas, 9 de ellas, las de la figura 24, (gráfico I en el artículo de Craig Johnson) y 4 espadas adicionales. El rango de dureza en el grupo va desde 93HV (sin equivalente HRC) a 650HV (~58HRC), y todas estas hojas demostraron un rango de dureza en diferentes áreas de cada hoja. Hubo

[10] Ibídem 7

[11] Ibídem 7

indicios de varios métodos de construcción diferentes, que incluyen envoltura de un núcleo de hierro (apilamiento aleatorio de capas de hierro y acero), soldadura patrón, y laminación/laminado o apilamiento.

La evidencia del tratamiento térmico mostró que la mayoría de las hojas se templaron[12] de forma débil con diferentes grados de éxito, y hubo evidencia que indicaba un proceso de temple y revenido en algunas de las hojas. Había dos hojas que no mostraban ninguna evidencia de tratamiento térmico.

Las durezas de las espadas de este grupo son coherentes con las espadas cuya dureza se midió en la ETSIAE y la ETSIAN, espadas europeas siglos X/XI (A) (B) Y (C).

La espada que hemos llamado (A) según la ETSIAE o no se templó o se destempló, según el Dr. Laguna o fue templada muy débil o se destempló.

Grupo del siglo XIV al XVI

Este grupo contaba con un total de 7 hojas, 3 de ellas de la figura 24, (gráfico I en el artículo de Craig Johnson). Su dureza oscilaba entre 136HV (>20HRC) y 650HV (~58HRC). Estas hojas mostraban una construcción carburizada de hierro apilado, con distintas capas, envolviendo un núcleo.

Este grupo mostró evidencia de que se estaban realizando operaciones de templado débil y templado con revenido.

Los valores promedio están en 476HV para la hoja H de la figura anterior, valores entre 275 HV y 650 HV para la hoja L y 625 HV -225 HV para la hoja I de la gráfica anterior.

Este rango de dureza parece deberse a dos factores: primero, el material del que están construidas las hojas, con contenido variable de carbono presente en diferentes secciones de la hoja.

El carbono tiene una gran influencia en el comportamiento mecánico de los aceros. La resistencia de un acero simple con 0.5% de carbono es más de dos veces superior a la de otro con 0.1%. Además, como puede apreciarse en la siguiente figura 25, línea azul, hoja de espada siglo XI-XII, patrón soldado, si el contenido de carbono llega al 1%, la resistencia casi se triplica con respecto al nivel de referencia del 0.1%.

En segundo lugar, el proceso de tratamiento térmico intentado en la hoja, tal como el enfriamiento lento en comparación con el enfriamiento y revenido completos. Dado que las variaciones en el contenido de carbono de cualquier muestra dada de material limitan la dureza alcanzable posible en el proceso de enfriamiento, este es un factor limitante y está relacionado con el éxito de cualquier tratamiento térmico. También hay que tener en cuenta que los procesos de templado varían de hoja a hoja. Dichos elementos de este proceso, incluida la temperatura de calor inicial, el medio de enfriamiento rápido, el tiempo de enfriamiento rápido, la velocidad de enfriamiento y si la muestra se templó o no, juegan un papel importante.

El siguiente gráfico ilustra la comparación de algunas muestras de época, concretamente 5 de los siglos IX al XIII y 3 de factura moderna, aceros de hoy utilizados para las réplicas de hojas. Se muestran el contenido de carbono y la dureza.

[12] El templado es el proceso de endurecimiento del acero por enfriamiento desde la temperatura de austenización a una velocidad más lenta que la velocidad crítica de enfriamiento para el acero en particular, lo que da como resultado un endurecimiento incompleto y la formación de uno o más productos de transformación además o en lugar de martensita.

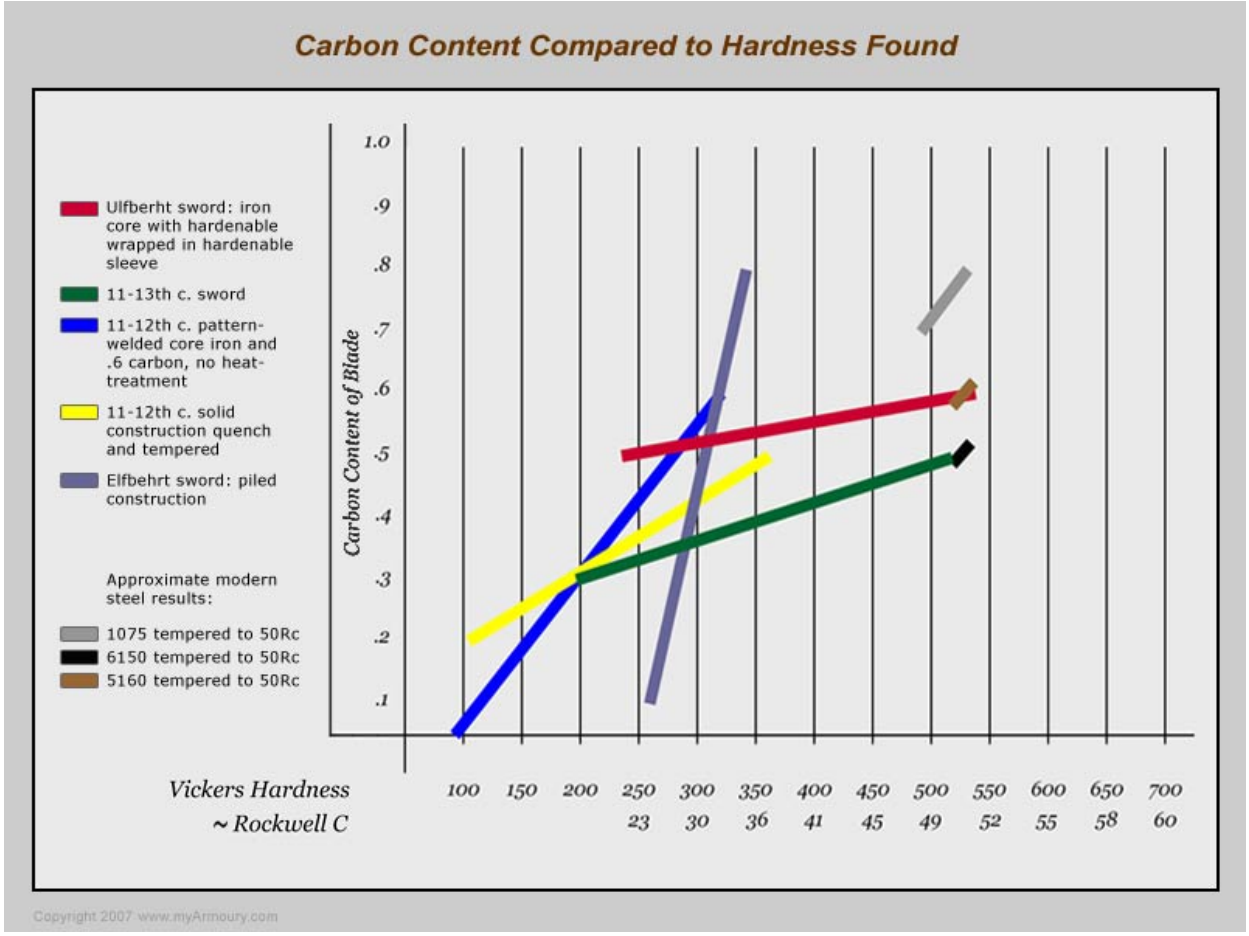


Figura 25. Contenido de Carbono Comparado con la Dureza Encontrada en hojas de época y réplicas modernas. (Fuente: Sword Blade Hardness: a Look at the Current Research, October 18th, 2016[13])

Cada espada aparece como una línea formada por puntos. En cada punto aparece una relación de dureza con contenido en carbón, correspondiendo a diversas partes de la hoja.

Las espadas «vikingas» denominadas Ulfberht (llamadas así porque están marcadas con ese nombre), línea de color rojo de la gráfica anterior, han sido objeto de atención por los arqueólogos y estudiosos durante años, se ha escrito mucho y se han rodado muchos documentales. En algunas fuentes se dice que fueron forjadas con un metal tan puro que continúan sorprendiendo a científicos e historiadores. De ellas hablaremos más adelante en este artículo.

En las espadas del ejemplo[14], la única hipereutectoide, es la espada Eflbehrt que aparece en la figura 25 de este artículo con línea de color gris oscuro/morado. La espada Elfbert, marcada con ese nombre, y que en la gráfica anterior aparece en la línea gris oscuro/morado, es posiblemente un tipo de espada marcada con una variación ortográfica de la palabra Ulfberht y toma el valor de 375 HV en la gráfica de la figura 25, en el punto más alto con un 0.8 %C. La espada que hemos llamado europea siglos X/XI (C) tiene en la punto aun dureza de 319HV que correspondería a un 0.55%C en la espada Elfbert. La espada Elfbehrt, espada construida por apilamiento, línea de color gris, tiene algunos puntos hipereutectoides, que como es normal, son los de mayor dureza.

[13] Ibídem 7

[14] Ibídem 7

Las espadas de nuestro estudio que hemos llamado espada europea siglos X/XI (A) y (B), están en consonancia con la de la línea amarilla, espada de construcción sólida, templada y atemperada, siglos XI/XII.

Se aprecian altas propiedades mecánicas, en concreto dureza en las espadas Ulfbertht de las que hablaremos más adelante. Existen partes (dentro de los datos de dureza obtenidos en distintos lugares de la espada) que llegan a alcanzar un valor altísimo de dureza para aquella época de 525 HV (véase figura 25). Así como partes con valores de dureza de 250 HV. Más adelante veremos una espada, la de la figura 20 del inventario nº.1973-70 Württemburg Landesmuseum de Stuttgart, con valores de dureza entre 220-310 HV.

Por último, si nos movemos en la línea amarilla (recordemos que estas líneas de la figura 25 son los valores de dureza de distintos sitos de una misma espada, de los que se ha tomado también el contenido en carbono) allí se encontrarían nuestras espadas entre 100 y 253 construcción sólida, templada y atemperada, siglos XI/XII.

La espada que hemos llamado espada europea siglos X/XI (C) puede estar también en la línea verde de la espada de los siglos XI-XIII.

Por la morfología, comentado en otros artículos, sabemos que estas espadas serían más del siglo XI.

La línea de pendiente positiva muestran la relación entre la dureza y la presencia de carbono, por tanto la ventaja significativa que tiene el acero moderno en la elaboración de un producto consistente, en comparación con los desafíos que el herrero de la época tuvo que superar en la producción de hojas de espada.

Otro factor importante que tendría un impacto significativo en la dureza era la construcción de la hoja. Las hojas de este grupo de espadas muestran construcciones con apilamiento, capas sucesivas por plegado en la forja y envoltura de núcleos de hierro por apilamiento, soldadura patrón de hierro cementado y con aplicación de filos endurecidos. Con la variación en el material y la metodología para la fabricación de hojas, era un claro desafío para el herrero de la época producir una hoja que hubiera tenido un rango de durezas tan estrecho.

En una primera aproximación las espadas que hemos llamado **europeas siglos X/XI (A) (B) y (C)** o son hipoeutectoides, pareciéndose a la línea amarilla del gráfico anterior, de construcción solida normalizadas y templadas, como la espada de la línea amarilla, siglos XI-XII o si son hipereutectodides son del tipo Ulfberth y/o Elfbert con algunas peculiaridades que pudieran apuntar a que alcanzaron valores bajos o mediocres de dureza en su factura. Ya veremos en el siguiente apartado que no es tan raro que pudiera ocurrir eso.

8. Datos concretos de algunas espadas medievales II.

En el artículo A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, estudio metalúrgico de algunas espadas vikingas por Alan Williams[15], se registran durezas del orden de 200 HV o menos, salvo en el filo. El estudio trata sobre 44 espadas con la inscripción Ulfberth o inscripciones relacionadas con esta. De las 44 espadas solo hay 2 con una dureza superior a los 400 HV (una hipereutectoide de acero de crisol y la otra hipoeutectoide normalizada y forjada). Se alcanza la dureza en una de ellas de 594 HV en la parte de martensita, con un valor medio de 350 HV.

Una espada Ulfberth es un arma de doble filo con la escritura Ulfberth (+VLFBERH+T) incrustada en el costado de la hoja, que es su característica más peculiar y conocida.

Se han encontrado alrededor de 170 espadas datadas entre el año 800 d.C. a 1000 d.C.

[15] A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, estudio metalúrgico de algunas espadas vikingas por Alan Williams GLADIUS Estudios sobre armas antiguas, arte militar y vida cultural en oriente y occidente XXIX (2009), pp. 121-184 ISSN: 0436-029X.

Algunos estudiosos sugieren que la tecnología que las ha producido no existía o no se conocía por casi nadie en Europa, en los siglos IX/X. Efectivamente, se cree que las hojas Ulfberth están hechas con hierro casi puro con carbono, y no por el hierro obtenido hasta entonces por floración. Estos investigadores establecen que la única manera de forjar el hierro de este tipo, del que están hechas las espadas, es calentando el mineral alrededor de los 1648°C. A continuación, se licúa y se eliminan las impurezas. Se mezcla entonces con carbono para reforzar el hierro. Al parecer, esto no fue posible hasta la revolución industrial de los años 1800 y 1900, o al menos si existía esta tecnología no estaba extendida por Europa. Efectivamente las tecnologías metalúrgicas medievales, que es lo que los vikingos habrían estado utilizando, no habrían sido capaces de calentar ningún metal o sustancia a tan alta temperatura. En aquellos días, las impurezas se habrían eliminado martilleando el hierro.

Sin embargo, la hojas de Ulfberht casi no contienen impurezas y tienen, según algunos investigadores, hasta tres veces (esa afirmación es muy exagerada, ya hemos visto en la figura 25 que para la espada Ulfberth representada no es así) la cantidad de carbono que cualquier otro metal que se sepa que existiera en su momento. Se llega a la conclusión de que el metal de estas espadas está hecho de lo que se conoce como acero de crisol, hierro casi puro con alto contenido en carbono16.

En no pocas fuentes se exageran, mitifican y alaban las aptitudes casi mágicas de los vikingos y su forja. Las espadas Ulfberht se fabricaron durante un período en el que las espadas europeas en su mayor parte todavía se construían siguiendo el método del patrón soldado. Con la aparición de hornos de floración de mayor tamaño sería más probable que se fabricasen espadas de mayor calidad después del año 1000 d. C. con hojas de acero al crisol. En Europa es posible que no se pudiera producir este acero, pero los persas ya conocían el acero al crisol.

Los antiguos manuscritos persas, tales como Ta'id Besârat[17], emplean diversos términos para definir y referirse al acero de crisol o acero de Damasco y a diversos tipos de espada. Sin embargo, existen pocos manuscritos que describan el modo en que se elaboraban los lingotes y hojas de acero de crisol, entre ellos el manuscrito Gŏharnâme[18] [19].

Se ha hablado mucho de sus propiedades, pero hemos visto en la gráfica anterior, figura 25, que la espada Elfbehrt tiene partes de mayor dureza y contenido en carbono que la Ulfberht.

A pesar de todas estas diferentes teorías, especialmente en el mundo anglosajón, algunos autores mitifican las espadas Ulfberht hasta tal punto que sus afirmaciones pierden toda credibilidad. Hoy en día, Ulfberth se reconoce como el nombre franco de una persona o dinastía que inscribió su nombre o logotipo en las

[16] La primera forma de acero acrisolado fue el wootz elaborado en la India entorno al 300 a. C. En su producción el hierro se mezclaba con cristal y se calentaba lentamente y posteriormente se dejaba enfriar. Como resultado de la aleación ya enfriada el cristal se enlazaba con las impurezas del acero y éstas brotaban a la superficie de la aleación, haciendo que se purificara. El carbón penetra en el hierro mediante difusión de los átomos de carbón a través de las paredes porosas de los granos del acero.
La primera documentación confiable de aceros hechos al crisol son los registros islámicos medievales alrededor de 1050 d.C. El principio básico del acero producido al crisol se centra en la fundición de metales en recipientes o contenedores hechos de varios materiales refractarios lo suficientemente pequeños como para ser manipulados por una o dos personas. Los recipientes o crisoles se cargan con varios metales, incluido hierro forjado o hierro fundido y se encienden en hornos especiales para derretir la carga. Los materiales con bajo contenido de carbono, como el hierro forjado, se complementan con una fuente de carbono, como el carbón vegetal, que carburiza o infunde carbono en la masa fundida.

[17] Mirzā Lotfallāh .Ta'id Besārat [Aid to Sight] in 1118 Hegira (1706-1707 C.E.) or in 1108 Hegira (1696-1697 C.E.).

[18] Mansur (1975/1354): Gŏharnâme [The Book of Jewels]. Annotated by Manuèehr Sotude. Farhang-e Irân Zamin. Volume 4, Second Edition

[19] REPRODUCIENDO ACERO DE CRISOL: UNA GUÍA PRÁCTICA Y UN ANÁLISIS COMPARATIVO CON MANUSCRITOS PERSAS POR Manouchehr Moshtagh Khorasani , Niko Hynninen*GLADIUS Estudios sobre armas antiguas, arte militar y vida cultural en oriente y occidente XXXIII (2013), pp. 157-192 ISSN: 0436-029X doi: 10.3989/gladius.2013.0007 <https://gladius.revistas.csic.es/index.php/gladius/article/view/262/267>

espadas[20]. Serían probablemente fabricadas alrededor del 850 d.C. en regiones cercanas al Rin, ahora Alemania, pero en la Edad Media zona de los francos.

Ulfberth es posiblemente de origen franco, como dijimos en el artículo «Estudio de espada europea con influencia Carolingia/Vikinga siglos X/XI». El nombre Ulfberth es un nombre de pila franco.

El nombre y la escritura están adornados en la hoja mientras se fabrica la espada, en el proceso de forja. Nadie sabe si Ulfberth, del siglo IX, fue un maestro herrero que fabricó estas espadas o un maestro del gremio. Sabiendo que, junto con los reinos cristianos de la Península y la España musulmana, los francos tenían el monopolio de las espadas de alta calidad en Europa en ese momento, sin contar la Península Ibérica, marcarlas con el nombre elevaría su estatus y las diferenciaría de las demás.

Estas hojas fueron usadas por muchos pueblos aunque se han asociado a los vikingos, por las áreas donde han sido encontradas en mayor cantidad. Estas espadas se han encontrado en Irlanda, España, Escandinavia y Bulgaria entre otros países. Se disputa su origen, bien oriental por la calidad de los aceros que bien de oriente medio[21] (la ciudad de Herat era famosa por la fabricación de acero acrisolado) a través del comercio por el Volga que seguían los vikingos. Cabe otra posibilidad, la influencia de los árabes a través de la Península Ibérica a los francos del sur y el paso de armas o acero al resto del imperio de los francos.

Figura 26. Exposición de espadas Ulfberht en Berlín 2014
(Fuente: exposición «Los Vikingos» en Martin-Gropius-Bau en Berlín, Alemania, 09 de septiembre de 2014[22])

[20] Ibídem 15.

[21] Ibídem 15

[22] La exposición estuvo abierta al público desde el 10 de septiembre de 2014 hasta el 04 de enero de 2015 y fue creada en colaboración con el Museo Nacional de Dinamarca y del Museo Británico.

Figura 27. Cuatro espadas Ulfberht encontradas en Noruega (dibujos de Lorange)
(Fuente: dibujos de Lorange 1889[23])

Figura 28. Cuatro espadas Ulfberht encontradas en Noruega (dibujos de Lorange)
(Fuente: dibujos de Lorange 1889[24])

[23] Anders Lorange, *Den yngre jernalders sværd*, Bergen (1889).

[24] Ibídem 19

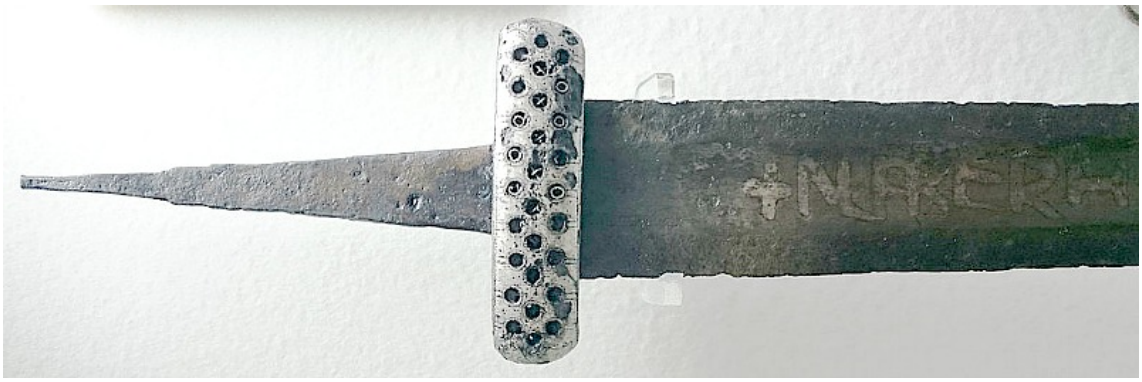


Figura 29. Una de las tres espadas Ulfberht halladas en el territorio de los búlgaros del Volga.
(Fuente: *Museo de Historia de Kazán, Tatarstán, Rusia*)

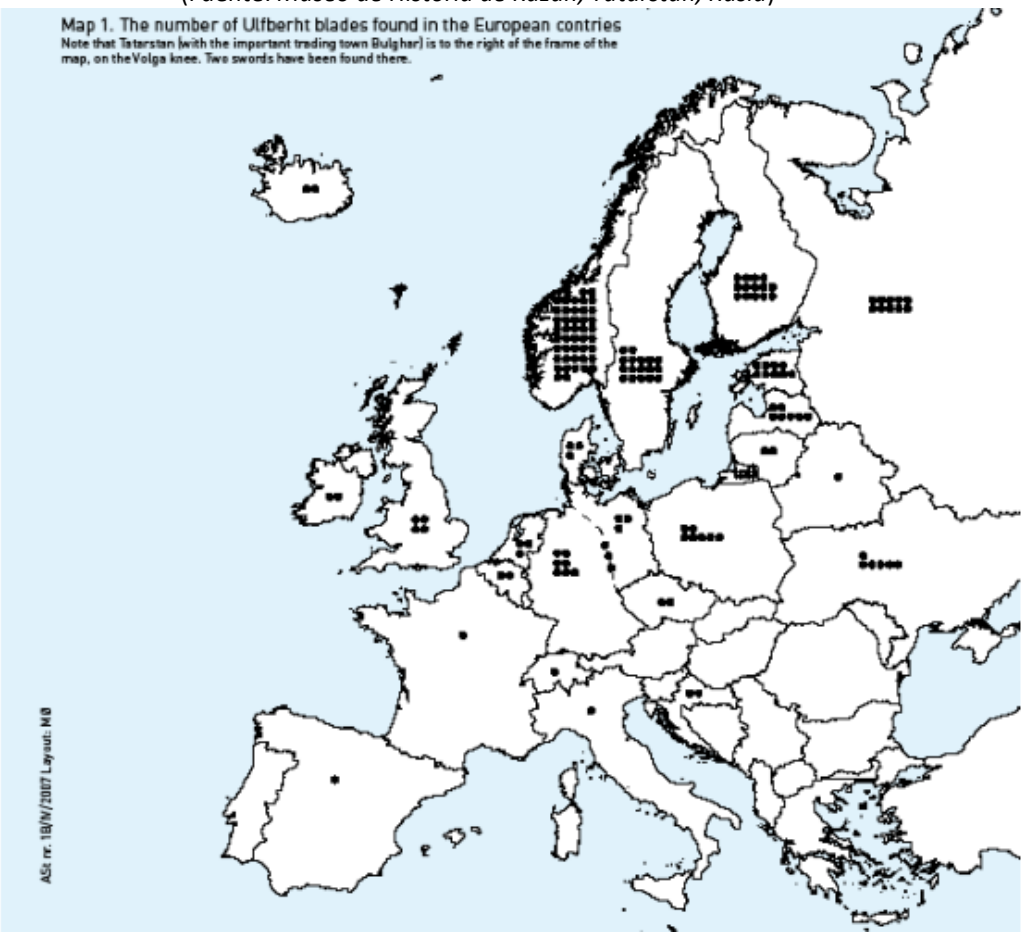


Figura 30. Mapa de distribución de hallazgos de espadas de Ulfberht (de Anne Stalsberg) pág. 11. Se puede apreciar que también hubo un hallazgo en España.
(Fuente: The Vlfberht sword blades reevaluated ANNE STALSBERG, Anne Stalsberg[25])

[25] Anne Stalsberg, *Herstellung und Verbreitung der Vlfberht-Schwertklingen. Eine Neubewertung, Zeitschrift für Archäologie des Mittelalters*, 36, 2008, 89-118 The Vlfberht sword blades reevaluated ANNE STALSBERG, Anne Stalsberg, producción y distribución de espadas Vlfberht. Una reevaluación, Revista de Arqueología Medieval.
<https://web.archive.org/web/20160303224000/http://www.jenny-rita.org/Annestamanus.pdf >

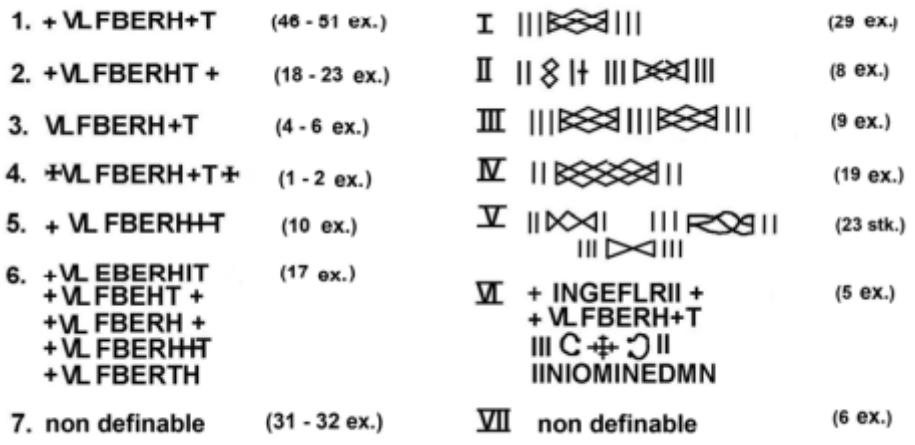


Figura 31. Cuadro de variantes de firmas Vlfberht y marcas inversas. El número de hojas en paréntesis (Fuente: Anne Stalsberg[26])

En el artículo A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS POR Alan Williams artículo[27], dividen las 44 espadas en estudio en 4 grupos

(Grupo A) +VLFBERH+T
(Grupo B) +VLFBERHT+
(Grupo C) variantes ortográficas - en espadas de acero
(Grupo D) variantes ortográficas - en espadas de hierro

Vamos a fijarnos en algunas de ellas.

Württemburg Landesmuseum (WLM) Stuttgart, inventario nº.1973-70 (grupo A según la división anterior)[28]

Esta espada fue adquirida en una subasta en 1973, después de haber sido encontrada en el río Rin en Karlsruhe, con la inscripción +VLFBERH+T.

[26] Ibídem 25

[27] Ibídem 15

[28] Ibídem 15

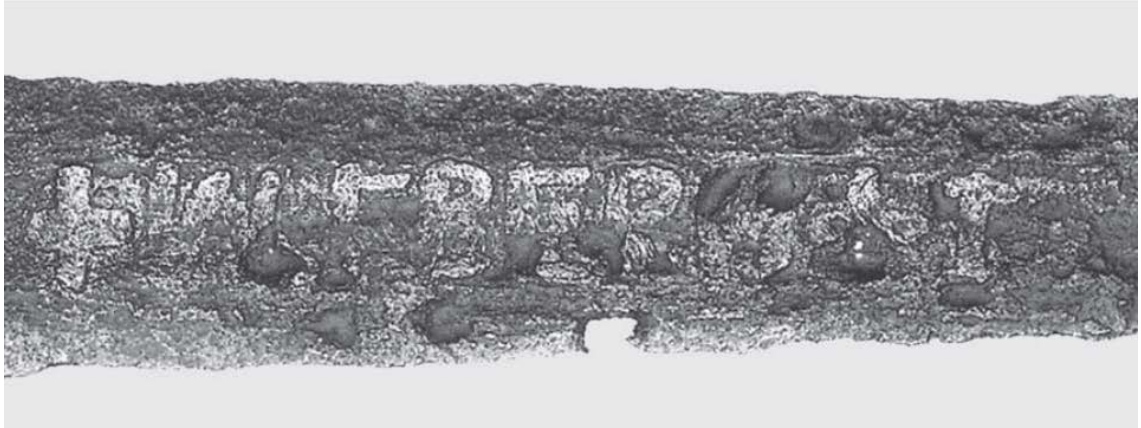


Figura 32. Inscripción espada inventario nº.1973-70 Württemburg Landesmuseum de Stuttgart- se puede leer: +VLFBERH+T (Fuente: A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS, Figura 2[29])

Museo Histórico de Oslo c.4690 [30], (grupo A según la división anterior)

La espada en cuestión tiene una inscripción que puede leerse como + VI F B E R H + T.

Dureza superficial promedio (cuerpo) 130-180 HV, similar incluso inferior a la que hemos obtenido de la espada en estudio 200 HV[31] de (bordes más cercanos) 220-310 HV.

Petersen (1919) publicó un análisis de muestras de esta espada. Las cavidades dejadas en el muestreo aún son visibles en la superficie de la hoja. Fueron tomadas desde la parte central de la hoja, lo que podría explicar por qué el contenido de carbono en el publicado análisis (0,75%C) no coincide con lo esperado de la microestructura del borde.

Se tomó una muestra del borde, en el extremo roto de la punta de la espada.

Figura 33. Espada del Museo Histórico de Oslo c.4690**.** Se puede observar el extremo desprendido con perforaciones de muestra anteriores (Fuente: A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS, Figura 5[32])

[29] Ibídem 15

[30] Ibídem 15

[31] En la prueba en el laboratorio de DEPARTAMENTO DE MATERIALES Y PRODUCCIÓN AEROESPACIAL se utilizó el durómetro Vickers 30, por eso pusimos **200 HV30,** pero la dureza Vickers no deja de ser HV, académicamente hablando que en otras fuentes aparece como DPH, VHN, HV o lo más correcto HV. Hemos puesto HV30 para dejar la información de que se hico con un durómetro Vickers 30.

[32] Ibídem 15

La microestructura consiste en su mayor parte en perlita, en áreas rodeadas por una red de cementita. En algunos lugares, esta cementita aparece como listones dentro de las áreas de perlita; en otros lugares, la red se ha fragmentado en glóbulos.

Figura 34. Espada del Museo Histórico de Oslo c.4690**,** restos de la inscripción
(Fuente: A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS, Figura 6[33])

En esta espada aparecen algunas inclusiones de escoria. En partes, lejos del borde, también hay zonas de ferrita. Estas zonas de ferrita parecen volverse más frecuentes a medida que uno se mueve hacia las áreas de donde se tomaron las muestras.

Este acero da la impresión de ser hipereuctectoide >0.7% C, en algunos lugares, que ha sufrido considerable trabajo en caliente (o incluso tal vez un recocido deliberado para ablandarlo) que ha causado que la cementita se esferoidiza en algunas partes. Esto también puede haber llevado a la descarburación de la superficie, deliberadamente o accidentalmente. Se explicaría así por qué el contenido de carbono, según el análisis de combustión [34] de muestras lejos del borde, es solo 0.75%C; pero lejos de la superficie, según el microestructura, está bien por encima del 1,0%C.

[33] Ibídem 15

[34] Debido a la condición en la que estaban las espadas que tuvo que contentarse con muestras de 1g de peso, que fueron analizadas por combustión directa en una corriente de oxígeno. Otro método para la medición del carbono en un acero, además de la combustión o el uso del espectrógrafo de masas, consiste en la prueba de la chispa. Esta se realiza sujetando la pieza de prueba contra una muela abrasiva. Cuando se sujeta una pieza de hierro o acero contra la superficie rugosa de la muela abrasiva, las partículas de metal se eliminan y, debido a la fricción, se calientan y brillan. Estas partículas de metal eliminadas que brillan mientras dejan el metal principal se llaman chispas. Estas chispas son diferentes dependiendo de la composición del metal o aleación. Estudiar estos patrones de chispas puede ayudar a identificar el metal con bastante precisión. Las chispas dadas, su longitud, color y formación pueden identificar el metal. Esta prueba es aplicable para metales de base ferrosa. Si el carbono está presente en el metal, se quema brillantemente cuando se oxida. Así, una variación en el porcentaje de carbono en el metal dará como resultado chispas de varias longitudes, colores y formas.

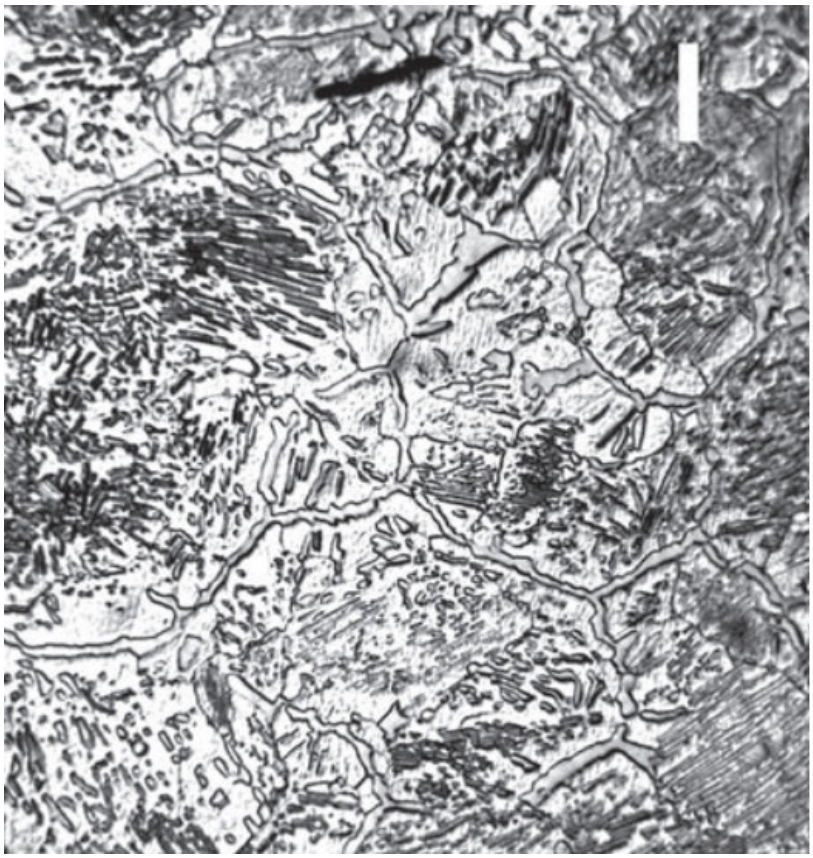


Figura 35. Espada del Museo Histórico de Oslo c.4690**.** Microestructura de la espada interior, perlita y cementita. (Fuente: A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS, Figura 9[35])

Figura 36. Espada del Museo Histórico de Oslo c.4690**.** Microestructura de la espada interior, perlita y agujas de cementita. (Fuente: A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS, Figura 10[36])

[35] Ibídem 15

[36] Ibídem 15

Museo Histórico de Bergen 882[37] (grupo A según la división anterior)

Tiene una inscripción que puede leerse como V L F B E R H +… [Leído como VLFBERH+T por Lorange] Dureza superficial promedio 180-220HV similar a la que hemos obtenido de la espada en estudio 200 HV que hemos llamado espada europea siglos X/XI (A) y (C)**.** Se tomaron tres muestras:

Figura 37. Espada del Museo Histórico de Bergen 882. Vista general
(Fuente: A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS, Figura 12[38])

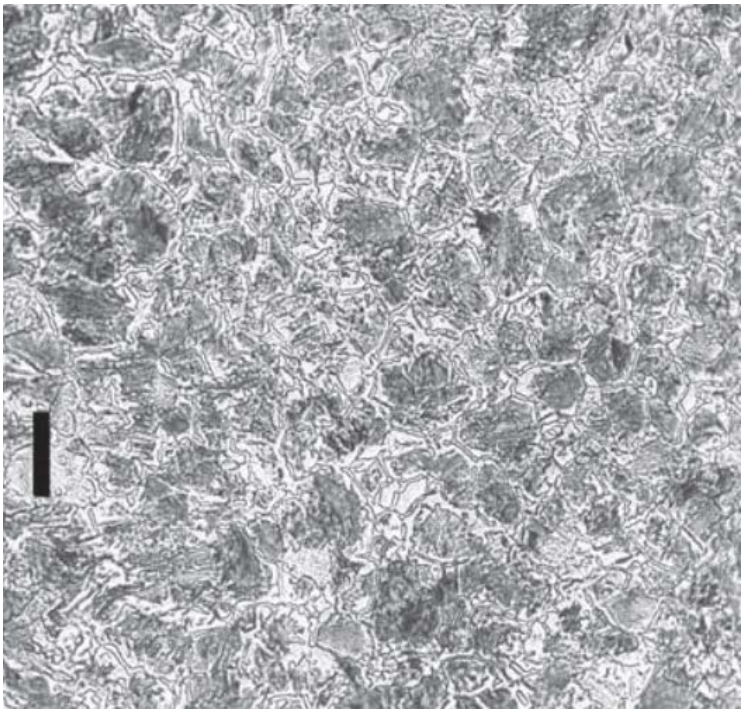


Figura 38. Espada del Museo Histórico de Bergen 882**.** microestructura de la espada perlita y cementita.
(Fuente: A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS, Figura 13[39])

[37] Ibídem 15

[38] Ibídem 15

[39] Ibídem 15

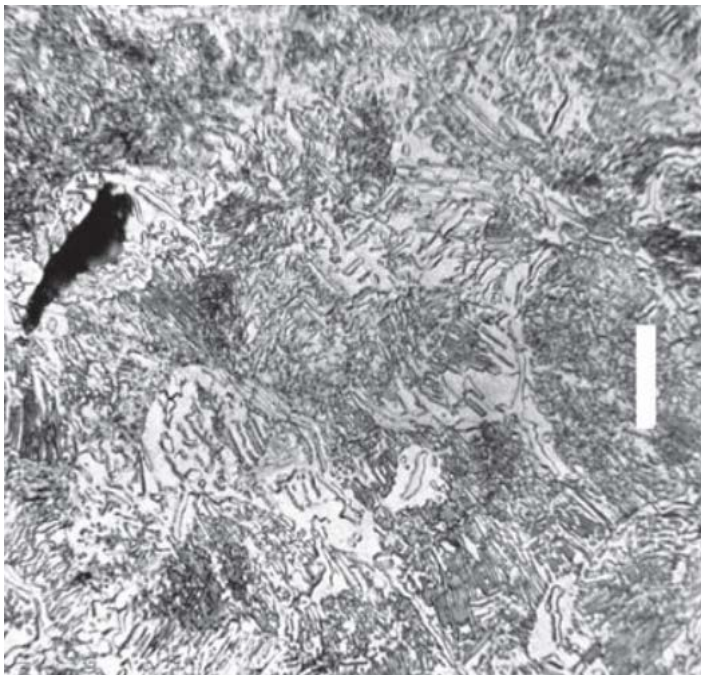


Figura 39. Espada del Museo Histórico de Bergen 882**.** microestructura de la espada perlita y cementita, en otra sección de la hoja. (Fuente: A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS, Figura 14[40)]

Se examinó una muestra del cuerpo de la espada. La microestructura consta de áreas de perlita fina, con una red de cementita, y sin inclusiones de escoria visibles. Este es un acero hipereutectoide con un contenido de carbono de al menos el 1%. Rango de microdureza 253-308 HV (promedio = 282 HV).

Figura 40. Espada del Museo Histórico de Bergen 882**.** microestructura de la espada en el borde de la hoja, perlita y grafito. (Fuente: A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS, Figura 15 [41)]

[40] Ibídem 15

[41] Ibídem 15

También se examinaron dos lascas más pequeñas del borde, véase la figura anterior. La microestructura de la primera consta de áreas de perlita fina, con algunos granos de ferrita cerca de la superficie y sin escoria visible. La microestructura de la otra consiste en áreas de perlita fina, con una red de cementita y algunos granos de ferrita cerca de la superficie. También algunas características poco comunes, que al volver a pulir y volver a examinar con un mayor aumento, aparecieron, como cavidades, algunas de las cuales todavía tenían escamas de grafito, y otras estaban vacías. La microdureza era mayor en el área circundante. Esto parece ser el vestigio de un área de muy alto contenido de carbono, que ha contenido grafito. Si esto se hizo a partir de un lingote de acero al crisol, entonces uno de los ingredientes del crisol era de hierro fundido.

Parece presumiblemente el vestigio de un proceso de fabricación, que involucró calentar hierro fundido con hierro en flor en un crisol, como lo describe al-Biruni (973-1048)[42], quien supone que la fusión juntos de «hierro dulce» y «hierro duro» (presumiblemente hierro fundido) en crisoles cubiertos durante días daba lugar al acero de crisol[43]. Finalmente, se habría absorbido suficiente carbono para que la aleación se derritiera, y el crisol roto produciría una torta de acero fundido, de un tamaño conveniente para hacer una hoja de espada.

Es posible que se haya producido una descarburación local cerca de la superficie durante la forja. Rango de microdureza de 226-279 HV.

Según estos datos las espadas (A) (B) (C) podrían ser también hjpereutectoides con las citadas aquí pero con tratamiento térmicos no demasiado agresivos.

9. Otras espadas de dureza similar

En citado estudio aparecen rangos de dureza similares como encontrados en espadas como la Estonian History Museum, Tallinn A.580:2020 (grupo A según la división anterior), (178-246 HV)[44], la Helsinki Kansali Museo 10390:2, (grupo B según la división anterior) (116-223 HV)[45], la Saaremaa Museum, Estonia K85-108, (170-220 HV) [46] (grupo C según la división anterior) y la Helsinki Kansali Museo 2767 (166-236 HV)[47] (grupo B según la división anterior).

El resto de espadas de este estudio[48] alcanza valores medios de 350 HV. Deberían ser más duras si se hubieran forjado de la forma correcta. Puede que muchas sean copias de la época o ejemplares mediocres que no fueron bien templados o templados de una forma muy ligera por herreros que tuvieron miedo a deformaciones o grietas que aparecieran en este proceso si no se hiciera bien.

En la gráfica anterior, figura 25, se expone el contenido de carbono comparado con la dureza encontrada en hojas de época y réplicas modernas, Sword Blade Hardness: a Look at the Current Research, October 18th, 2016[49], como hemos comentado antes, aparece una espada con el nombre de ULFERHT y otra con el nombre de ELFBERHT, esta última posiblemente una variación de la primera (grupo C según la división anterior) . La que más se asocia al acero hipereutectoide será la que aparece clasificada como ELFBERHT. Aunque la ULFERHT también tienen alto contenido en carbono de 0.55 %C en adelante.

[42] Ibídem 15

[43] Ibídem 16

[44] Ibídem 15

[45] Ibídem 15

[46] Ibídem 15

[47] Ibídem 15

[48] Ibídem 15

[49] Ibídem 15

En general, puede decirse que las espadas vikingas fabricadas en Escandinavia eran increíblemente caras de fabricar y no eran de tan buena calidad como las espadas Ulfberht. Las espadas de Ulfberht /Elfberht era tan preciadas y tan increíblemente valiosas que eran el artículo más falsificado de toda Escandinavia.

El hecho es que han llegado a nuestros días muchas de estas «falsificaciones» con unas hojas con calidades que intentaban aproximarse a las de las espadas Ulfberht.

10. Conclusiones

Los datos de dureza obtenidos en las espadas que hemos llamado europeas siglos X/XI (A) (B) Y (C) son coherentes con alguna de las espadas vikingas estudiadas en el documento A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, ESTUDIO METALÚRGICO DE ALGUNAS ESPADAS VIKINGAS[50] así como del artículo «Sword Blade Hardness: a Look at the Current Research, October 18th , 2016[51]».

Consideramos que las espadas en estudio que hemos llamado espada europea siglos X/XI (A) (B) y (C), pueden estar formadas por acero hipoeutectoide, de no muy alto contenido en carbono a diferencia de las espadas vikingas citadas. En el estudio de estas 44 espadas alguna alcanza durezas locales de 564 en la parte de martensita, pero el promedio está en torno a 350 HV. No son valores demasiado altos.

Por la relación entre dureza y %C, nosotros pensamos que la espada europea siglos X/XI (A) pudiera tener en torno a 0.3%- 0.4% C asociado a la dureza a de 200 HV, línea amarilla figura 24, espada de construcción solida templada y normalizada. Los valores de dureza dependen como hemos comentado mucho de cómo ha sido el templado. Por tanto hipoeutectoide como hemos comentado antes.

Según el Doctor Manuel Laguna, por los datos de dureza que medimos y la presencia de carbono, por la prueba del espectrógrafo de masas, considera que la espada europea siglos X/XI (A) pudiera ser hipereutectoide.

Efectivamente esta sería otra alternativa, como hemos comentado es que según los datos de durezas de las espadas (A) (B) (C) podrían ser también hipereutectoides con las citadas aquí pero con tratamiento térmicos no demasiado agresivos, digamos que débiles, para evitar posibles deformaciones o grietas en el caso de que herrero no sea muy competente o experimentado o bien un destemplado de la espada por un calentamiento local fortuito.

En cuanto a las espadas «Ulfberht»[52], su fabricante era evidentemente un artesano (o quizás un artesano/comerciante) que tenía acceso a una fuente de acero con alto contenido de carbono. Esto bien pudo haber sido lingotes de acero al crisol importados de Oriente Medio a través del río Volga. En cuyo caso, su ubicación sería probablemente en el área del Báltico, donde terminaba esta ruta comercial, y donde se han encontrado la mayoría de estas espadas. O bien a través de la Península Ibérica.

El acero de crisol posiblemente se fabricó alrededor de Herat y se exportó a través del norte de la India a Persia y tierras musulmanas.

Los persas comerciaban con acero de crisol (llamado wootz en la India), era probable que se exportara una parte a Europa. Esta parece ser la primera evidencia de que este podría haber sido el caso. De hecho, había una ruta comercial bien establecida desde el Báltico a Persia a través del Volga, explotada por los vikingos en el Siglos IX-X, durante el período de su fabricación. Otra alternativa es que el wootz o acero de crisol viniera de Damasco a los árabes de la Península Ibérica y de estos a los francos del sur, como hemos comentado antes.

[50] Ibídem 15

[51] Ibídem 7

[52] Ibídem 15

Se cree que las hojas de Ulfberht están hechas de acero de crisol en lugar de acero de mineral de hierro «normal» fabricado mediante el proceso de floración. Un novedoso proceso de fabricación aseguró la pureza y excelente calidad de este metal. También se han descubierto en ellas altos niveles de manganeso, pero el 1,2% de contenido de carbono de las hojas es, con mucho, su característica material más notable. Debido a su hoja de acero, las espadas Ulfberth son conocidas como las más duraderas y efectivas.

Tal acero con alto contenido de carbono habría tenido que haber sido forjado, en contra de la intuición, en una temperatura inferior a la habitual. Si se hubiera forjado a la temperatura correcta durante el adecuado tiempo, las espadas producidas habrían sido duras y resistentes, y habrían sido muy valoradas. Así que no es de extrañar que muchos otros herreros trataran de copiar estas espadas, y también copiar la inscripción de su fabricante. Un taller, que fabricaba sus espadas con acero endurecido en los bordes, copió la ortografía exactamente, excepto por colocar el terminal + en el lugar equivocado. Otros talleres, hicieron espadas de diferente calidad y diferente precisión de ortografía.

A pesar de ser tan buenas las hojas de las espadas Ulfhberth, muchas de ellas (que llevan este nombre como hemos visto) tienen valores de dureza no muy altos semejantes a otras espadas como las que forman parte de nuestro estudio que hemos llamado espada europea siglos X/XI (A) (B) y (C).

Algunas espadas no dan valores tan altos de dureza por posibles fallos o defectos en su fabricación. Por ejemplo, la presencia de grafito (así como de cementita) en la microestructura de la espada Bergen Historisk Museum 882, que como hemos comentado pudiera provenir de calentar hierro fundido con hierro en flor en un crisol, da lugar a una torta de acero fundido. Esta torta provendría de un lingote de acero al crisol, lo que confirmaría la teoría del origen persa de este acero a través del Volga o la península Ibérica. Sin embargo, descarburada en la forja dando durezas muy mediocres entorno a 226HV-279HV.

Otras espadas como la 4690[53,] del Museo Histórico de Oslo parecen no haber recibido los tratamientos térmicos y mecánicos óptimos sino inhábiles y realizados por alguien con poca experiencia y falta de maestría, como la del Museo Histórico de Bergen 882.

Después de la caída de los samánidas y el surgimiento de varios principados rusos, el uso de este comercio ruta de los vikingos declina. Es de destacar que, en este momento, aparentemente cesa la fabricación de estas espadas «Ulfberht», presumiblemente porque la materia prima ya no estaba disponible.

En definitiva, en vista de los datos de dureza obtenidos, nuestras espadas europeas siglos X/XI (A) (B) y (C)

- O bien probablemente sean similares al tipo de espada descrito en la línea amarilla de la gráficas 1 y 2 del estudio de dureza de Craig Johnson[54], construcción sólida, y templado. Dando esos valores de dureza entre 100 HV y 250 HV, e hipoeutectoides pero con carbono por encima del 0.4-0.5 %.
- O bien podrían ser también hipereutectoides con tratamiento térmicos torpes e inexpertos o que hubieran sufrido un destemplado fortuito.
- O bien un parte de ellas forme parte del grupo hipoeutectoide descrito líneas arriba y la otra parte forme parte del grupo hipereutectoide de las líneas anteriores.

Desde luego los datos de dureza son coherentes con los de muchas espadas de la época.

[53] Ibídem 15

[54] Ibídem 7

10. Referencias bibliográficas

- Alan Williams. A METALLURGICAL STUDY OF SOME VIKING SWORDS, estudio metalúrgico de algunas espadas vikingas por GLADIUS Estudios sobre armas antiguas, arte militar y vida cultural en oriente y occidente XXIX (2009), pp. 121-184 ISSN: 0436-029X.
- Anders Lorange, *Den yngre jernalders sværd*, Bergen (1889).
- Anne Stalsberg, *Herstellung und Verbreitung der Vlfberht-Schwertklingen. Eine Neubewertung, Zeitschrift für Archäologie des Mittelalters*, 36, 2008, 89-118 The Vlfberht sword blades reevaluated ANNE STALSBERG, Anne Stalsberg, producción y distribución de espadas Vlfberht. Una reevaluación, Revista de Arqueología Medieval. <https://web.archive.org/web/20160303224000/http://www.jenny-rita.org/Annestamanus.pdf>
- Apráiz Barreiro, José. Tratamientos térmicos de los aceros, capitulo XX ensayos de tracción., Director de la Fábrica de Recalde de la S.A. Echevarria de Bilbao, 1964.
- Asrengineering.com Properties of Steel. Understanding Material Properties , https://asrengineering.com/2019/09/10/properties-of-steel/
- Craig Johnson, "Sword Blade Hardness: a Look at the Current Research" , Sword Blade Hardness: a Look at the Current Research - The Oakeshott Institute
- Departamento de Ingeniería Mecánica y Construcción, de la Universidad Jaime I. Ensayo de tracción., 2006. Ensayo de tracción. <http://www.mecapedia.uji.es/pages/ensayo_de_traccion.html>
- Jose Maria Berasategui Liuzeaga, José Antonio Crespo Francés y Genaro Rosado Galdós. Identificación de una espada jineta de guerra. <https://www.culturanavarra.es/uploads/files/04_TAN18_Berasategui-Crespo-Gos-Irasategui-Crespo-Ros_WEB.pdf>
- Mirzā Lotfallāh .Ta'id Besārat [Aid to Sight] in 1118 Hegira (1706-1707 C.E.) or in 1108 Hegira (1696-1697 C.E.).
- Mansur (1975/1354): Gŏharnâme [The Book of Jewels]. Annotated by Manuèehr Sotude. Farhang-e Irân Zamin. Volume 4, Second Edition.
- Manouchehr Moshtagh Khorasani, Niko Hynninen. REPRODUCIENDO ACERO DE CRISOL: UNA GUÍA PRÁCTICA Y UN ANÁLISIS COMPARATIVO CON MANUSCRITOS PERSAS GLADIUS Estudios sobre armas antiguas, arte militar y vida cultural en oriente y occidente XXXIII (2013), pp. 157-192 ISSN: 0436-029X doi: 10.3989/gladius.2013.0007. <https://gladius.revistas.csic.es/index.php/gladius/article/view/262/267>
- The Efficient Engineer. Understanding Material Strength, Ductility and Toughness. https://efficientengineer.com/material-strength-ductility-toughness/

REFLEXIONES DE INTERÉS SOBRE CIERTOS ASPECTOS CLAVE EN LA CALIFICACION DE ELEMENTOS CRÍTICOS SAFETY

CN (CIA) PEDRO ANTONIO CASAS ALCAIDE
Doctor Ingeniero Naval por la UPM

Resumen.- En este trabajo se van a presentar algunas reflexiones de interés sobre tres aspectos clave en la calificación de elementos críticos SAFETY: criterios de aceptación seleccionados, control de calidad/tolerancias establecidas para fabricar dichos elementos y detalles del diseño/tecnología usada en los mismos.

1. Introducción

En el ámbito de este trabajo, se entenderá por proceso de calificación todo aquel que se establezca al objeto de comprobar la validez de un elemento/sistema físico en relación con alguna aplicación concreta, siendo lo usual descomponer dicho proceso en una serie de conceptos de calificación que faciliten su implementación a nivel práctico.

Por otro lado, conviene observar que la definición de cualquier proceso de calificación va a estar gobernada por tres aspectos básicos: criterios de aceptación fijados, control de calidad/tolerancias establecidas para fabricar el elemento/sistema bajo calificación y detalles del diseño/tecnología usada en este último.

Gestionar bien estos tres aspectos resulta esencial cuando se trata de calificar un ECS, siendo el objeto de este documento presentar algunas reflexiones de interés al respecto usando como vía de aproximación un caso de calificación sobre el que el autor dispone de experiencia directa:

- ECS a calificar: Válvulas de bola
- Aplicación a analizar: Cierre exterior de conducciones a bordo de submarinos sometidas a presión de inmersión (nótese que es la aplicación lo que convierte a un elemento en ECS).
- Concepto de calificación: Capacidad de soportar maniobras de cierre sin llegar al punto de fallo (tomando como solicitación el número de ciclos realizados).

Se empezará por establecer un modelo matemático simplificado de tipo probabilístico, a continuación se llevará a cabo un ejercicio numérico para analizar el caso de calificación arriba descrito, se presentarán dos planteamientos alternativos al examinado hasta ese momento y se finalizará con una serie de conclusiones de tipo general.

Aunque estas conclusiones son en principio válidas a nivel general, la naturaleza inductiva del enfoque usado en su obtención exige prudencia a la hora de aplicarlas a otros casos de calificación distintos al aquí contemplado.

Tabla 1.- Nomenclatura

c	Número de ciclos de maniobra
c_F	Número de ciclos de maniobra necesarios para llegar al punto de fallo
c_{Fm}	Valor medio de c_F
N	c/c_{Fm}
N_{cal}	Valor que toma N al finalizar el ensayo de calificación asumiendo la MVP
N_{FP}	Valor que toma N en el punto de fallo asumiendo la PVP
p	Par de maniobra (Nm)
p_0	Par de maniobra inicial antes de ciclar la válvula (Nm)
Δc_F	Rango de variabilidad mínimo aceptable de c_F
Δp	$p - p_0$
Δp_{cal}	Valor de Δp máximo admisible al finalizar el ensayo de calificación
Δp_F	Valor de Δp en el punto de fallo
Δp_{sup}	Valor de Δp para N_{cal} asumiendo la PVP
Δ	$\Delta p/p_0$
Δ_{cal}	$\Delta p_{cal}/p_0$
Δ_F	$\Delta p_F/p_0$
Δ_{FFm}	$\Delta c_F/c_{Fm}$
Δ_{sup}	$\Delta p_{sup}/p_0$
ECS	Elemento crítico SAFETY
MVP	Mejor válvula posible
PVP	Peor válvula posible
RVMA	Rango de variabilidad mínimo aceptable
SC	Sociedad de Clasificación

En último lugar se establecerán algunas definiciones importantes en el ámbito del presente documento:

Punto de fallo de la válvula: Aquel en el que la degradación sufrida por la válvula impide a esta última cumplir su función (cierre efectivo del circuito al que pertenece impidiendo la entrada de agua de mar).

Rango de variabilidad mínimo aceptable: Incremento (tanto positivo como negativo) sobre el valor medio de una variable aleatoria necesario para que la probabilidad de encontrar esta última en la región acotada por dicho incremento sea igual a 0,999.

Mejor válvula posible: Aquellas válvulas para las que el valor del parámetro c_F tomado como una variable aleatoria se encuentra justo en el límite superior de la región acotada por el RVMA.

Peor válvula posible: Aquellas válvulas para las que el valor del parámetro c_F tomado como una variable aleatoria se encuentra justo en el límite inferior de la región acotada por el RVMA.

Curva de degradación de la válvula: Valor que toma el nivel de degradación sufrido por la válvula en función del nivel de solicitación aplicado.

2. Modelo matemático

Al objeto de establecer un marco conceptual claro, se describirá a continuación el planteamiento usado para afrontar el caso de calificación presentado en la introducción y, de hecho, para llegar a los resultados alcanzados en este punto y en el siguiente:

- Paso 1: Se fija el número de ciclos a completar en el ensayo de calificación.
- Paso 2: Se selecciona un criterio de aceptación.
- Paso 3: Se ensaya un prototipo.
- Paso 4: Se verifica que el resultado del ensayo objeto del paso 3 cumple con el criterio de aceptación seleccionado en el paso 2.

Aunque este planteamiento se considera el estándar a usar siempre que sea posible, hay otros que podrían resultar interesantes bajo ciertas circunstancias, como por ejemplo los que se describen en el punto 4.

Por otro lado, la degradación/fallo de una válvula de casco como las descritas en la introducción puede definirse de muchas maneras, siendo las dos siguientes las más interesantes a efectos prácticos:

- En base al nivel de fugas existente en posición cerrada
- En base al par necesario para poder efectuar la maniobra de cierre/apertura

Aunque es fácil hacer un desarrollo completamente análogo para cada uno de los dos modos de degradación arriba indicados, aquí se analizará únicamente el segundo de ellos al objeto de no alargar en exceso la exposición (la combinación de ambos conduce a un tema de estudio que se deja para mejor ocasión).

De la misma forma, el desarrollo de un modelo matemático adecuado a los efectos del presente trabajo puede enfocarse de muchas maneras, pasando una de ellas por establecer las siguientes simplificaciones (las cuales permitirán un tratamiento sencillo del problema manteniendo una precisión razonable):

S1.- Se tomará una curva de degradación para las válvulas tal como la que se indica a continuación:

$$\Delta p = \Delta p_F \left(\frac{c}{c_F}\right)^k \qquad (2.1)$$

En donde el exponente k será una constante no dimensional.

S2.- Todas las incertidumbres asociadas a este problema se tendrán en cuenta tomando el parámetro c_F como una variable aleatoria.

2.1.- Condición a cumplir por el criterio de aceptación

Usando esta última simplificación es fácil establecer las curvas de degradación para la MVP y la PVP a partir de la expresión 2.1, las cuales se presentan a continuación de manera unificada y en formato no dimensional:

$$\Delta = \Delta_F \left(\frac{1}{1 \pm \Delta_{FFm}} N \right)^k \tag{2.2}$$

Suponiendo ahora que la válvula usada en el ensayo de calificación fuese la MVP y que además haya sufrido un incremento de par igual al máximo admisible al finalizar dicho ensayo (Δp_{cal}), es inmediato plantear la siguiente igualdad:

$$\Delta_{cal} = \Delta_F \left(\frac{1}{1 + \Delta_{FFm}} N_{cal} \right)^k \tag{2.3}$$

Mediante una manipulación algebraica sencilla de la anterior expresión, es fácil llegar al siguiente resultado:

$$N_{cal} = (1 + \Delta_{FFm}) \left(\frac{\Delta_{cal}}{\Delta_F} \right)^{1/k} \tag{2.4}$$

Introduciendo la expresión 2.4 en la 2.2 (particularizando esta última para la PVP) se obtiene lo siguiente:

$$\Delta_{sup} = \Delta_F \left(\frac{1}{1 - \Delta_{FFm}} N_{cal} \right)^k = \Delta_{cal} \left(\frac{1 + \Delta_{FFm}}{1 - \Delta_{FFm}} \right)^k \tag{2.5}$$

Y finalmente, usando esta última expresión es fácil establecer una condición suficiente para impedir a efectos prácticos el fallo en servicio de cualquier válvula que responda a un prototipo calificado de forma satisfactoria:

$$\Delta_F \geq \Delta_{sup} = \Delta_{cal} \left(\frac{1 + \Delta_{FFm}}{1 - \Delta_{FFm}} \right)^k \tag{2.6}$$

Nótese que:

- El criterio de aceptación para este caso de calificación coincide con el valor que se haya seleccionado para Δ_{cal}, el cual debe cumplir siempre la condición 2.6.
- Asumiendo como ciertas las simplificaciones S1 y S2, el cumplimiento de la condición 2.6 permite asegurar una probabilidad de fallo en servicio de cualquier válvula satisfactoriamente calificada inferior a 0,002 (ver anexo).
- Si no hubiese incertidumbre ($\Delta_{FFm} = 0$), el criterio de aceptación usado podría hacerse coincidir con el punto de fallo independientemente del valor que tomase la constante k.

La expresión 2.6 permite analizar la influencia de los tres aspectos clave mencionados en la introducción, y en este sentido, se llama la atención del lector sobre dos temas muy importantes:

El primero es que el control de calidad y las tolerancias asociadas al mismo van a influir de manera decisiva en el valor de Δ_{FFm} (Hasta cierto punto, este valor puede reducirse a base de establecer exigencias de calidad/tolerancias muy restrictivas).

Y el segundo es que los detalles del diseño y la tecnología empleados van a influir fuertemente en el valor de la constante k así como en el de Δ_F (El segundo de estos dos parámetros dependerá a efectos prácticos del

par que sea capaz de suministrar el sistema de maniobra de la válvula, siendo este último el que realmente habrá que fijar en base a los detalles arriba indicados).

Al margen de lo anterior, otro tema importante pasa por observar que la calificación puede realizarse mediante el ensayo de un solo prototipo, en contraste con el elevado número de prototipos que sería necesario ensayar para establecer tanto el valor de k como la distribución de probabilidades de c_F.

Esto último también podría lograrse mediante bases de datos experimentales genéricas (obtenidas a partir de casos encontrados en servicio, de ensayos con válvulas similares, etc.) como por ejemplo las usadas para llegar a los resultados de la referencia [1], lo cual queda al alcance de muy pocas organizaciones dado el coste asociado.

Cuando no se disponga de datos experimentales suficientes para poder usar la expresión 2.6 en la selección del criterio de aceptación (Δ_{cal}), no quedará más remedio que acudir a alguna de las organizaciones arriba citadas, y en este sentido, una SC sería quizá la mejor opción conocida por el autor.

2.2.- Margen de seguridad frente a ciclos de maniobra

Haciendo uso de la expresión 2.2 es fácil establecer el valor que toma N en el punto de fallo asumiendo la PVP:

$$N_{FP} = 1 - \Delta_{FFm} \tag{2.7}$$

Y teniendo en cuenta esta última igualdad, el margen de seguridad frente a ciclos de maniobra de una válvula se definirá como la diferencia entre el valor de N arriba indicado y el valor que tomaría dicho parámetro al finalizar el ensayo de calificación asumiendo la MVP:

$$N_{FP} - N_{cal} = 1 - \Delta_{FFm} - (1 + \Delta_{FFm}) \left(\frac{\Delta_{cal}}{\Delta_F}\right)^{1/k} \tag{2.8}$$

Nótese que la desigualdad 2.9 (derivada a partir de la expresión 2.8) no es más que una forma equivalente de plantear la desigualdad incluida en la expresión 2.6 (la condición implícita en ambas desigualdades es exactamente la misma).

$$N_{FP} - N_{cal} \geq 0 \tag{2.9}$$

3. Ejercicio numérico

En este punto se va a llevar a cabo un ejercicio numérico que permita visualizar algunas características importantes del planteamiento estándar, para lo cual se hará uso de los datos de partida siguientes:

- Se tomará un valor de Δ_F igual a 0,5.
- Se tomará un valor de Δ_{FFm} igual a 0,2.
- Se tomará un valor de Δ_{cal} igual a 0,05 (exactamente un 10 % del valor de Δ_F).

A partir de estos datos se ha elaborado la tabla 2, usando para ello la formulación desarrollada en el punto 2:

Tabla 2.- Resultados obtenidos usando los datos del ejercicio numérico para valores de k iguales a 1, 2, 3, 4 y 5.

	Δ_{sup}	N_{cal}	$N_{FP} - N_{cal}$
$k = 1$	0,075	0,12	0,68
$k = 2$	0,112	0,379	0,421
$k = 3$	0,169	0,557	0,243
$k = 4$	0,25	0,675	0,125
$k = 5$	0,379	0,757	0,043

Y a partir de la tabla 2 será posible establecer una serie de conclusiones de interés en relación con los dos aspectos siguientes:

- Necesidad de conocer el valor de la constante k.
- Influencia de la constante k en el margen de seguridad de una válvula frente a ciclos de maniobra.

3.1.- Necesidad de conocer el valor de la constante *k*

Para k igual a 1 se tiene un valor de Δ_{sup} igual a 0,075, creciendo este último progresivamente hasta 0,379 para k igual a 5.

Como ambos valores de Δ_{sup} caen por debajo del valor de Δ_F a pesar de la fuerte variación sufrida por el valor de k, parece razonable esperar que no sea necesario conocer con precisión esta última constante para poder establecer un proceso de calificación efectivo. Esta conclusión es muy interesante, pues implica que no hace falta conocer en profundidad el diseño/tecnología de una válvula antes de proceder a su calificación.

A modo ilustrativo, en las figuras 1 y 2 pueden visualizarse los valores de la diferencia $\Delta_{sup} - \Delta_{cal}$ para k igual a 1 y 5 respectivamente.

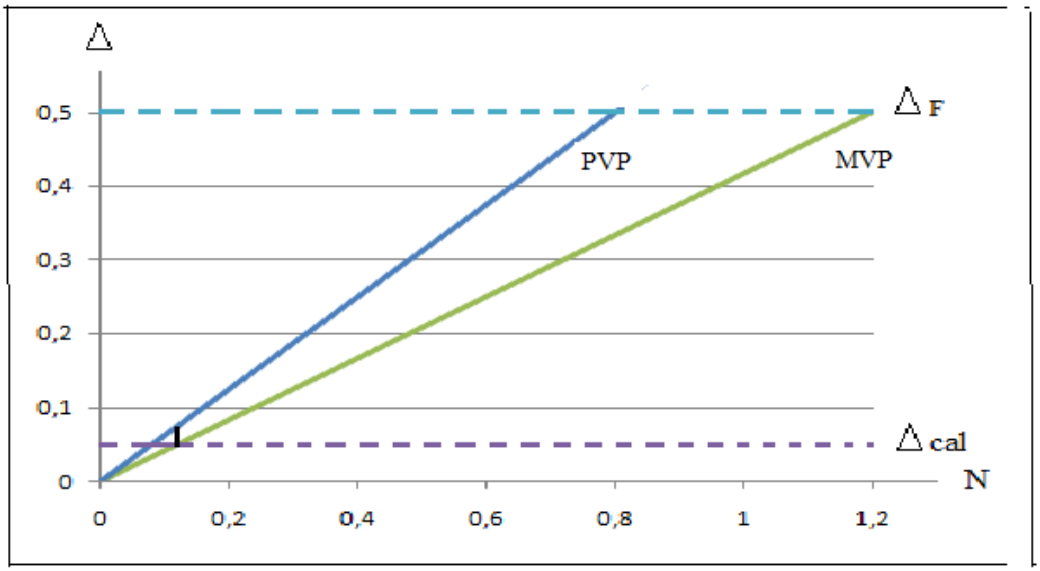


Figura 1.- Curvas de degradación para la MVP y la PVP cuando k es igual a 1 (el segmento vertical en negrita denota el valor de $\Delta_{sup} - \Delta_{cal}$).

De las figuras 1 y 2 se deduce claramente que endurecer el criterio de aceptación (reducir el valor de Δ_{cal}) constituye una forma de circunvalar la necesidad de conocer con precisión el valor de la constante k (nótese que esto mismo puede deducirse directamente a partir de la condición 2.6).

Tal como ya se ha dicho, cuando no sea posible usar la expresión 2.6 (y se trate con un ECS como el aquí contemplado), no quedará más remedio que acudir a una organización experta. Esta última tampoco tiene que conocer el valor de la constante k, no obstante lo cual podrá estimarlo si dispone de una base de datos experimentales adecuada, y esto bastará para establecer un valor de Δ_{cal} que permita cubrir la incertidumbre existente en dicha estimación (se deja para mejor ocasión desarrollar un modelo probabilístico tomando la constante k como una variable aleatoria).

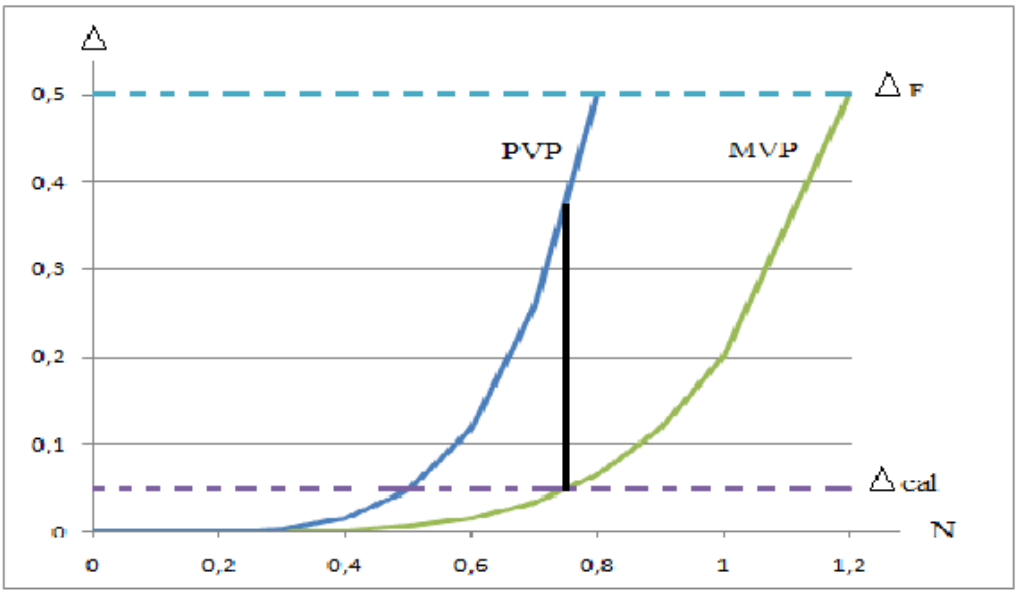


Figura 2.- Curvas de degradación para la MVP y la PVP cuando k es igual a 5 (el segmento vertical en negrita denota el valor de $\Delta_{sup} - \Delta_{cal}$).

3.2.- Influencia de la constante *k* en el margen de seguridad frente a ciclos

Para valores de k rondando la unidad se llega a un margen de seguridad igual a 5,66 veces el valor de N_{cal}, lo que abre la puerta a la posibilidad de aumentar considerablemente la vida operativa de las válvulas sin peligro a efectos prácticos de encontrar fallos.

Sin embargo, para valores de k alrededor de 5, el margen de seguridad se reduce tan solo al 5,7 % del valor de N_{cal}, con lo que ligeros aumentos de la vida operativa de las válvulas podrían llevar a una probabilidad de fallo en servicio inaceptable.

Por tanto, aumentar la vida operativa de una válvula por encima del número de ciclos de maniobra realizados durante el proceso de calificación de la misma puede resultar muy peligroso sin una valoración precisa de la constante k, lo cual resultará difícil sin llevar a cabo una batería de ensayos específicos.

Nótese que, al contrario de lo que ocurría con el proceso de calificación (ver punto 3.1), hay que conocer en profundidad el diseño/tecnología de una válvula antes de aumentar la vida operativa de la misma. Esto significa que haber calificado una válvula de forma satisfactoria (incluso con el apoyo de una organización experta tipo SC) no implica conocer suficientemente el diseño/tecnología subyacente.

4. Planteamientos alternativos para calificar una válvula de casco

Hay otras formas distintas a la usada como estándar en los puntos 2 y 3 de plantear la calificación frente a ciclos, siendo dos de ellas las que se describen a continuación.

4.1.- Planteamiento alternativo A

A partir de la igualdad 2.7, es inmediato llegar al resultado siguiente:

$$c_{FP} = c_{Fm}(1 - \Delta_{FFm}) \tag{4.1}$$

Y a partir de la expresión 4.1, es posible utilizar el siguiente planteamiento:

- Paso 1: Se establece la distribución de probabilidades de c_F mediante la ejecución de una batería de ensayos específicos.
- Paso 2: Se establece el valor de los dos parámetros situados a la derecha de la igualdad 4.1 a partir de la distribución de probabilidades citada en el paso 1.
- Paso 3: Se establece el valor de c_{FP} introduciendo en la igualdad 4.1 los dos parámetros citados en el paso 2.
- Paso 4: Se establece como número máximo de ciclos de maniobra aceptable en servicio el valor de c_{FP} calculado en el paso 3.

El planteamiento que se acaba de describir permite asegurar una probabilidad de fallo en servicio inferior a 0,001 y, además, hace innecesaria la existencia de un criterio de aceptación al estilo del usado en el planteamiento estándar.

Sin embargo, la opción arriba descrita tiene una desventaja grave que no conviene perder de vista, y es la necesidad de ensayar un número de prototipos elevado.

A pesar de lo anterior, hay al menos un caso en el que el planteamiento aquí presentado podría competir con el estándar, y es cuando aparecen valores muy altos del parámetro Δ_{FFm} y/o de la constante k (nótese que esto último equivale a alcanzar el punto de fallo de manera súbita). En efecto, a partir de la expresión 2.6 es fácil ver que dicha circunstancia obligará a reducir el valor de Δ_{cal} hasta un extremo que podría resultar inviable a efectos prácticos.

Finalmente, se llama la atención del lector sobre dos temas que quizá hayan pasado desapercibidos hasta el momento.

El primero es que el número de ciclos a completar en el ensayo de calificación cuando se acude al planteamiento estándar se fija siempre en base a criterios operativos, al margen del diseño/tecnología empleados en la válvula así como del control de calidad/tolerancias establecidas para su fabricación (justo al contrario de lo que sucede al fijar el número máximo de ciclos aceptable en servicio con la opción presentada en este punto).

Y el segundo es que la alternativa de calificación estándar solo presenta interés cuando no sea posible estimar el valor de c_{Fm} (situación muy habitual en la práctica aun disponiendo de aproximaciones para k y Δ_{FFm}), pues de lo contrario resulta preferible hacer uso directamente de la opción presentada en este punto.

4.2.- Planteamiento alternativo B

La descripción de esta alternativa de calificación sería la siguiente:

- Paso 1: Se fija el número de ciclos a completar en el ensayo de calificación.
- Paso 2: Se selecciona como criterio de aceptación el punto de fallo (Δ_F).
- Paso 3: Se ensaya un prototipo.
- Paso 4: Se verifica que el resultado del ensayo objeto del paso 3 cumple con el criterio de aceptación seleccionado en el paso 2.
- Paso 5: Se establece como número máximo de ciclos de maniobra aceptable en servicio una fracción (X) del número de ciclos fijado en el paso 1.

Siguiendo ahora una línea de razonamiento análoga a la usada en el anexo es fácil demostrar que este planteamiento permite asegurar una probabilidad de fallo en servicio inferior a 0,002 cuando se cumple la condición siguiente:

$$X \leq \frac{1 - \Delta_{FFm}}{1 + \Delta_{FFm}} \tag{4.2}$$

El planteamiento arriba descrito presenta una desventaja grave, y es que en el ensayo debe completarse un número de ciclos mayor que el exigido por las necesidades operativas reales. Sin embargo, de la misma forma que el planteamiento alternativo A, constituye una vía de acción interesante cuando resulte difícil usar la opción estándar.

5.- Conclusiones y comentarios finales

En este trabajo se ha presentado un modelo matemático de tipo probabilístico aplicable a la calificación de una válvula de casco para submarinos frente a ciclos de maniobra, se ha efectuado un ejercicio numérico a partir de dicho modelo, se han analizado dos planteamientos alternativos al usado como estándar y, en base a todo ello, ha sido posible alcanzar algunas conclusiones de tipo general:

C1.- Según el planteamiento estándar, seleccionar criterios de aceptación adecuados es fundamental para cubrir las incertidumbres del proceso de calificación. Cuando este último se aplica a un ECS y no se dispone de datos experimentales suficientes, dichos criterios deberían fijarse con el auxilio de un organismo experto (SC, etc.)

C2.- Establecer un control de calidad adecuado durante la fabricación de los elementos a calificar es fundamental para reducir la incertidumbre asociada a cualquier proceso de calificación. Cuando se trata con un ECS y no se dispone de datos experimentales en cantidad suficiente, dicho control debería ser validado/verificado por un organismo experto (SC, etc.).

C3.- La calificación puede realizarse mediante el ensayo de un solo prototipo, en contraste con el elevado número de prototipos que sería necesario ensayar para definir las curvas de degradación del elemento/sistema a calificar así como las propiedades estadísticas asociadas a dichas curvas.

C4.- Es posible calificar un ECS aun sin conocer en profundidad el diseño/tecnología subyacente ni la influencia que ejerce el control de calidad exigido para su fabricación. Sin embargo, aumentar el nivel de solicitación de un ECS por encima del establecido en su proceso de calificación puede resultar muy peligroso si no se conocen bien estos dos aspectos, siendo necesario en tal caso repetir la calificación.

C5.- Cuando el planteamiento estándar (ensayar un solo prototipo fijando un nivel de degradación máximo admisible inferior al aceptable en servicio) no funcione bien, no quedará más remedio que contemplar otras opciones:

- Ensayar un número de prototipos elevado.
- Ensayar un solo prototipo y fijar un nivel de solicitación máximo en servicio inferior al alcanzado en dicho ensayo.

Aunque estas conclusiones pueden considerarse como reflexiones de interés general, la naturaleza inductiva del enfoque usado en su obtención exige prudencia a la hora de aplicarlas a otros casos de calificación distintos al aquí contemplado.

Por último, comentar que:

- El ejercicio numérico del punto 3 constituye en esencia un análisis de sensibilidad de la constante k y que se ha llevado a cabo un análisis similar para Δ_{FFm} aunque sin incluirlo de manera explícita en el documento.
- No ha sido objeto de este trabajo entrar en todo lo que implica el desarrollo de un proceso de calificación completo (interacciones entre conceptos de calificación, definición de protocolos de ensayo, etc.), lo cual se deja para mejor ocasión.
- La combinación de uno o más tipos de solicitación, modos de degradación y planteamientos alternativos (todo en un mismo caso de calificación) conduce a una problemática cuyo análisis se ha dejado para mejor ocasión.

6. Referencias bibliográficas

[1] **US Navy**, 2011, *Handbook of reliability prediction procedures for mechanical equipment*, NSWC-CD.

[2] **P. A. Casas**, 2021, *Aplicaciones de las redes de BAYES en el ámbito de la ingeniería*, Boletín Técnico de Ingeniería de la Armada nº21.

ANEXO

A.- Probabilidad de fallo en servicio cumpliendo la condición 2.6

Para establecer un límite superior a la probabilidad de que una válvula falle en servicio antes de completar un número de ciclos igual al usado en el planteamiento estándar, se empezará por introducir las dos variables aleatorias siguientes:

IP.- Incremento del par de maniobra tras completar en servicio un número de ciclos exactamente igual al exigido en el ensayo:

- Se supera el valor de Δ_F (Estado = SS)
- No se supera el valor de Δ_F (Estado = NS)

CV.- Calidad de la válvula ensayada:

- Mejor que las incluidas en el RVMA (Estado = M)
- Dentro del RVMA (Estado = D)
- Peor que las incluidas en el RVMA (Estado = P)

Estas dos variables aleatorias conforman una red de BAYES (ver referencia [2]) extremadamente simple cuya probabilidad conjunta responde a la siguiente expresión:

$$P(IP, CV) = P(IP|CV)P(CV) \tag{A.1}$$

En donde las dos probabilidades situadas en el término de la derecha pueden describirse mediante las dos tablas siguientes:

Tabla A.1.- Probabilidad condicional $P(IP|CV)$

CV	IP = SS	IP = NS
M	1	0
D	$f_D(\Delta_{cal})$	$1 - f_D(\Delta_{cal})$
P	$f_P(\Delta_{cal})$	$1 - f_P(\Delta_{cal})$

Tabla A.2.- Probabilidad $P(CV)$

CV = M	CV = D	CV = P
0,001	0,999	0

Nótese que:

- La probabilidad de que la válvula ensayada sea peor que las incluidas en el RVMA se ha tomado nula cuando en realidad no es así (aproximación pesimista, pues implica que puede haber válvulas en servicio de peor calidad que la ensayada en el proceso de calificación)
- La probabilidad de que se supere en servicio el valor de Δ_F dado que la válvula ensayada es mejor que las incluidas en el RVMA se ha tomado igual a uno cuando en realidad no es así (aproximación pesimista, pues implica que en este caso siempre se produce el fallo en servicio).
- El valor de la función f_P es irrelevante al haber tomado $P(CV = P) = 0$.

Así pues, solo queda por determinar la función f_D, para lo cual se hará uso de la siguiente simplificación: la probabilidad de que se supere en servicio el valor de Δ_F dado que la válvula ensayada cae dentro del RVMA se tomará igual al valor que tendría para la MVP (situación pesimista, pues implica tomar como punto de ensayo aquel que maximiza la probabilidad de fallo en servicio).

Partiendo ahora de esta simplificación, se procederá según los dos casos siguientes:

- Cuando $\Delta_F \geq \Delta_{sup}$, la probabilidad de que el incremento de par en servicio supere el punto de fallo será menor o igual a 0,001 (ver figuras 1 y 2), con lo que una opción pesimista será tomarla siempre igual a 0,001.
- Cuando $\Delta_F < \Delta_{sup}$, la probabilidad de que el incremento de par en servicio supere el punto de fallo se tomará directamente igual a uno (situación claramente pesimista, pues conlleva fallo seguro cuando en realidad no es así).

Teniendo en cuenta lo que se acaba de indicar, la tabla A.1 quedaría como sigue:

Tabla A.3.- Probabilidad condicional $P(IP|CV)$

CV	IP = SS	IP = NS	
M	1	0	
D	0,001 1	0,999 0	$\Delta_F \geq \Delta_{sup}$ $\Delta_F < \Delta_{sup}$
P	$f_P(\Delta_{cal})$	$1 - f_P(\Delta_{cal})$	

Introduciendo ahora los valores de las tablas A.2 y A.3 en la ecuación A.1, se puede obtener la tabla de probabilidad conjunta siguiente:

Tabla A.4.- Probabilidad conjunta $P(IP, CV)$

	IP = SS	IP = NS	
CV = M	0,001	0	
CV = D	0,001 0,999	0,998 0	$\Delta_F \geq \Delta_{sup}$ $\Delta_F < \Delta_{sup}$
CV = P	0	0	

Y marginalizando la tabla A.4 respecto de la variable aleatoria CV, se obtiene la probabilidad buscada:

Tabla A.5.- Probabilidad $P(IP)$

IP = SS	IP = NS	
0,002	0,998	$\Delta_F \geq \Delta_{sup}$
1	0	$\Delta_F < \Delta_{sup}$

Según esta última tabla, el cumplimiento de la condición 2.6 permite asegurar una probabilidad de fallo en servicio de cualquier válvula satisfactoriamente calificada inferior a 0,002.

Nótese que:

- La función f_D ha resultado ser de tipo escalón (ver expresión A.2).
- Dada la naturaleza pesimista de todas las aproximaciones usadas, la condición 2.6 será suficiente pero no necesaria.
- Hay fallo seguro cuando $\Delta_F < \Delta_{sup}$, situación claramente pesimista que se debe igualmente a la naturaleza de las aproximaciones usadas.

$$f_D(\Delta_{cal}) = \begin{cases} 0{,}001 \leftrightarrow \Delta_F \geq \Delta_{cal}\left(\dfrac{1+\Delta_{FFm}}{1-\Delta_{FFm}}\right)^k \\ 1 \leftrightarrow \Delta_F < \Delta_{cal}\left(\dfrac{1+\Delta_{FFm}}{1-\Delta_{FFm}}\right)^k \end{cases} \qquad \text{(A.2)}$$

FUNDAMENTOS CFD DE APLICACIÓN EN INGENIERÍA IV: GESTIÓN DE INCERTIDUMBRES

CC (CIA) D. JULIO MANUEL PERNAS URRUTIA
Doctor Ingeniero Naval y Oceánico

Resumen

La incertidumbre asociada al empleo de técnicas CFD no está exenta de inquietud, debido a que cada vez se toman mayores decisiones en base a resultados alcanzados a partir de simulaciones de este tipo.

Por lo tanto, habrá que tener en cuenta ciertas cuestiones a la hora de plantear y resolver problemas mediante métodos de simulación en los que intervienen fluidos, con el fin de reducir en lo posible y mantener acotada la incertidumbre asociada a estos.

En el presente artículo se realiza una breve descripción de las principales fuentes de errores asociados al uso de técnicas CFD, entre los que destacan los asociados a la condición de flujo incompresible, a la discretización del medio y a la falta de linealidad en algunos términos de las ecuaciones de gobierno de gobierno.

Igualmente, se incluyen ejemplos de aplicación con el fin de facilitar la comprensión de los conceptos planteados en relación a los tipos de errores descritos con anterioridad.

1. Introducción

En las últimas décadas, la capacidad computacional disponible para la ciencia y la ingeniería ha facilitado enormemente el uso de técnicas CFD *(«Computational Fluids Dynamics»)* para la resolución de problemas relacionados con fluidos, ganando las simulaciones en dificultad y complejidad y siendo, por lo tanto, cada vez más difícil cuantificar las incertidumbres y errores asociados al uso de estas.

A la hora de resolver problemas en el ámbito industrial relacionados con fluidos bajo la condición de *«flujo incompresible»* (mayoritaria en aplicaciones industriales) habrá que recurrir a los denominados *«métodos de proyección»*, que son algoritmos específicos para la resolución del sistema de ecuaciones de gobierno que rige el fenómeno fluido sometido a estudio.

El uso de los métodos de proyección va a permitir salvar la dificultad que supone la no existencia de una ecuación de evolución de la presión en las ecuaciones de gobierno. En este sentido, lo que se busca es que el campo de velocidades final obtenido y corregido por la presión satisfaga al mismo tiempo la ecuación de continuidad, a partir de un proceso iterativo con un error final acotado en el punto de convergencia, además de los errores de redondeo propios asociados a los bajos valores de caída de presión, respecto de los valores de presión estática, por trabajar bajo la condición de flujo incompresible.

Otra tipología de errores a tener en cuenta cuando se trabaja con técnicas CFD son los errores debidos a la discretización del medio. El paso de la forma diferencial a la integral de las ecuaciones de gobierno y estas, a su vez, a ecuaciones algebraicas referidas a los centros de las celdas que componen el mallado en el que se ha dividido el medio llevará implícito un error.

En el caso del método de discretización de los volúmenes finitos FVM *(«Finite Volume Method»*), el error de discretización o «*truncamiento»* se encontrará relacionado por el desequilibrio alcanzado en cada una de las celdas del mallado.

Además del error asociado al proceso de discretización del dominio existirá otro tipo de error de linealización, debido a que el sistema de ecuaciones algebraicas obtenido en primera instancia del proceso de discretización del medio no va a ser lineal, puesto que en las ecuaciones de gobierno de fluidos existen términos no lineales (por ejemplo, el término convectivo de la ecuación de conservación del momento).

Para la linealización de las ecuaciones algebraicas referidas a los centros de las celdas, lo común es acudir a métodos de tipo «*iterativo»* a partir de valores estimados, reduciéndose el error conforme los valores obtenidos se van aproximando a los de la solución.

Con el fin de controlar el error de linealización implícito en cálculos con técnicas CFD, la mayoría de los códigos de uso común incluyen un nuevo vector en el sistema de ecuaciones algebraicas, el cual va a representar los desequilibrios alcanzados en cada una de las celdas que componen el dominio. La idea es que conforme la simulación avance, los términos del vector se vayan reduciendo. Cuantos más términos se anulen al finalizar la simulación, más cerca de la solución nos encontraremos, por lo que habrá que especificar un valor global de desequilibrio que marque el final del proceso de simulación.

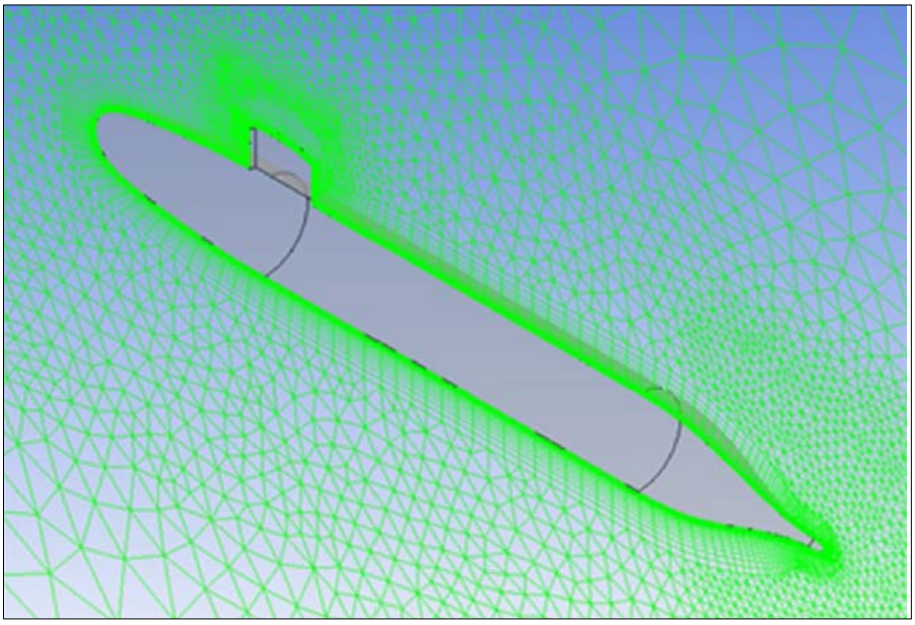


Ilustración 1. Dominio 3D proyecto SUBOFF – DARPA (*"Defense Advanced Research Projects Agency"*) [1]

2. Error asociado a la condición de flujo incompresible

Una de las mayores dificultades de obtener soluciones precisas en flujos incompresibles es que la ecuación de conservación de la masa o continuidad carece de términos con derivada temporal, es decir, no existe una ecuación de evolución para la presión de la forma: [2]

$$\frac{\partial p}{\partial t} = f(t) \tag{1}$$

En estos casos, la restricción de conservar la masa se conseguirá mediante el acoplamiento implícito de la ecuación de continuidad con la de conservación de la cantidad de movimiento a través de la presión.

El término presión (p) no es un campo cualquiera, sino que proviene de un gradiente y será, por lo tanto, irrotacional:

$$\nabla \times \nabla p = 0 \tag{2}$$

Esta característica se puede utilizar con el fin de eliminar el término gradiente de presión de la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento, obteniendo de esta manera una formulación sin presión.

Con el fin de resolver esta problemática, los códigos CFD de uso común emplean algoritmos denominados *«métodos de proyección»*, los cuales resuelven la restricción del campo de velocidades en la ecuación de continuidad a través de la ecuación de presión. [3]

De esta forma, como la ecuación de presión deriva de las ecuaciones de continuidad y momento, el campo de velocidades obtenido y corregido por la presión satisfará la ecuación de continuidad. [4]

Los métodos de proyección o algoritmos basados en la presión PBS (*«Pressure-Based Solver»*), pueden de tipo *«segregado»* o bien *«acoplado»*.

En los algoritmos PBS de tipo segregado, la solución de las ecuaciones de gobierno se realizará de manera secuencial o segregada, lo que significa que las ecuaciones se van a resolver una a una y de manera desacoplada del resto de ecuaciones. Serán más eficientes desde el punto de vista de gestión de memoria que los de tipo PBS acoplado, debido a que las ecuaciones discretizadas se almacenan de una en una en la memoria. En cambio, la convergencia a la solución será relativamente lenta, debido a la forma individual o desacoplada de resolución de las ecuaciones.

Los pasos seguidos en cada iteración para la resolución de las ecuaciones de gobierno, por parte de los algoritmos PBS de tipo segregado, serán los siguientes (ver ilustración 2):

1. Actualización de los valores de las variables fluidas como, por ejemplo, densidad, viscosidad, calor específico, etc.
2. Resolución de las ecuaciones de conservación de la cantidad de movimiento a partir de los valores actualizados de presión y flujo de masa.
3. Resolución de la ecuación de corrección de la presión mediante el empleo del campo de velocidades y flujo de masa actualizados.
4. Corrección de los valores correspondientes al flujo de masa, presión y campo de velocidades mediante la corrección de presión (paso anterior).
5. Resolución de las ecuaciones escalares de términos adicionales como, por ejemplo, la ecuación de la energía, turbulencia, especies, etc.
6. Verificación de la convergencia de las ecuaciones hasta alcanzar la precisión deseada.

A diferencia de los algoritmos PBS de tipo segregado, los algoritmos PBS de tipo acoplado resuelven el sistema de ecuaciones de gobierno de forma simultánea, de modo que los pasos 2 y 3 correspondientes al algoritmo PBS de tipo segregado se reemplazan por un solo paso, mejorándose de esta manera la convergencia a la solución debido a que las ecuaciones de continuidad y momento se resuelven de manera simultánea. Por el contrario, los requisitos de memoria aumentan de 1,5 a 2 veces debido a la exigencia de mantener en memoria el sistema discreto de ecuaciones de gobierno más la presión.

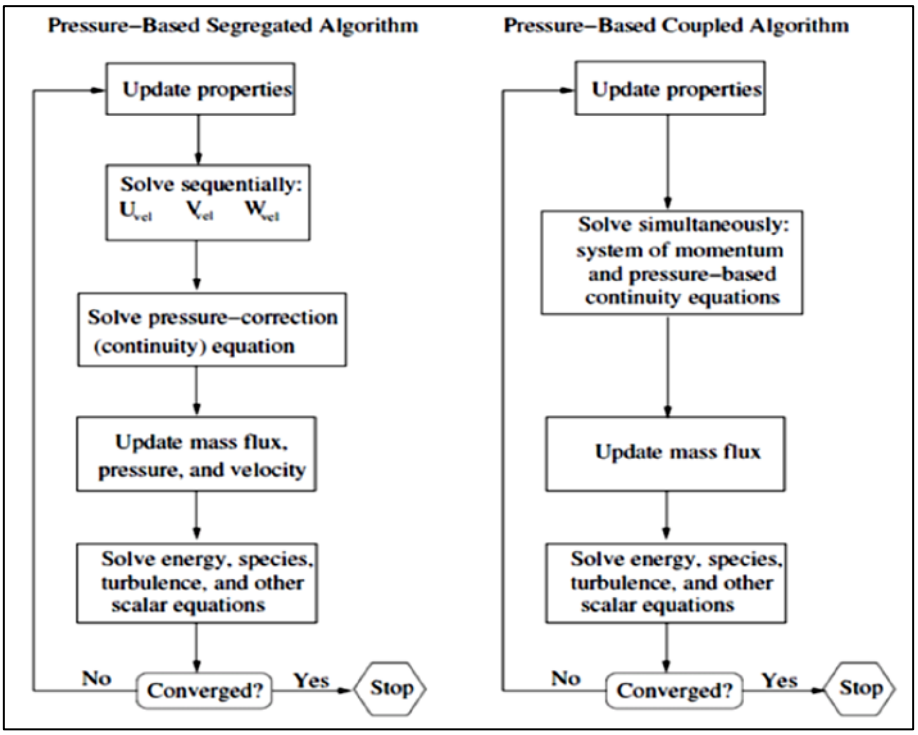


Ilustración 2. Algoritmos PBS para la resolución de las ecuaciones de gobierno [4]

Por lo tanto, los algoritmos PBS para la resolución de las ecuaciones de gobierno, en las modalidades de segregado y acoplado, se van a utilizar para los casos de flujo incompresible, es decir, para líquidos y gases a bajas velocidades.

Debido a que los efectos de la compresibilidad en los gases se van a contabilizar para los casos de elevadas velocidades o gradientes de presión, esta vendrá caracterizada por el valor del número de Mach: [5]

$$M = \frac{u}{c} \tag{3}$$

donde c es la velocidad del sonido en el gas, R la constante universal de los gases ideales y γ la relación de los calores específicos a presión y volumen constantes.

El uso de un valor operativo de presión (p_0) será obligatorio en flujos con bajo número de Mach (M < 0.1) o incompresibles debido a que, en estos casos, la caída de presión resultará muy baja en comparación con la presión estática o absoluta: [6]

$$\Delta p/p \sim 1/101325\,(Pa) \tag{4}$$

Y es precisamente en estos casos en los que el error de redondeo puede llegar a afectar a la solución. Para solucionar este inconveniente, se puede sustraer la *«presión de fondo»* o atmosférica y trabajar únicamente con la *«caída de presión»* o presión manométrica, definiendo una presión operativa (p_0) y extrayendo su valor del valor de la presión estática o absoluta (p):

$$p_g = p - p_0 \tag{5}$$

En el caso de la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento, esta se verá afectada del modo siguiente:

$$\frac{\partial(\rho\vec{v})}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho\vec{v}\vec{v}) = -\underbrace{\nabla(p-p_0)}_{Gradiente\ Presión} + \nabla\cdot\left(\mu\left((\nabla\vec{v}) + (\nabla\vec{v})^T\right)\right) - \frac{2}{3}\left(\mu(\nabla\cdot\vec{v})\right)I + \rho g \tag{6}$$

A partir del cambio introducido en el término gradiente de presión, dicho término permanecerá constante:

$$\frac{\partial(\rho\vec{v})}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho\vec{v}\vec{v}) = -\underbrace{\nabla\left(p_g\right)}_{Gradiente\ Presión} + \nabla\cdot\left(\mu\left((\nabla\vec{v}) + (\nabla\vec{v})^T\right)\right) - \frac{2}{3}\left(\mu(\nabla\cdot\vec{v})\right)I + \rho g \tag{7}$$

Para el caso de la densidad (ρ), según la ley de los gases ideales: [5]

$$\rho = \frac{p}{\frac{R}{M}T} \tag{8}$$

Por lo tanto, en flujos incompresibles (M < 0.1) y formulación basada en valores de presión PBS, los valores de densidad se obtendrán a partir de los valores de presión (p) y temperatura (T), lo que significa que la variación en los valores de presión será muy pequeña en comparación con el valor de la presión de referencia (generalmente la presión atmosférica): [6]

$$\rho = \frac{p}{\frac{R}{M}T} = \frac{p_0 + p_g}{\frac{R}{M}T} \approx \frac{p_0}{\frac{R}{M}T} \tag{9}$$

A esta ley de los gases ideales también se la define como «*ley del gas ideal incompresible*».

Otro inconveniente asociado a la resolución de flujos incompresibles es que el valor del término *«fuerza de empuje»* correspondiente a la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento será grande en comparación con el resto de términos:

$$\frac{\partial(\rho\vec{v})}{\partial t} + \underbrace{\nabla\cdot(\rho\vec{v}\vec{v})}_{Convección} = -\underbrace{\nabla p}_{Presión} + \underbrace{\nabla\cdot\left(\mu\left((\nabla\vec{v}) + (\nabla\vec{v})^T\right)\right)}_{Difusión} - \frac{2}{3}\left(\mu(\nabla\cdot\vec{v})\right)I + \underbrace{\rho g}_{Empuje} \tag{10}$$

Este hecho puede hacer que el sistema de ecuaciones de gobierno resulte inestable y, por lo tanto, difícil de resolver. En estos casos, lo que se suele hacer es considerar a la densidad como valor de referencia (ρ_0) con el fin de estabilizar el sistema de ecuaciones de gobierno y facilitar así la convergencia hacia la solución, resultando la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento de la siguiente forma:

$$\frac{\partial(\rho\vec{v})}{\partial t} + \nabla\cdot(\rho\vec{v}\vec{v}) = -\nabla p + \nabla\cdot\left(\mu\left((\nabla\vec{v}) + (\nabla\vec{v})^T\right)\right) - \frac{2}{3}\left(\mu(\nabla\cdot\vec{v})\right)I + \underbrace{(\rho-\rho_0)g}_{Empuje} \tag{11}$$

Por lo general, el valor de densidad de referencia (ρ_0) se va a definir para la zona de elevado Re, es decir, para zonas alejadas de la pared. La selección de un valor inadecuado de densidad de referencia puede alterar de forma significativa los resultados de la simulación.

En cuanto a la temperatura de referencia (T_0), esta se va a emplear únicamente si se ha seleccionado la aproximación de Boussinesq para el cálculo de la densidad:

$$(\rho - \rho_0)g = \rho_0 \beta (T - T_0) g \tag{12}$$

donde β es el coeficiente de expansión térmica.

Por lo general, se utilizará la aproximación de Boussinesq cuando se prevean cambios de temperatura pequeños (de 5 a 10 ºC). En estos casos, se puede hacer uso de la anterior aproximación, sustituyendo el término de empuje por el de Boussinesq.

A partir de la aproximación de Boussinesq, el uso de un valor de densidad de referencia (ρ_0) resultará innecesario debido a que este se anula:

$$\rho_0 \left(\frac{\partial(\vec{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\vec{v}\vec{v}) \right) = -\nabla p + \mu \nabla^2 \vec{v} + \rho_0 \underbrace{\left(1 - \beta(T - T_0)\right) g}_{Empuje} \tag{13}$$

$$\frac{\partial(\vec{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\vec{v}\vec{v}) = -\nabla p \kappa + \upsilon \nabla^2 \vec{v} + \underbrace{\left(1 - \beta(T - T_0)\right) g}_{Empuje} \tag{14}$$

3. Error de discretización

De los errores numéricos incluidos en cálculos con códigos CFD (discretización temporal, iteración, redondeo, etc.), el mayor y más difícil de estimar va a ser el error de discretización espacial o truncamiento, asociado al método de discretización del medio empleado. [7]

El método de discretización espacial utilizado de manera extendida por los códigos CFD de uso común es el método de los volúmenes finitos. Dicho método consiste en dividir el dominio en pequeñas porciones de volumen y aplicar las ecuaciones de conservación en forma integral en cada uno de ellos. El resultado será un sistema de ecuaciones algebraicas. [8]

El motivo de emplear volúmenes finitos y no otro esquema de discretización como, por ejemplo, el método FEM (*"Finite Element Method"*), se debe a que el método de los volúmenes finitos aplica las ecuaciones de conservación directamente sobre el dominio fluido.

A partir del ejemplo del sistema HVAC publicado en el BTI Nº 22 de junio de 2022 [9], el cual consistía en un modelo 2D de flujo estacionario, laminar e incompresible por el interior de un conducto en el que se buscaba conocer los campos de velocidades y presiones, se definieron las ecuaciones de gobierno, siendo en este caso las incógnitas a resolver las componentes de la velocidad (en coordenadas cartesianas) y la presión: u (x, y), v (x, y) y p (x, y).

A la hora de discretizar el dominio del ejemplo anterior, este fue dividido en múltiples volúmenes de control o *"celdas"* (en concreto, $3.6 \cdot 10^5$ celdas, en 200 filas y 1800 columnas), reduciéndose el problema a la determinación de las componentes de las velocidades y valores de presión en los centroides de cada una de las celdas del dominio (ver ilustración 4):

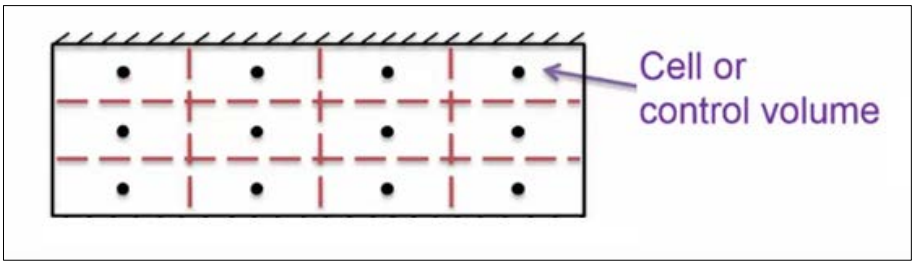


Ilustración 4. Discretización del dominio en celdas [8]

A partir de la forma integral de las ecuaciones de gobierno, se derivó el sistema de ecuaciones algebraicas lineales, cuya resolución de dicho sistema permitió conocer los campos de velocidades y presiones correspondientes a las condiciones de flujo preestablecidas. En este caso, las ecuaciones de conservación de la masa o continuidad y la de conservación de la cantidad de movimiento, en forma integral y para el caso de un flujo estacionario e incompresible, resultaron las siguientes: [10]

$$\int_S \vec{v} \cdot \hat{n}\, dS = 0 \tag{15}$$

$$\int_S \rho \vec{v}(\vec{v} \cdot \hat{n})\, dS = -\int_S p\hat{n}\, dS + \vec{F}_{visc} \tag{16}$$

El significado físico de la ecuación de conservación de la masa refleja que el flujo de volumen neto ($\dot{V}$) en el volumen de control es nulo. Aplicando dicha ecuación a una celda cualquiera del ejemplo anterior, resulta:

$$\dot{V} = u_3 \Delta y - u_1 \Delta y = (u_3 - u_1)\Delta y + Error_1 \tag{17}$$

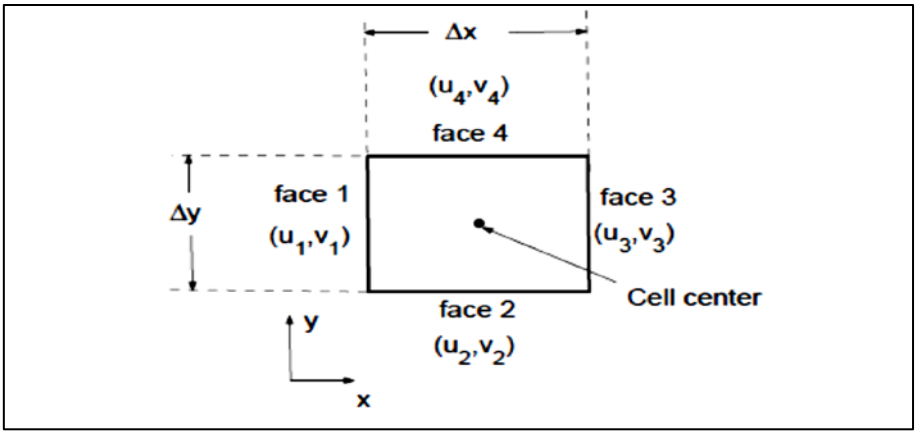


Ilustración 5. Velocidades en los centroides de las celdas vecinas a una celda del dominio [8]

Para cuantificar el error de discretización $Error_1$ se acude, por lo general, a la aplicación de series de potencias de Taylor:

$$u_1 = u_{1-3} + \left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)_{1-3}\left(\frac{-\Delta x}{2}\right) + \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}\right)_{1-3}\left(\frac{1}{2}\right)\left(\frac{-\Delta x}{2}\right)^2 + \ldots \tag{18}$$

$$u_3 = u_{1-3} + \left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)_{1-3}\left(\frac{\Delta x}{2}\right) + \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}\right)_{1-3}\left(\frac{1}{2}\right)\left(\frac{-\Delta x}{2}\right)^2 + \ldots \tag{19}$$

$$\dot{V} = \frac{u_3 - u_1}{2} + \underbrace{\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}\right)_{1-3}\left(\frac{1}{2}\right)\left(\frac{\Delta x}{2}\right)^2 + \ldots}_{Error_1} \tag{20}$$

Por lo tanto, el error debido al proceso de discretización va a ser proporcional a:

$$Error_1 \approx \Delta x^2 \tag{21}$$

lo que se define como *«aproximación de segundo orden»*. Esto significa que conforme se reduce el tamaño de malla, el error lo hace al cuadrado. [8]

4. Error de linealización

Además del error de discretización ($Error_1$), existe una complicación adicional debido a que las ecuaciones algebraicas obtenidas no van a ser lineales, ya que existen términos no lineales en las ecuaciones de gobierno, concretamente, en la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento. Aplicando la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento a una celda cualquiera del ejemplo anterior: [8]

$$\dot{M}_x = \rho(u_3 - u_1)^2 \Delta y + Error_1 + Error_2 \tag{22}$$

Los valores no lineales se van a linealizar a partir de valores estimados mediante un proceso iterativo. La idea es que conforme el valor estimado tiende al valor buscado, el error de linealización ($Error_2$) tenderá a cero, deteniéndose el proceso cuando la diferencia entre el valor buscado y el estimado sea inferior a una medida lo suficientemente pequeña denominada *«residual»* (R). [10]

A partir de la representación matricial de un sistema de ecuaciones para la variable U: [6]

$$MU = B \tag{23}$$

donde M es la matriz de coeficientes, U es el vector incógnitas y B es el vector de términos independientes, se desarrolla para el caso concreto de un dominio discretizado a partir de un mallado de cuatro celdas:

$$\begin{aligned} M_{11}U_1 + M_{12}U_2 + M_{13}U_3 + M_{14}U_4 &= B_1 \\ M_{21}U_1 + M_{22}U_2 + M_{23}U_3 + M_{24}U_4 &= B_2 \\ M_{31}U_1 + M_{32}U_2 + M_{33}U_3 + M_{34}U_4 &= B_3 \\ M_{41}U_1 + M_{42}U_2 + M_{43}U_3 + M_{44}U_4 &= B_4 \end{aligned} \tag{24}$$

Puesto en forma matricial:

$$\begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} & M_{14} \\ M_{21} & M_{22} & M_{23} & M_{24} \\ M_{31} & M_{32} & M_{33} & M_{34} \\ M_{41} & M_{42} & M_{43} & M_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \\ U_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \\ B_3 \\ B_4 \end{bmatrix} \tag{25}$$

El anterior sistema de ecuaciones se puede resolver con el fin de conocer los valores del vector incógnita U. En este caso, se puede comprobar que la longitud del vector incógnitas U coincide con el número de celdas del mallado.

El código CFD empleará un esquema iterativo de aproximación a la solución final, de modo que conforme avance la simulación, los valores correspondientes al vector incógnitas U tenderán a aproximarse a los valores de la solución:

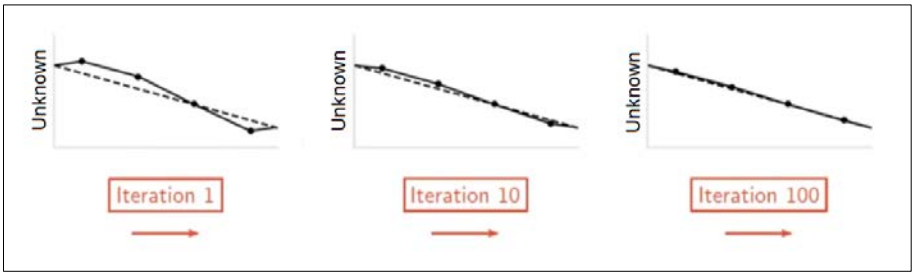


Ilustración 6. Esquema iterativo de aproximación a la solución [6]

En este sentido, se puede añadir al anterior sistema de ecuaciones un nuevo vector r, denominado *«residual»*, que represente los desequilibrios alcanzados en cada celda entre los correspondientes a los valores calculados y la solución:

$$\begin{aligned} M_{11}U_1 + M_{12}U_2 + M_{13}U_3 + M_{14}U_4 - B_1 &= r_1 \\ M_{21}U_1 + M_{22}U_2 + M_{23}U_3 + M_{24}U_4 - B_2 &= r_2 \\ M_{31}U_1 + M_{32}U_2 + M_{33}U_3 + M_{34}U_4 - B_3 &= r_3 \\ M_{41}U_1 + M_{42}U_2 + M_{43}U_3 + M_{44}U_4 - B_4 &= r_4 \end{aligned} \tag{26}$$

Puesto en forma matricial:

$$\begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} & M_{14} \\ M_{21} & M_{22} & M_{23} & M_{24} \\ M_{31} & M_{32} & M_{33} & M_{34} \\ M_{41} & M_{42} & M_{43} & M_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \\ U_4 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \\ B_3 \\ B_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_1 \\ r_2 \\ r_3 \\ r_4 \end{bmatrix} \tag{27}$$

o en forma discreta: [4]

$$A_p U_p - \sum_{Cells} a_{nb} u_{nb} - B_p = r_p \tag{28}$$

De esta manera, conforme el vector residual r tiende a cero, más precisa será la solución alcanzada respecto del sistema de ecuaciones planteado.

A la hora de seleccionar un valor residual representativo del sistema, lo habitual será acudir a una de las tres métricas siguientes: [6]

- Norma L_1.
- Norma L_2.
- Norma L_∞.

Respecto de la norma L_1:

$$r = \|r\|_1 = \sum_{i=0}^{n} |r_i| \tag{29}$$

Como se puede comprobar en la anterior expresión, la norma L_1 proporciona igual *«peso»* a todas las componentes residuales del vector r. En cuanto a la norma L_2 o «*norma euclídea*»:

$$r = \|r\|_2 = \left(\sum_{i=0}^{n} |r_i|^2 \right)^{1/2} \tag{30}$$

La norma L_2 proporcionará más peso a las componentes residuales del vector r de mayor valor.

En el caso de la norma L_∞, únicamente considerará como valor residual representativo el de mayor valor de todo el dominio:

$$r = \|r\|_\infty = max|r_i| \tag{31}$$

Con el objetivo de eliminar la dependencia de las anteriores normas respecto de la longitud N del vector de valores residuales r (siendo N el número de celdas correspondientes al mallado), se redefinen las anteriores normas del modo siguiente:

$$L_1 \rightarrow r = \frac{\|r\|_1}{N} = \frac{1}{N}\sum_{i=0}^{n}|r_i| \tag{32}$$

$$L_2 \rightarrow r = \frac{\|r\|_2}{N^{1/2}} = \left(\frac{1}{N}\sum_{i=0}^{n}|r_i|^2\right)^{1/2} \tag{33}$$

$$L_\infty \rightarrow r = \|r\|_\infty = max|r_i| \tag{34}$$

Nótese que la redefinición para la norma L_2 coincide con la definición de valor RMS («*Root Mean Square*»).

A partir del ejemplo del sistema HVAC publicado en el BTI Nº 23 de diciembre de 2022 [11], en las siguientes ilustraciones se representan los valores residuales alcanzados, en el punto de convergencia y para una velocidad u_{in} = 1 m/s y modelo de turbulencia Spalart-Allmaras, mediante el uso de la norma L_2 y valor residual máximo de $R^{\phi} = 10^{-6}$:

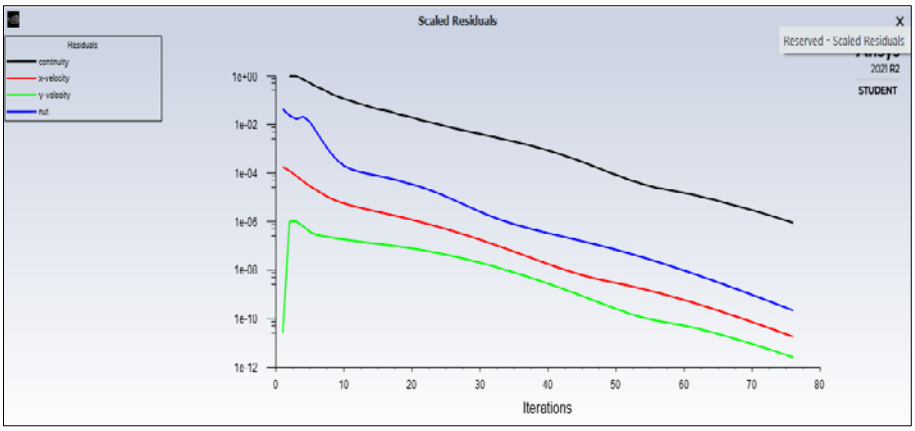


Ilustración 7. Residuales para u_{in} = 1 m/s y modelo de turbulencia Spalart-Allmaras (cortesía ANSYS, Inc.)

Console

iter	continuity	x-velocity	y-velocity	nut	time/iter	
67	4.9363e-06	1.4034e-10	1.6106e-11	1.9458e-09	0:16:29	933
68	4.1616e-06	1.1291e-10	1.3338e-11	1.5363e-09	0:16:17	932
69	3.4923e-06	9.0600e-11	1.1001e-11	1.2105e-09	0:16:07	931
70	2.9125e-06	7.2490e-11	9.0359e-12	9.5189e-10	0:15:59	930
71	2.4145e-06	5.7833e-11	7.3921e-12	7.4712e-10	0:18:58	929
72	1.9914e-06	4.6012e-11	6.0237e-12	5.8533e-10	0:18:15	928
73	1.6345e-06	3.6510e-11	4.8901e-12	4.5779e-10	0:17:40	927
74	1.3357e-06	2.8897e-11	3.9554e-12	3.5748e-10	0:17:13	926
75	1.0871e-06	2.2818e-11	3.1882e-12	2.7875e-10	0:16:50	925
76	8.8157e-07	1.7977e-11	2.5613e-12	2.1707e-10	0:16:32	924

! 76 solution is converged

Ilustración 8. Residuales para u_{in} = 1 m/s y modelo de turbulencia Spalart-Allmaras (cortesía ANSYS, Inc.)

Como se puede comprobar en las anteriores ilustraciones, la simulación finaliza cuando los valores residuales, obtenidos a partir de la norma L_2 para las diferentes variables fluidas (continuidad, componentes de la

velocidad y viscosidad turbulenta), se encuentran por debajo del valor de convergencia establecido en $R^{\phi} = 10^{-6}$.

Igualmente, en las mismas ilustraciones se puede comprobar que la variable que marca el fin del proceso de convergencia es la correspondiente a la ecuación de continuidad, momento en el que la simulación se detiene por alcanzarse en todas ellas el valor límite de convergencia previamente establecido ($R^{\phi} = 10^{-6}$).

5. Conclusiones

A partir de los apartados anteriores, se pueden establecer las siguientes conclusiones relacionadas con los errores asociados al empleo de técnicas CFD:

- La ecuación de continuidad carece del término de presión, lo que supone una dificultad a la hora de su resolución de forma precisa. Para solucionar este hecho, se emplean algoritmos para la resolución de la restricción del campo de velocidades en la ecuación de continuidad a través de la presión.
- Los algoritmos basados en la presión o PBS pueden ser de tipo segregado o acoplado, en función de si las ecuaciones se resuelven de manera desacoplada o bien simultánea, lo que presentará diferencias desde el punto de vista de la eficiencia, gestión de memoria, velocidad de convergencia, etc.
- El error de discretización se encontrará íntimamente ligado al esquema de discretización empleado. En el caso del método FVM, el error de discretización será proporcional al cuadrado de la longitud de celda del mallado, lo que indica que conforme se reduce el tamaño de malla, el error de discretización lo hace al cuadrado.
- La falta de linealidad de las ecuaciones algebraicas obtenidas a partir de las ecuaciones de gobierno se resolverá a partir de un proceso iterativo, de modo que conforme los valores estimados se aproximen al valor buscado, el error asociado o de linealización se irá reduciendo.

6. Referencias bibliográficas

[1] Tu, J., Yeoh, G. H., Liu, C. (2018) Computational Fluid Dynamics, A Practical Approach, 3rd Edition, Butterworth-Heinemann, Elsevier Ltd., ISBN: 978-0-08-101127-0.

[2] Lozano Durán, A. (2019) Apuntes sobre Dinámica de Fluidos Computacional, Rev. 0.6.0, GNU Free Documentation License.

[3] Chorin, A. J. (1968) Numerical Solution of Navier-Stokes Equations, Mathematics of Computation 22, American Mathematical Society, ISSN: 0025-5718.

[4] ANSYS Fluent (2019) Theory Guide, Release 20.0, ANSYS Inc. Southpointe 2600 ANSYS Drive Canonsburg, PA 15317 Pensilvania, USA.

[5] Fernández Díez, P., Apuntes de Mecánica de Fluidos, Departamento de Ingeniería Eléctrica y Energética - Universidad de Cantabria.

[6] Wimshurst, A. (2018) Computational Fluid Dynamics, Fundamentals Course, Edit. Fluid Mechanics 101.

[7] Phillips, T. S., Roy, C. J. (2014) Defect Correction and Error Transport Discretization Error Estimation for Applications in CFD, 32nd Computational Fluid Dynamics Conference, American Institute of Aeronautics and Astronautics (AIAA), USA.

[8] Bhaskaran, R. (2018) A Hands-on Introduction to Engineering Simulations, Training Documentation, Swanson Director of Engineering Simulation, Cornell University, Ithaca - New York, USA.

[9] Pernas, J. M. (2022) Fundamentos CFD de aplicación en ingeniería I: ecuaciones de gobierno, Boletín Técnico de Ingeniería de la Armada (ETSIAN – DIENA – JEPER), Nº 22, páginas 3 – 114, NIPO (ed. línea): 083-17-202-1, ISSN (ed. línea): 2659-6458.

[10] Ray, B., Bhaskaran, R., Collins, L. R. (2012) Introduction to CFD Basics, Cornell University, Ithaca – New York, USA.

[11] Pernas, J. M. (2022) Fundamentos CFD de aplicación en ingeniería II: turbulencia, Boletín Técnico de Ingeniería de la Armada (ETSIAN – DIENA – JEPER), Nº 23, páginas 53 – 68, NIPO (ed. línea): 083-17-202-1, ISSN (ed. línea): 2659-6458.

ANÁLISIS DE SEGURIDAD DE LOS SISTEMAS FUNCIONALES; MÉTODO «BOTTON-UP» Y MÉTODO «TOP-DOWN»

CC (CIA) D. RAÚL VILLA CARO
Doctor en Ingeniería Naval y Oceánica / Capitán de la Marina Mercante

MARÍA PENEDO BAEZA
Ingeniera Naval y Oceánica / Doctora por la Universidad de A Coruña

SONIA BELLÓN POSE
Ingeniera Naval y Oceánica

Introducción a los Análisis de Seguridad de los Sistemas en Buques de Superficie

Si queremos aplicar el concepto de seguridad en ingeniería tenemos que recurrir a la llamada *«Seguridad de los Sistemas»*, definida como la aplicación de conocimientos técnicos y de gestión para la identificación y control temprano y sistemático de peligros a lo largo de todo el ciclo de vida del proyecto, programa o actividad con el propósito de conseguir que los riesgos de seguridad que identifiquemos en los diseños de los proyectos estén controlados y puedan tener una aceptación, dentro de las limitaciones operativas, de idoneidad, tiempo y coste en todo el ciclo de vida del proyecto. Esta aplicación de la seguridad en la ingeniería desde el diseño de los proyectos proporciona además de, mayor seguridad en el Buque de Superficie, un ahorro en costes y tiempo y lo que es más importante, previene los daños que se puedan producir, no sólo a las personas y el medioambiente, sino también a sus productos, en cuanto a la funcionalidad y capacidad para la que han sido elaborados. Con la aplicación de la *«Seguridad de los Sistemas»* podremos argumentar que los Buques de Superficie son «Seguros»; es decir: que todos los riesgos de seguridad se consideran aceptables y se han cumplido todos los requisitos de seguridad de acuerdo con el «Plan de Seguridad de los Sistemas» establecido.

Para hacer los análisis de Seguridad de los Sistemas debemos realizar un «Enfoque Sistémico», es decir, debemos de tener en cuenta, los elementos que lo componen, las funciones que realiza y el funcionamiento integrado a la hora de identificar los riesgos. Hablamos de una combinación de los componentes físicos, de la operación, del funcionamiento y todo ello en un entorno definido. Los análisis de riesgos tienen distinta categorización según el entorno en el que se realizan los análisis, de ahí que no se deban de analizar aislados de su entorno operativo.

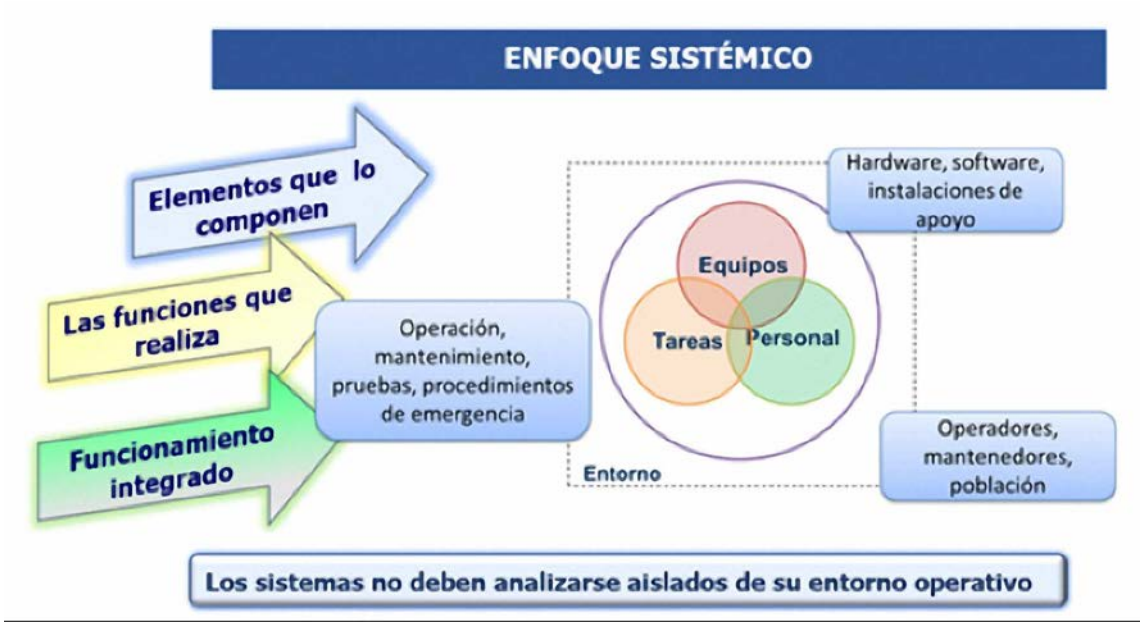


Figura 1

En Seguridad de los Sistemas, debemos analizar entonces los sistemas desde un punto de:

- Seguridad Física, que depende de los componentes que integran el sistema (qué es el sistema) y son por lo general directamente reconocibles examinando los sistemas desde un punto de vista físico y se rigen a menudo por Seguridad y Salud Laboral.
- Seguridad Funcional, que depende de la función que se pretende llevar a cabo (qué hace el sistema), más que de los componentes del sistema

Análisis Funcionales de Seguridad de los Sistemas en Buques de Superficie:

- **¿Qué son?**

Como hemos comentado, la Seguridad Funcional de los sistemas depende de la función que se pretende realizar (lo qué el sistema hace), en lugar de los componentes del sistema. Según la IEC 61508, se define la seguridad funcional de los sistemas como «*Parte de la seguridad general que depende en un sistema o equipo que funciona correctamente en respuesta a sus entradas».* Mal funcionamiento o mal rendimiento del sistema puede conducir a problemas en la seguridad que dependen de esa función. Esto significa que los problemas de seguridad pueden no ser directamente identificables sin una profunda investigación de posibles fallos de funcionamiento. Tenemos que ser conscientes de que un elemento que sea «Seguro» en una aplicación determinada puede ser «Inseguro» en una nueva aplicación donde se pretende lograr una función diferente. Cuando la función del sistema está relacionada con la seguridad, por ejemplo, una parada de emergencia del sistema, la seguridad funcional está fuertemente ligada a rendimiento del sistema y de su fiabilidad.

Los programas informáticos, son un ejemplo de algo que no electrocuta, quema o ensordece… pero puede causar graves problemas y crear accidentes, dependiendo de su función y de su uso como medida de control de los peligros. La seguridad funcional de los sistemas en general no se entiende bien y esto es debido a que su evaluación requiere una exploratoria de análisis y no se puede asegurar simplemente cumpliendo con la normativa y reglamentos.

Podemos ver que la norma de seguridad funcional de los sistemas más ampliamente adoptada es la IEC 61508 de la Comisión Electrotécnica Internacional. Esta norma es la norma marco en la que se encuadran muchas normas específicas del sector, entre ellas, seguridad de procesos, ferrocarriles, nuclear y maquinaria, como se ve en la siguiente figura:

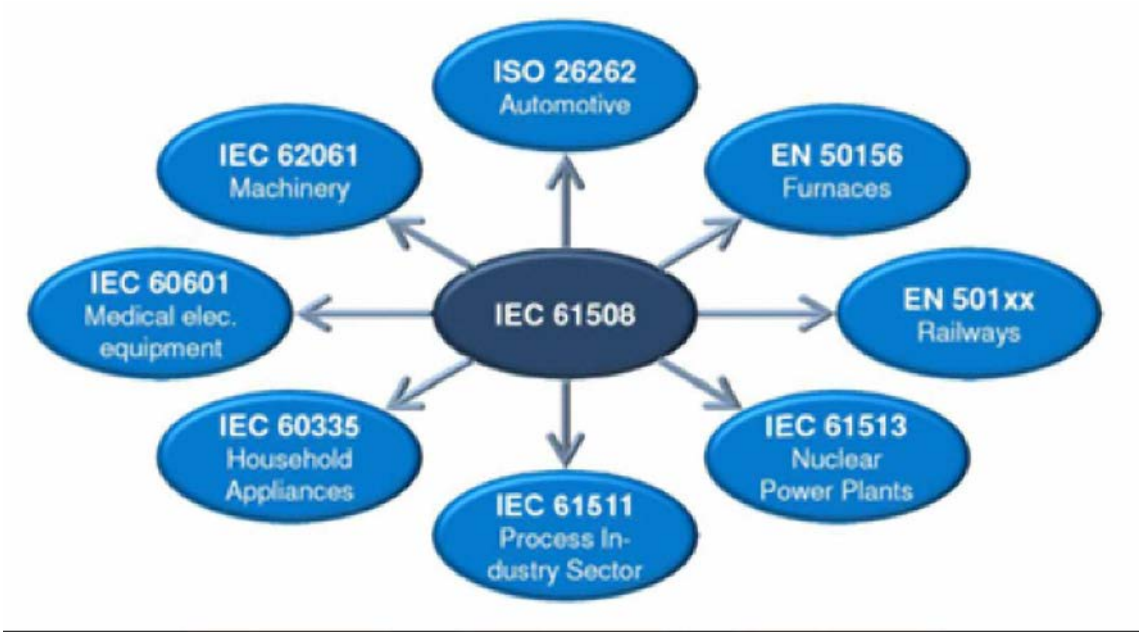


Figura 2

Pero vemos que esta norma no contempla el sector naval militar, por lo que se recurre, por ejemplo, a la legislación MIL-STD-882E para abordar este análisis.

La identificación de peligros, por lo tanto, la hacemos de acuerdo con los análisis de la seguridad de los sistemas de modelos funcionales y físicos. En el análisis de los peligros, la seguridad de los sistemas funcional la realizamos para permitir la identificación y clasificación de las condiciones de fallo de las funciones de acuerdo con la gravedad o severidad. Se puede realizar en etapas tempranas evaluando las funciones de alto nivel, donde se realiza, por lo tanto, un análisis preliminar o en etapas posteriores proporcionando funciones de detalle; normalmente se realiza un estudio preliminar en etapas tempranas y uno de detalle en las etapas posteriores.

- **¿Para / Por qué se realiza?**

El análisis funcional se hace a través del Análisis de Fallo Funcional (FFA) y el Análisis de Riesgos de la Seguridad de los Sistemas Funcional (FHA). Estas técnicas de análisis nos permiten identificar las relaciones entre las funciones y los peligros, identificando las funciones de seguridad, así como los peligros asociados con los posibles fallos de esas funciones. Por lo tanto, la finalidad de este análisis es identificar **las funciones de seguridad y las funciones críticas para la seguridad** que lideran en severidades críticas y/o catastróficas para la Dotación, Capacidades / Funcionalidades y el Medioambiente. También podemos evaluar los **Riesgos de Seguridad** asociados con el fallo de las funciones del sistema y explicar cómo estos fallos pueden liderar en un accidente, dando lugar a consecuencias no deseadas.

Técnicas de Análisis Funcionales en la Seguridad de los Sistemas:

Existen diferentes técnicas de análisis funcionales que se emplean para evaluar los potenciales fallos o riesgos de un sistema, ayudando a tomar decisiones, como, por ejemplo, establecer redundancia de elementos o implementar protocolos de seguridad. Dos de las técnicas más destacadas son FTA y FMEA.

La técnica del FMECA, Failure Modes and Effects Criticality Analysis está orientada a identificar, categorizar y eliminar fallos antes de que ocurran. La técnica FTA, Fault Tree Analysis, se centra en un suceso accidental particular (accidente o fallo) y determina las causas que lo han producido. Ambas técnicas tienen características que las hacen adaptarse mejor a un determinado análisis y contorno operativo, aunque pueden también usarse de forma conjunta y complementaria.

- **Técnica de análisis «Botton-Up». Técnica de análisis FMECAs: «Failure Modes and Effects Criticality Analysis» aplicados a la seguridad.**

La técnica de análisis FMECA tiene las siguientes características:

- Es un método inductivo de enfoque ascendente (bottom-up), esto quiere decir que el análisis comienza al nivel del elemento donde se identifican los posibles fallos y se examinan las consecuencias potenciales a más alto nivel.
- Es un modelo de CAUSA-EFECTO.
- Es un método cualitativo.
- Cataloga los fallos de cada componente y no analiza los fallos múltiples.
- Es una biblioteca de potenciales fallos y consecuencias.
- Está orientada a identificar, categorizar y eliminar fallos antes de que ocurran.
- Registra los efectos de cada fallo en una forma tabular.
- Tiene en cuenta las causas del fallo, la probabilidad, la severidad y la detectabilidad.
- Es usada en entornos donde se quiere identificar de forma exhaustiva las consecuencias de fallos e inferir cómo afectan sus efectos al sistema general.
- Considera todos los efectos adversos que pueden ocurrir como resultado de un fallo particular.
- Se usa en la fase de diseño para identificar fallos de seguridad o cuando se quiere evaluar cuál es el nivel de redundancia necesario.
- Es la técnica más usada para evaluar riesgos de un sistema completo y puede pasar por alto modos de fallo en sistemas complejos con múltiples interacciones.
- Es más apropiado su uso, para analizar sistemas que no tienen redundancia o tienen muy poca, donde no se analizan los efectos de múltiples fallos y en fases de diseño.
- No considera los factores externos.
- No considera modos de fallo inesperados.

- **Técnica de análisis «Top-Down». Técnica de análisis FTAs: «Fault Tree Analysis» aplicados a la seguridad.**

La técnica de análisis FTA tiene las siguientes características:

- Es un método deductivo de enfoque descendente (top-down) esto es, el sistema general se descompone en eventos cada vez de menor nivel. De la relación entre ellos depende cómo cada uno afecta al otro, de forma que esta relación se describe y analiza en una estructura de árbol.
- Es un modelo de EFECTO-CAUSA.
- Analiza todo el sistema y demuestra la interacción entre varios componentes.
- Permite un análisis más detallado de todas las interacciones que pueden desembocar en un fallo.
- Se centra en un suceso accidental particular (accidente o fallo) y determina las causas que lo han producido.
- Es un método cuantitativo.
- Considera los eventos externos.
- Se basa en las causas del fallo y la probabilidad.
- Tiene una forma de registro en diagramas.
- Es la técnica más usada para evaluar un evento que ya ha ocurrido, cuando hay eventos concretos que afectan a todo el sistema en su conjunto y cuando se evalúan interacciones en un sistema complejo.
- Es la técnica más usada respuesta a un fallo específico.
- Es más apropiada cuando lo que se necesita es identificar las condiciones o factores básicos que provocarán un fallo.
- Es más apropiada cuando el interés es analizar cuán robusto es un sistema ante una o pocas condiciones que implican consecuencias de riesgo inaceptables.
- Es adecuada cuando hay niveles altos de redundancia de equipos o elementos y donde se analizan fallos con múltiples interacciones
- No considera fallos parciales.

- **Conclusiones aplicación FTA / FMECA:**

Los resultados del FTA proporcionan información sobre la combinación de fallos en contraposición con la evaluación de los resultados de un fallo de un único componente FMECA, que pueden dar lugar a eventos peligrosos. La combinación de ambas técnicas se utiliza para determinar, entonces, si es necesaria la modificación inicial del diseño, así como para identificar los principales contribuyentes a situaciones inseguras que puedan liderar en accidentes no deseados.

El uso de ambas metodologías nos permite, por lo tanto, identificar las causas principales de un evento no deseado y nos permiten ver que eventos deben de ser analizados en mayor detalle dependiendo de la severidad identificada en los análisis.

Se representa en la siguiente figura, la integración del FTA / FMECA:

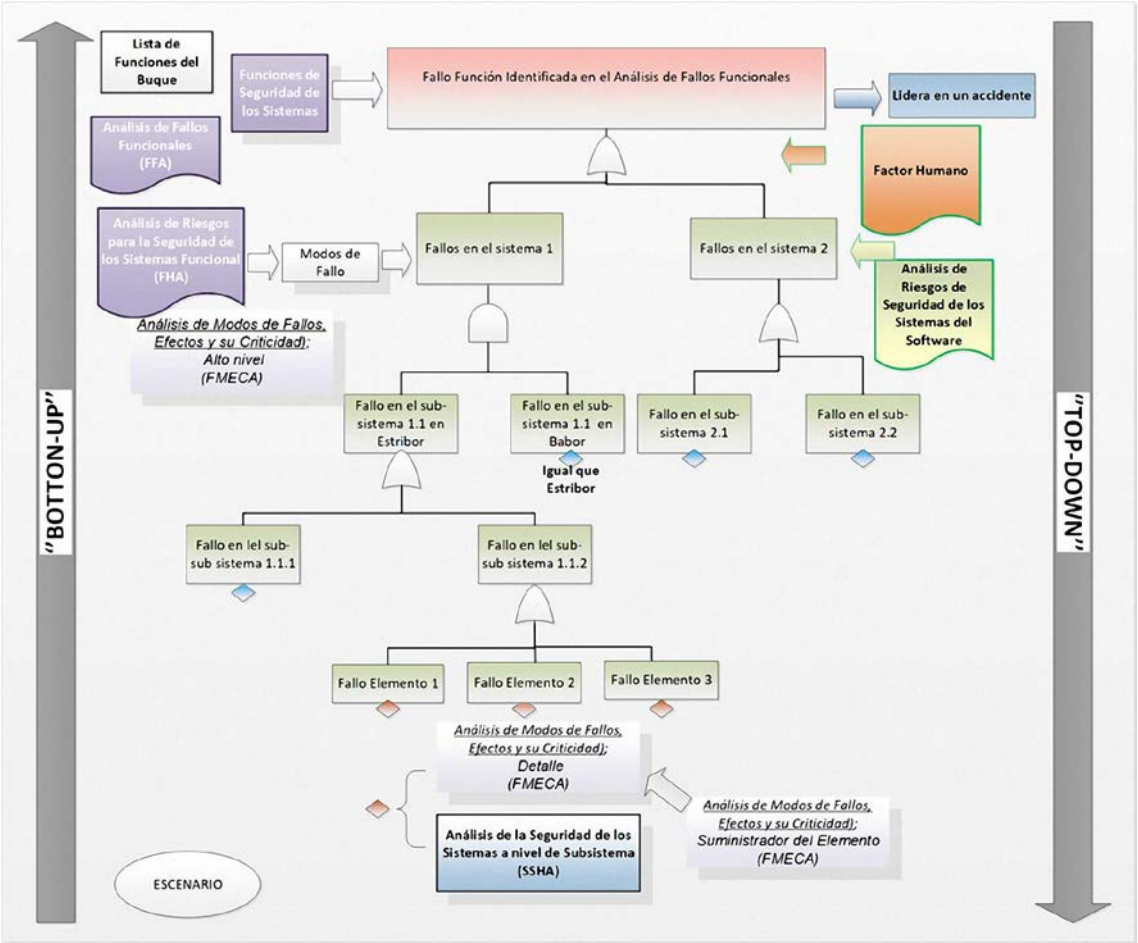


Figura 3

Ejemplo: integración análisis de fallos simples en análisis de fallos funcionales de seguridad de los sistemas

- Ejemplo FTA:

Se presenta el ejemplo de un FTA donde se ve en un diagrama de Árbol para el estudio del **Fallo de la función de Protección Contra Incendios**:

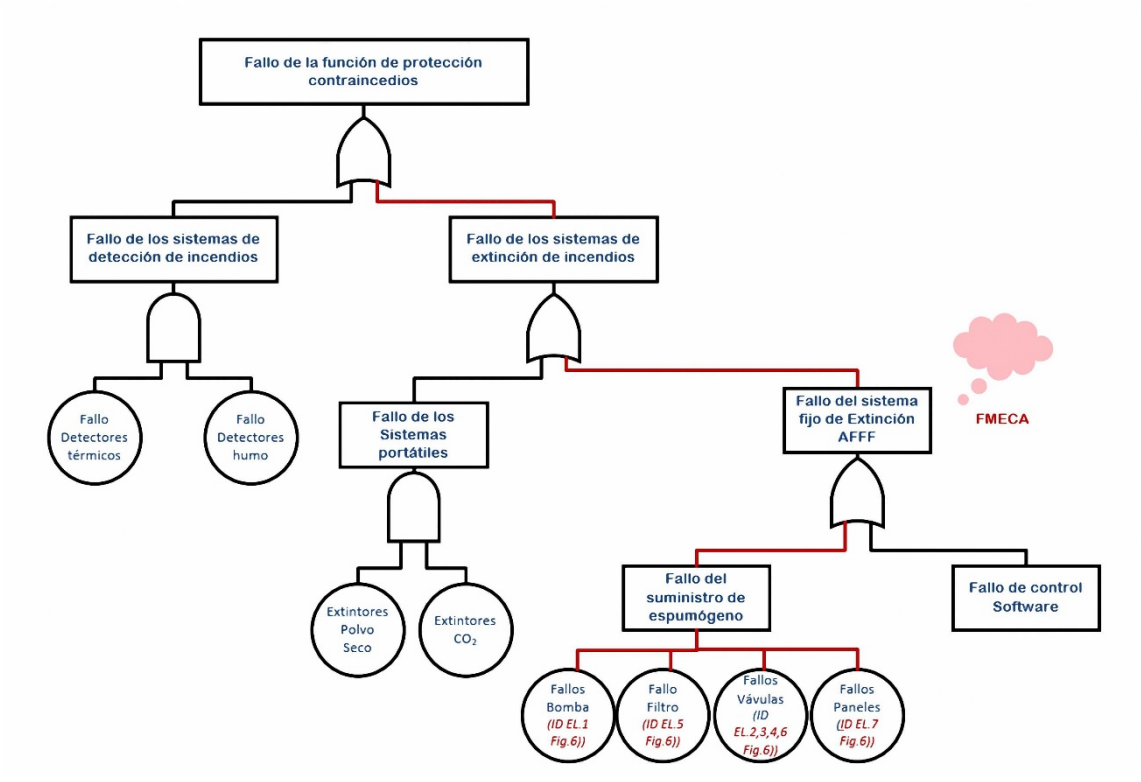


Figura 4

- Ejemplo FMECA:

Se presenta el ejemplo de un FMECA donde se ve en un formato tabular el análisis de los fallos simples de los componentes de un **Sistema de Extinción de Incendios con Espuma** con los siguientes criterios:

SEVERIDAD

DESCRIPCIÓN	CATEGORÍA DE LA SEVERIDAD	DESCRPCIÓN
CATASTRÓFICO	I	Fallo que impediría que el sistema cumpliera con los requisitos operativos principales.
CRITICO	II	Fallo que degradaría significativamente la capacidad del sistema para realizar su función principal.
MARGINAL	III	Fallo que resultaría en la pérdida temporal de una o más capacidades significativas dentro del sistema.
DESPRECIABLE	IV	Fallo que resultaría en la degradación o pérdida temporal de una o más capacidades del sistema

PROBABILIDAD

DESCRIPCIÓN	NIVEL	DESCRPCIÓN
FRECUENTE	A	Sucede continuamente.
PROBABLE	B	Sucederá con frecuencia.
OCASIONAL	C	Sucederá varias veces.
REMOTA	D	Poco probable, pero es razonable esperar que suceda.
IMPROBABLE	E	Es improbable que ocurra, aunque posible.
ELIMINADO	F	Imposible que ocurra.

Figura 5

CONCLUSIONES

Usar los análisis de riesgos funcionales de seguridad de los sistemas, nos permite tener un proceso de toma de decisiones transparente y donde la seguridad tanto de la Dotación, de los Equipos incluyendo sus Funcionalidades / Capacidades, y del Medioambiente estén identificadas. Además, se proporciona un medio para ser proactivo, lo que permite considerar peligros potenciales antes de que ocurra un accidente.

Con estos análisis tenemos, por lo tanto, un análisis detallado de la seguridad de la Capacidad / Funcionalidad del Buque de Superficie, usando técnicas «Botton-Up» y «Top-Down», como FMECA y FTA que son dos métodos complementarios que proporcionan una información profunda y detallada que nos permite establecer el argumento de la seguridad que será la **base para asegurar que funcionalmente el Buque de Superficie es seguro de operar y mantener en un entorno operativo definido**.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] Penedo Baeza, María. Implantación del concepto de Seguridad («Safety») en el diseño de proyectos de un Astillero. UDC 2019/20.

[2] IEC 61508-1:2010 Functional safety of electrical/electronic/programmable electronic safety related.

[3] Department of Defence Standard Practice. MIL-STD-882 System Safety. Versión E. 2012.

[4] Department of Defence Standard Practice. MIL-STD-1629 Procedures for performing a Failure Mode, Effects, and Criticality Analysis. Versión A. 1980.

[5] IEC 60812:2018 Failure modes and effects analysis (FMEA and FMECA).

[6] Samitha khaiyum, Skumaraswamy. « Integration Of FMEA And FTA For Effective Failure Management in Real Time Embedded Projects», ISSN *2349-9419*.Volume 1 2014 Issue 3 SEP-OCT IJBRITISH

[7] Agnieszka MISZTAL. «Chapter XII CONNECTING AND APPLYING THE FTA AND FMEA METHODS TOGETHER». *Poznan University of Technology, Faculty of Management Engineering.* Enero 2010

[8] Glancey Jim. *Failure Analysis Methods What, Why and How*. MEEG 466 – Special Topics in Design.2006

ANÁLISIS DE LOS CRITERIOS DE ESTABILIDAD DE SEGUNDA GENERACIÓN (SGISC) PARA EVALUAR LA VULNERABILIDAD A LA ZOZOBRA DE UNA EMBARCACIÓN

SANDRA PATRICIA CARRILLO CASTELLANOS
MsC Ingeniería Naval por la ENAP.
spcarrillo@gmail.com
CN (CIA) (R) JOSÉ MARÍA RIOLA RODRÍGUEZ,
Doctor Ingeniero Naval por la UPM.
chema.riola@rga-psi.es

Resumen

Los Criterios de Estabilidad intacta de Segunda Generación (SGISC) se desarrollaron para reducir los riesgos de zozobra de una embarcación y mejorar la seguridad y la estabilidad de la misma en condiciones adversas ambientales causadas por las olas, para lo cual se identificaron cinco modos de fallas como son: la Pérdida Pura de Estabilidad, que ocurre cuando el buque se encuentra posicionado en la cresta de una ola por un periodo suficientemente largo de tiempo; la Resonancia Paramétrica, que se desarrolla rápidamente alcanzando grandes amplitudes, pudiendo culminar en la zozobra del buque; la Guiñada Brusca, causado por la inestabilidad direccional del buque acelerado en fase con la ola, fenómeno bastante dinámico de zozobra; la condición de buque sin maquinaria y gobierno y aceleraciones excesivas que puede ser ocasionada por la rigidez de las embarcaciones cuando tienen alta altura metacéntrica. Para este estudio se analizaron estos fenómenos en su primer y segundo nivel de fallo, teniendo como resultado una metodología detallada de cálculo de cada uno de estos fallos en sus dos niveles de vulnerabilidad de acuerdo con la literatura existente. A pesar del exhaustivo estudio que se ha venido desarrollando en los últimos diez años, se ha concluido las posibles implicaciones que surgirían para la industria, diseño de buque, tripulación, universidades para poner en práctica estos criterios.

Palabras claves: Aceleración vertical, Criterios de Segunda Generación, Pérdida de estabilidad, Resonancia paramétrica, surf y guiñada, Zozobra.

1. Introducción

El estudio de la estabilidad para evitar la zozobra de un buque en olas es una de las consideraciones que se debe tener a la hora de diseñar una embarcación. El propósito es comprender el comportamiento del buque en mares extremos y la incidencia de la geometría y las características operativas del buque. Alcanzar un equilibrio entre seguridad y operatividad ante un posible daño es lo que buscan las armadas de todos los países (Pérez y Riola, 2012). Dentro de este contexto, Rahola (1939), contribuyó en la creación de criterios de estabilidad para buques. Su trabajo se basó en los resultados de 34 casos de zozobra, donde fueron analizadas las curvas de momentos adrizantes de los buques zozobrados, comparándolas con curvas de adrizamiento de buques existentes que mostraban estabilidad satisfactoria. Fue el primer estudio amplio de su tipo y de aplicación relativamente simple de ser aplicado en la práctica, al no requerir de cálculo una vez que se conociesen las curvas de estabilidad estática (Neves et al. 2008). La Convención de Torremolinos (IMO, 1977), aún basan sus criterios de evaluación de estabilidad de buques en esta metodología.

Muchos investigadores e instituciones involucrados con el avance del conocimiento en esta área han dado importantes contribuciones: Du Cane y Goodrich (1962), Oakley et al. (1974), Hamamoto y Nomoto (1982),

Umeda y Renilson (1994), Neves (2007). Estos trabajos permitieron identificar analítica y experimentalmente varios fenómenos propios del desempeño dinámico del buque, que han sido base para definir los criterios de estabilidad de segunda generación. La Conferencia Internacional de Tanques de Remolque (ITTC) por sus siglas en inglés, desde 1997 realizó ensayos experimentales y convocó comités y estudios comparativos para evaluar los resultados de las simulaciones numéricas en estudio de zozobra de embarcaciones. A partir de estos ensayos extensivos fue posible identificar tres mecanismos de zozobra en mar oblicuo y mar de popa, que fueron denominados pérdida simple de estabilidad, guiñada brusca y resonancia paramétrica. (Neves, 2008).

A partir de lo anterior, surgieron diferentes estudios e investigaciones permitiendo establecer cinco modos de falla del buque en el diseño y operatividad de este (Belenky et al., 2011), estos son: -Condición de buque muerto (Dead Ship), -Aceleración excesiva (Excessive Acceleration), -Balanceo paramétrico (Parametric Rolling), -Pérdida pura de estabilidad (Pure Loss of stability) y -Guiñada brusca (Surf-riding/broaching). Estos fenómenos se han analizado minuciosamente y en los últimos años se han publicado estudios detallados sobre estos fenómenos (Belenky et al. 2011; Bulian y Francescutto 2011; Francescutto 2016; Coast Guard US 2019); así mismo se han publicado casos de estudios de aplicación de buques (Grinnaert et al. 2016; Petacco et al. 2021). En este estudio se analizan estos fenómenos en su primer y segundo nivel de vulnerabilidad, teniendo como resultado una metodología detallada de cálculo de cada uno de estos fallos en sus dos niveles de vulnerabilidad de acuerdo con la literatura existente.

2. Metodología

Se ha empleado procesos inductivos (recolección y sistematización de procedimientos en cada nivel de vulnerabilidad a la zozobra) y deductivos (interpretación para construcción de nuevo conocimiento) a través de un proceso riguroso para analizar la información relevante.

En la figura 1, se muestra un diagrama de aplicación de las directrices de SGSc de IMO. MSC.1-Circ.1627. En esta estructura multinivel se ilustra las distintas vías de evaluación que pueden utilizarse en un escenario de diseño. El concepto principal es que la vulnerabilidad de un buque puede evaluarse utilizando cualquiera de los cuatro métodos: nivel 1 nivel 2, evaluación directa u orientación operativa. Los dos primeros niveles se pueden utilizar como control preliminar del proceso de diseño del riesgo de fallo de la estabilidad dinámica, la cual se ha desarrollado en este estudio. Cada uno de los métodos tiene el mismo peso normativo, es decir, si un buque supera el nivel 1, no es necesario realizar un análisis más complejo. Por este motivo, una evaluación eficaz puede comenzar siempre con un análisis de nivel 1, y sólo avanzar en función de los resultados (Marlantes et al., 2022).

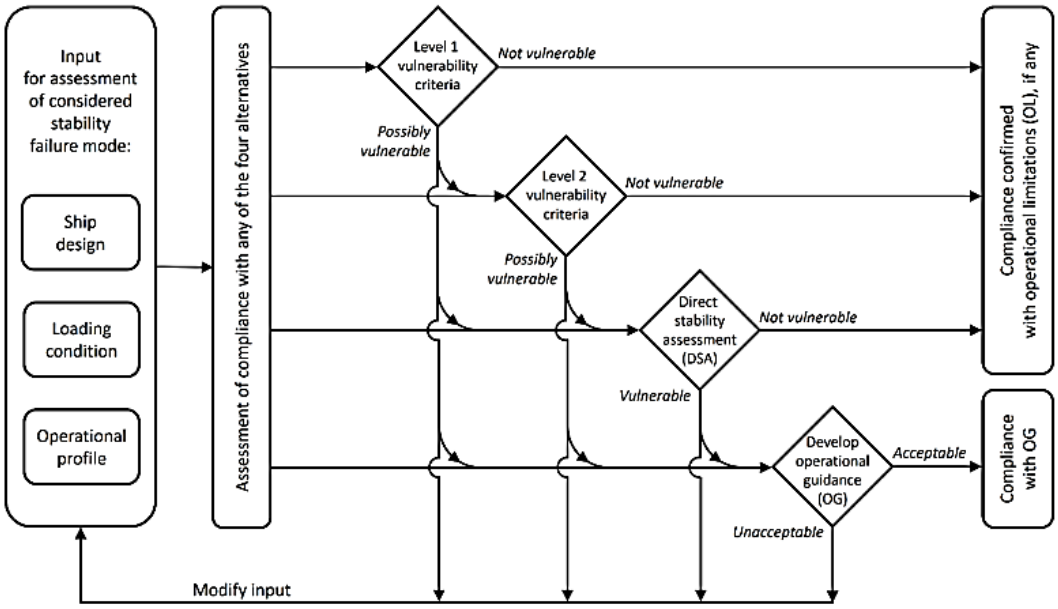


Figura 1. *Diagrama de Aplicación de las directrices de SGISc de IMO. MSC.1-Circ.1627*

3. Resultados y su discusión

Los trabajos sobre los criterios de estabilidad de segunda generación (SGISC) comenzaron en 2008, y como resultado de estos últimos años, se ha podido establecer que debe aplicarse la evaluación de la seguridad basada en la comprobación de la vulnerabilidad en tres niveles. La idea de este enfoque es que, durante la fase de diseño del buque, debe comprobarse la vulnerabilidad a esos fallos de estabilidad. En la tabla 1 se resume estos tres niveles de evaluación de los criterios de vulnerabilidad.

Tabla 1. *Enfoque de vulnerabilidad de tres niveles dentro de los criterios de estabilidad de segunda generación*

	Nivel 1	Nivel 2	Nivel 3: Evaluación Directa de estabilidad (DSA)	Guías operacionales (OG)
Modo de fallo de estabilidad	Criterios simples y conservadores basados en la geometría del casco y la velocidad que implican un mayor «margen de seguridad».	Criterios menos conservadores, basados en una física simplificada y que implican una evaluación probabilística basada en el rendimiento.	Mediante simulaciones numéricas sólidas y exhaustivas con ayuda de códigos informáticos avanzados o ensayos de modelos. El resultado de la DSA podría dar lugar a un cambio esencial en el diseño preliminar del buque.	Basada en experiencias

Los criterios de segunda generación de estabilidad (SGISC) se basan en el rendimiento y se podrían clasificar en tres modos de fallo de la estabilidad de acuerdo al fenómeno físico enfrentado por la embarcación como se muestra en la tabla resumen 2.

Tabla 2. *Modos de fallos de acuerdo al fenómeno físico enfrentado*

Problemas de variación en los brazos adrizantes (GZ)	Condiciones meteorológicas adversas	Maniobrabilidad
- Pérdida pura de estabilidad. **- Balance paramétrico**	- Condición de buque muerto - Aceleración excesiva	Guiñada brusca

3.1 PÉRDIDA PURA DE ESTABILIDAD (PURE LOSS OF STABILITY).

Este fallo de estabilidad se caracteriza por:

- La Reducción de la estabilidad en la cresta de la ola.
- Los cambios en la curva de brazos adrizantes.
- Una posible altura metacéntrica (GM) negativa.
- Influencia de las formas de las líneas del casco.

En la figura 2 (Belenky and Spyrou, 2011) se observa que cuando una embarcación navega entre olas, la parte sumergida del del casco cambia. Estos cambios pueden ser especialmente significativos si la longitud de la ola es comparable a la longitud de la embarcación. Cuando el seno o valle de una ola se sitúa en medio del casco, lo que es aplicable a la mayoría de los buques monocasco (2a). La parte superior de la sección de proa suele ser ancha, debido al ensanchamiento de la proa (bow flaire), lo que hace que el plano de flotación sea mayor si la parte superior de la proa está parcialmente sumergida. La parte superior de la sección de popa es aún mayor que la de proa, por lo que la parte de popa del plano de flotación se hace más grande una vez que la parte superior de la popa está sumergida. A diferencia de las secciones de proa y popa, la sección media (cuerpo medio) generalmente constante, debido a que el ancho del plano de flotación varía muy poco con el calado. Cuando el seno de la ola está en el centro, el calado de la sección media es baja, pero el plano de flotación no cambia mucho. Como resultado, el plano de flotación en esta condición de ola es mayor que en aguas tranquilas, lo que resulta en ese momento una ampliación de los brazos adrizantes (GZ) en la curva de estabilidad estática.

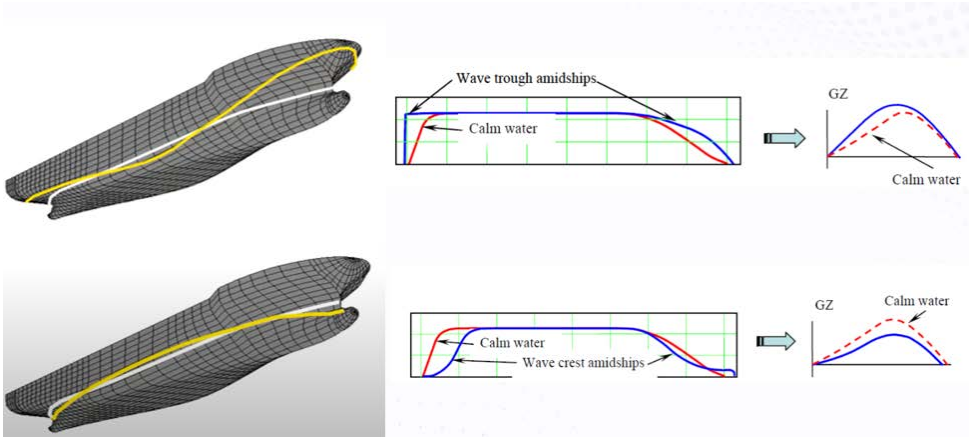


Figura 2. *Efecto de la ola en la sección media del buque e incidencia en la curva de estabilidad estática del buque (a) Sección media del buque en el seno o valle de la ola (b) Sección Media del buque en la cresta de la ola.*

Cuando la cresta de la ola se sitúa alrededor de la sección media embarcación, la situación cambia radicalmente (2b), la depresión de la ola se sitúa cerca de las secciones de proa y popa. La parte sumergida de la sección de proa suele ser bastante estrecha, sobre todo alrededor de la línea de flotación y la parte

sumergida de la sección de popa también es muy estrecha. Así, cuando las depresiones están a proa y a popa, el calado en proa y en popa se vuelve poco profundo, lo que hace que el plano de flotación sea muy estrecho. Como es bien sabido por la hidrostática del buque, el área del plano de flotación tiene un efecto significativo en la estabilidad del buque porque está directamente relacionada con la inercia del plano de flotación. Si el plano de flotación disminuye, la curva de brazos adrizantes (GZ) también se reduce.

La pérdida pura de estabilidad está relacionada con la reducción prolongada de la curva GZ en (o cerca de) la cresta de la ola. Esta situación se produce en mar de popa cuando la velocidad del buque está cerca a la velocidad de la ola. Si aumenta el momento escorante, un buque puede alcanzar un gran ángulo de balanceo e incluso zozobrar.

3.1.1 Primer Nivel de vulnerabilidad.

Este fallo de estabilidad se aplica tanto para el Nivel 1 y 2 solo si el Fn (número de Froude) es mayor a 0.24 correspondiente a la velocidad de servicio. El procedimiento para el cálculo de este Nivel 1 sería:

$Fn = \frac{Vs}{\sqrt{L \cdot g} > 0.24}$	Donde, Vs= Velocidad de servicio (m/s^2) L= Eslora del buque g= gravedad 9,8 m/s^2
$GM_{min} = KB + \frac{I_L}{\nabla} - KG$ $\frac{V_D - \nabla}{A_{w} \cdot (D - d)} \geq 1.0 \;\; y \;\; GM_{min} \geq R_{PLA}$	$R_{PLA} = 0.05,$ KB= altura del centro de boyancia correspondiente a la condición de carga considerada (m) KG= Centro de gravedad del buque a la carga considerada(m) I_L= Momento de Inercia en el calado correspondiente a la altura de ola específica. Aw = Ärea del plano de flotación en d, (m^2); D = Puntal, (m); d = calado en la sección media en carga considerada (m); ∇_D = Volumen de desplazamiento en D y trimado 0 (m^3); ∇ = Volumen de desplazamiento en condición de carga considerada, (m^3)

3.1.2 Segundo Nivel de vulnerabilidad.

El segundo nivel de vulnerabilidad consta de dos comprobaciones diferentes: la primera juzga la vulnerabilidad del buque en función del ángulo de volcamiento, mientras que la segunda forma tiene en cuenta el ángulo de escora estable (semipermanente) debido a un brazo de escora externo, ambas considerando el buque estáticamente posicionado en olas de altura y longitud definidas. Este nivel considera que un buque no es vulnerable ante una pérdida pura de estabilidad si:

$\max(C\ R1; C\ R2) \leq\ R_{PL0}$ $C\ R1 = \sum_{i=1}^{N} W_i C1_i;$ $C\ R2 = \sum_{i=1}^{N} W_i C2_i;$	R_{PL0} = 0.06 CR1 = 1 Si $\phi_V < R_{P\,L1}$; o = 0 si no; ϕ_V = Ángulo mínimo de volcamiento, en posición de la cresta de la ola. $R_{P\,L1}$ = 30 grados N = número de casos de olas en le diagrama de encuentro Wi = factor ponderado que depende del valor de la altura de ola significativa y el Periodo de la ola de acuerdo a regulaciones de la OMI CR2 = 1 si $\phi_S > R_{P\,L2}$; ó = 0 si no; ϕ_S = Ángulo de escora semipermanente considerando la acción constante del brazo de escora igual a $R_{P\,L3}$ $R_{P\,L2}$ = 15 grados cuando se trata de buques de pasajeros = 25 grados si es otro tipo de buque $R_{P\,L3}$ = 8 · (Hi/λ) · d · Fn (m)

3.2 BALANCE PARAMÉTRICO (PARAMETRIC ROLL).

Este fallo de estabilidad se caracteriza porque es:

- Causado por variación de brazos adrizantes.
- El buque oscila en ciclos entre «rígido» y «blando».
- Típicamente en mar de popa y través.
- Longitud de ola aproximadamente igual a la longitud del buque.
- Influye formas de líneas del casco.

Esta navegación sobre olas longitudinales produce variaciones en el volumen sumergido y en el área del plano de flotación, de manera similar que, en el fallo anterior de pérdida pura de estabilidad, en función de la posición relativa del buque que navega sobre. Como se observa en la figura 3 (Belenky and Spyrou, 2011). Con estas olas sucesivas, cuando el buque navega sobre el seno de la ola (3a), aunque aumenta la curva de brazos adrizantes, el periodo de rolido se hace más rápido. Si el buque se encuentra navegando sobre la cresta de la ola (3b) disminuye la estabilidad dado a que la curva de brazos adrizantes se hace menor, con estas olas sucesivas (3c) el buque alcanzaría ángulos de balance cada vez mayores, pudiendo llegar a zozobrar. En este fenómeno el periodo de balance del buque es el doble que el de las olas, aunque también puede ocurrir cuando ambos períodos son similares entre sí.

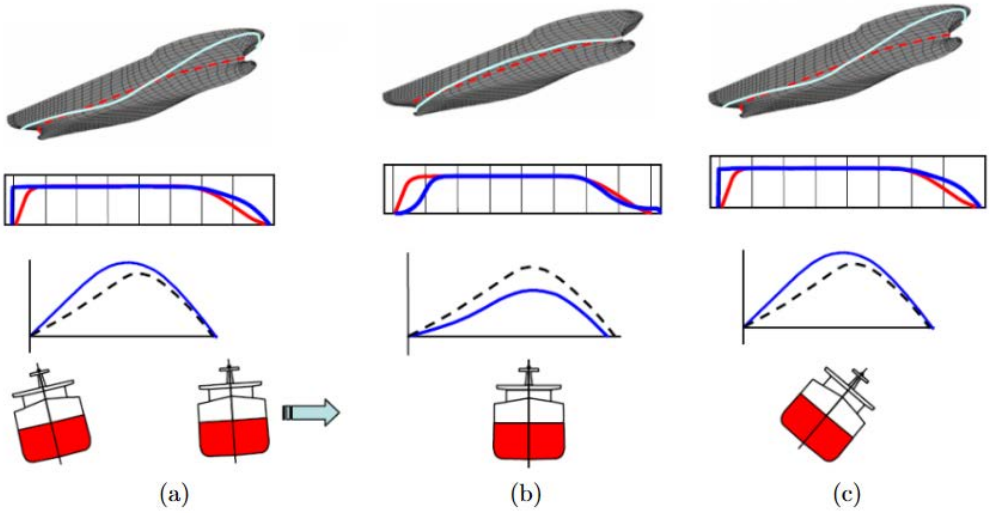


***Figura 3**. Desarrollo del fenómeno del rolido paramétrico (Belenky and al., 2011)*

3.2.1 Primer Nivel de vulnerabilidad.

En este nivel se evalúan la variación de altura metacéntrica debida al perfil de la ola, de la misma forma que en el fallo de Pérdida pura de estabilidad. Se considera la variación del calado adicional en la cresta de ola de la misma ola específica (Petaco and Gualeni, 2020) para la condición de carga en estudio. La diferencia radica en que la relación S_W = 0,0334 para Pérdida pura en estabilidad y 0,0167 para el balance paramétrico.

3.2.2 Segundo Nivel de vulnerabilidad.

Consiste en dos comprobaciones diferentes. La primera si el buque es vulnerable o no en función de la aparición de un fallo de balanceo paramétrico y la segunda comprobación tiene en cuenta la magnitud del ángulo de balanceo alcanzado durante el balanceo paramétrico. El modelo matemático debe incluir la curva no lineal de GZ (figura 4).

$$(I_x + A_{44}) \cdot \ddot{\phi} + B_{44} \cdot \dot{\phi} + W \cdot GZ(\phi, t) = 0$$

En donde, Ix es el momento de inercia transversal, A_{44} es la masa añadida en balanceo, B_{44} es el coeficiente de amortiguación lineal (o linealizado) y W es el desplazamiento del peso del buque en esa condición de carga de análisis.

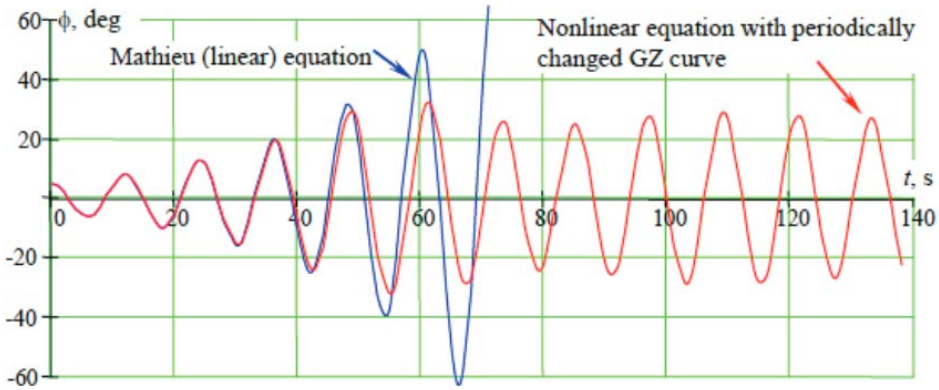


***Figura 4.** Modelización del balance paramétrico con la ecuación de Matheu (azul) y la ecuación no lineal (roja) (Peters and al., 2011)*

3.3 GUIÑADA BRUSCA (SURF/RIDING AND BROACHING)

También conocida como navegación sobre la cresta de la ola y caída al través. Se caracteriza por ser:

- Altamente dinámico
- Sutilmente diferente a la pérdida de estabilidad
- Surfea en la cresta de la ola y es inestable en la guiñada.
- Pérdida de control debido a la dirección del flujo en el timón

En la figura 5 se muestra las fuerzas que actúan sobre un buque en olas consecutivas (Ronda M., 2020), donde ocurre cuando el buque en la cresta es capturado por navegación en olas de popa. En este fallo s observa que la velocidad del buque se iguala a la velocidad de la ola, de tal manera que el buque navega en la cresta de la ola en un tiempo crítico que con la combinación de guiñada puede girar bruscamente el buque pudiendo zozobrar.

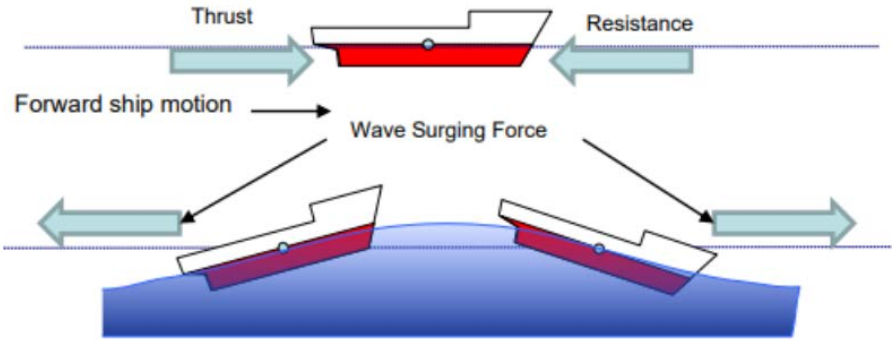


Figura 5. *Fuerzas que actúan sobre un buque en olas consecutivas (Ronda M., 2020)*

3.3.1 Primer Nivel de vulnerabilidad.

En este primer nivel se basa en las circulares MSC.1/Circ.1228 y Circular MSC/Circ.707. Los buques serán considerados no vulnerables si:

1. *L > 200 m;*
2. $F_n \leq 0.3$.

3.3.2 Segundo Nivel de vulnerabilidad.

Este nivel puede medirse con el porcentaje de ola irregular que se modela como secuencia de olas sinusoidales con longitudes y amplitudes aleatorias, calculando el peso estadístico de cada ola (Solanellas, 2022). Este nivel se calcula mediante el método de Melkinov.

$C = \sum_{HS}\sum_{TZ}(W2(Hs,Tz)\sum_{i=1}^{N_\lambda}\sum_{j=1}^{N_a}W_{ij}C2_{ij})$	C2= Función de la altura significativa de la ola (Hs) Tz = Periodo medio de paso por cero W= Peso estadístico dependiendo del espectro definido de ola.

3.4 CONDICIÓN SIN MAQUINARIA Y GOBIERNO (DEAD SHIP CONDITION)

Este modo de fallo, aunque es fácilmente visualizable, es complicado de modelar por criterios. Se caracteriza por:

- Pérdida total o parcial en potencia de la maquinaria del buque.
- Criterio basado en el criterio convencional del viento.
- Combinación de altos momentos escorantes causado por condiciones ambientales adversas.
- Posible embarque de agua en cubierta.

La figura 6 representa este modo de fallo con el buque posicionado en dirección perpendicular a las olas pudiendo zozobrar cuando es sometido a condiciones fuertes de viento y oleaje. Se observa también las fuerzas actuantes externas que se generan en estas condiciones.

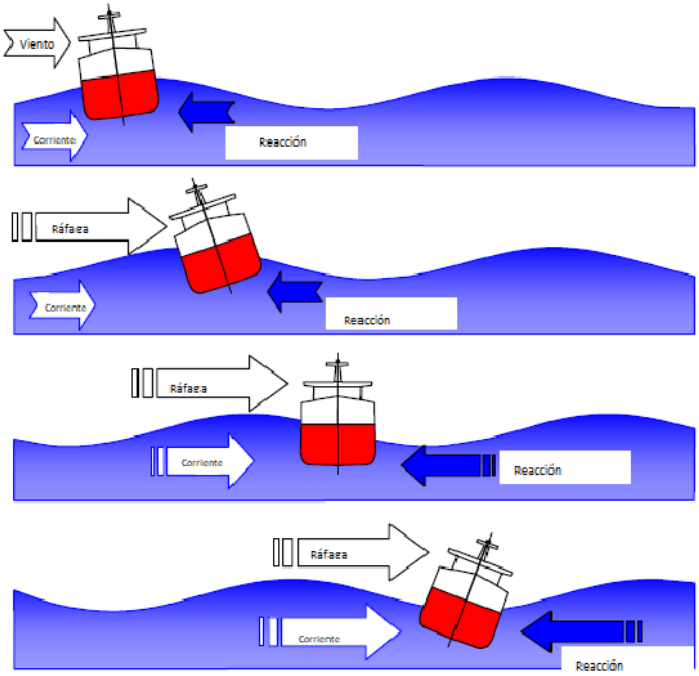


Figura 6. *Escenario donde se presenta la condición sin propulsión y gobierno (Belenky et al., 2011)*

3.4.1 Primer Nivel de vulnerabilidad

Un buque no es vulnerable en el modo de fallo de condición de buque apagado si cumple con los requisitos definidos en el criterio de viento y balanceo severos (weather criterion, SI 2008), pero utilizando los valores del factor de inclinación de las olas definidos en la tabla 3, en lugar de los contenidos en la Sección 2.3 - Parte A del código de Estabilidad Intacta.

Tabla 3. *Modificación tabla del factor "s" IMO SDC 6/5)*

Roll period, T_ϕ (sec)	Wave steepness, s (-)
$\leq$6	0.100
7	0.098
8	0.093
12	0.065
14	0.053
16	0.044
18	0.038
20	0.032
22	0.028
24	0.025
26	0.023
28	0.021
$\geq$30	0.020

3.4.2 Segundo Nivel de vulnerabilidad

Se hace necesario un análisis probabilístico teniendo en cuenta la frecuencia de los estados del mar en la zona geográfica considerada de navegación de la embarcación. El desarrollo de los parámetros se referencia y detalla en las MSC.1/Circ. 1627, 2020.

3.5 ACELERACIÓN EXCESIVA (EXCESIVE ACCELERATION)

El criterio de aceleración excesiva se introdujo tras los accidentes ocurridos a bordo de Chicago Express, en 2008, y CCNI Guayas, en 2009, donde se experimentaron aceleraciones laterales superiores a 1,0.g en el puente, debido a la resonancia sincrónica (Rosano et al., 2019). Esto ocasionó que miembros de la tripulación perdieran la vida o sufrieran heridas graves en ambos siniestros. Aunque no es un fenómeno dinámico. Si es una consecuencia que puede ocurrir por la combinación de una elevada altura metacéntrica junto con un período de balance reducido.

Este fallo se caracteriza por:

- VCG bajo, generalmente bueno para la estabilidad (buque rígido)
- La rigidez del buque puede provocar aceleraciones rápidas.
- Generalmente se hace cálculos para KGmáx, pero no para sus valores mínimos.

La figura 7 muestra la situación de pérdida por aceleraciones excesivas (Ronda M., 2020)

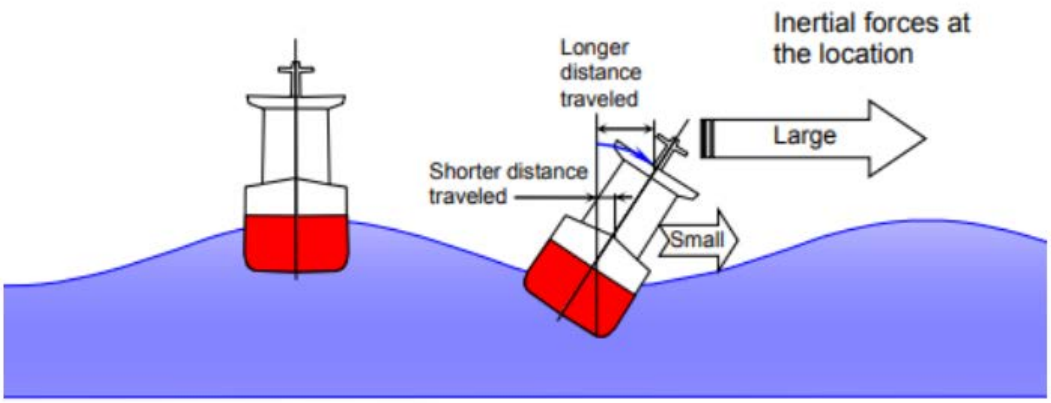


Figura 7. *Pérdida de estabilidad por aceleraciones excesivas (Belenky et al., 2011)*

3.5.1 Primer Nivel de vulnerabilidad

Se considera que un buque no es vulnerable al modo de fallo por aceleraciones excesivas si, para condición de carga y situación a lo largo de la eslora donde pueda haber tripulantes. El procedimiento a seguir es el siguiente:

$\emptyset \cdot K_L \cdot (g + 4\pi^2 \cdot h/T^2) \leq R_{EA1}$ $T = \frac{2 \cdot C \cdot B}{\sqrt{GM_c}}$	K_L = Factor que tiene en cuenta la acción simultánea de los movimientos de balanceo, guiñada y cabeceo. R_{EA1} = Aceleración máxima considerada, fijada en 4.64 m/s2 h= altura sobre el eje de balance asumido, en el cual puede haber tripulación (hasta el puente de gobierno) T= Periodo natural del balance del buque B= Manga del buque GMc= altura metacéntrica crítica

3.5.2 Segundo Nivel de vulnerabilidad

El segundo nivel de evaluación adopta un modelo simplificado de un grado de libertad, que es no lineal en el término de amortiguación (Rosano et al., 2019). Se supone que el buque está con velocidad cero. Debe evaluarse un índice de probabilidad a corto plazo Cs, para todos los estados de mar del diagrama de dispersión del Atlántico Norte; el índice representa la probabilidad de superar la aceleración lateral de 9,81 m/s^2 en el punto de cálculo, en el estado de mar determinado.

$C < R_{EA\ 2}$ $R_{SR} = 0.00039,$ $C = \sum_{i=1}^{N} W_i C_i$	Wi= Factor de ponderación de las condiciones ambientales a corto plazo C_{si} = Índice de fallo por aceleración excesiva a corto plazo, para la condición considerada. N= Número total de condiciones ambientales a corto plazo

4. CONCLUSIONES

En este trabajo se ha querido examinar las tendencias actuales de la investigación internacional para los criterios de estabilidad de segunda generación (SGISC) donde se ha resumido brevemente los conceptos físicos y procedimientos de modelización matemática para cada modo de fallo.

En cuanto a la estabilidad en olas, se están desarrollando criterios para cinco modos. La estructura de inspección se ha basado en una estructura multicapa, para minimizar los cálculos utilizados para verificar si se cumplen o no los criterios de estabilidad. Los criterios se verifican mediante cálculos sencillos y, a medida que aumenta el nivel, se realizan más complicada y detallada. En general, el nivel inferior implica un mayor margen de diseño, las vulnerabilidades se evalúan de forma conservadora y los resultados de la evaluación son desfavorables para la optimización en el diseño de la embarcación. En el nivel 2, se introduce un método para evaluar la estabilidad determinando la vulnerabilidad probabilística.

Muchos de los canales de experiencias hidrodinámicas del planeta se están enfrentando a la realización de ensayos con modelos a escala que permitan definir, concretar y validar los criterios de estabilidad de segunda generación (SGISC) para todo tipo de buques. Los resultados obtenidos hasta ahora muestran que son críticas las siguientes cuestiones en la evaluación de los movimientos de balance de un buque: primero, la necesidad de un mayor desarrollo y validación de las herramientas numéricas actuales, con respecto a su precisión en la predicción de los movimientos y aceleraciones excesivas que sufren, particularmente en mares con oleaje irregular.

Debido a la fuerte dependencia del movimiento de balance con su velocidad de avance, la predicción precisa de la velocidad en las olas se convierte en un problema crítico para el cálculo de la estabilidad. La pérdida involuntaria de velocidad debido al aumento de la resistencia añadida de las olas, así como la reducción voluntaria de la velocidad, da como resultado una función de la velocidad de avance contra la altura significativa, la dirección y el período de la ola. Igualmente, se está estudiando en detalle la influencia de la velocidad de avance y la de los dispositivos de amortiguación del balance (aletas, timones, tanques pasivos, etc.) para la exacta predicción de la amortiguación viscosa durante el movimiento del balance.

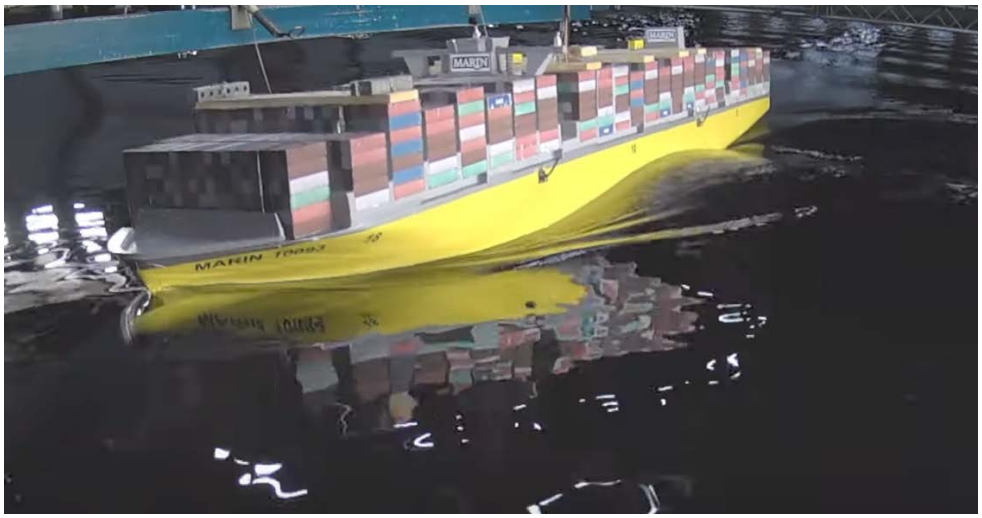


Figura 8. *Ensayo de balance paramétrico con mares de popa (MARIN, 2023)*

Las implicaciones en la industria y en el diseño que tienen el desarrollo y aplicación de estos criterios demandan alta cualificación y conocimiento de estos para la aplicación en las diferentes etapas en el diseño del buque. A su vez versatilidad en el desarrollo de las formas del buque dado que algunos fenómenos tienen su incidencia por ellas. Finalmente, las implicaciones en la tripulación para incrementar los niveles de seguridad de vulnerabilidad, un mayor entrenamiento y cualificación para evitar la zozobra del buque en condiciones adversas.

5. Referencias bibliográficas

Belenky V., Bassler C. y Spyrov J. (2011). Development of Second Generation. West Bethesda: Naval Surface Warfare Center Carderock Division.

Bulian, G. (2014). Advanced Dynamics and safety of ship. Second generation intact stability criteria. Trieste, Italia: University of Trieste.

Francescutto, A. (2016). Intact stability criteria of ships - Past, present and future. Ocean Engineering. 120, 312–317.

Grinnaert, F. (2017). Analysis and Implementation of Second Generation Criteria in a Stability Computer Code (Ph.D. Thesis). Université de Bretagne Occidentale (UBO), Brest, France.

International Maritime Organization (IMO). (2009a). International Code of Intact Stability. Development of Second Generation Intact Stability Criteria, London, UK.

International Maritime Organization (IMO). (2009b). Information Collected by the Intersessional Correspondence Group on Intact Stability. SLF 52/INF.2, Submitted by USA. London, UK.

Jaeho Ch., Dong M., Won-Don K., Byung Y. (2020). Current Status of the 2nd Generation of Intact Stability: Investigation of the Pure Loss of Stability and Parametric Roll Mode. Journal of Ocean Engineering and Technology 34(2), 55-65. <https://doi.org/10.26748/KSOE.2019.047>

MARIN. (2023). Parametric roll in following seas. Maritime Research Institute of Netherlands. <https://www.youtube.com/watch?v=NaJaxxG7K6M>

Marlantes, K.E.; Kim, S.; Hurt, L.A. (2022), Implementation of the IMO Second Generation Intact Stability Guidelines. J. Mar. Sci. Eng. <https://doi.org/10.3390/jmse10010041>

Neves, M., Castillo, C., Cipriano, W., Muñoz, J., Angel, M., Carbajal, C, Elio, J., Vivanco, M. (2008). Advances in dynamic stability of fishing vessels in waves. Simposio Internacional de Ingeniería Naval, Transporte Marítimo y Pesca, Lima, Perú.

OMI. (2009). Código de Estabilidad Intacta (SIC). Organización Marítima Internacional.

Peters, W., Belenky, V., Bassler, C., Spyrou, K.J., Umeda, N., Bulian, G., Altmayer, B. (2011). The Second Generation Intact Stability Criteria: An Overview of Development. Proceedings of

SNAME Annual Meeting and Expo - Society of Naval Architects and Marine Engineers, Houston, USA.

Pérez R., Riola J. M. (2012). Criterios de Estabilidad en averías en buques de guerra, Boletín de Temas profesionales, Escuela Técnica Superior de Ingenieros Navales, Universidad Politécnica de Madrid, España.

Petacco, N.; Gualeni, P.; Stio, G. (2022). Second Generation Intact Stability criteria: Application of operational limitations & guidance to a megayacht unit. In Proceedings of the 5th International Conference on Maritime Technology and Engineering, Lisbon, Portugal.

Ronda M. (2020). Estudio de formas, condiciones de carga y estabilidad sin averías de un buque portacontenedores. Escuela Técnica Superior de Ingenieros Navales, Universidad Politécnica de Madrid, España.

SLF 48/4/7. (2005) Dynamic Intact Stability or Stability Problems in Waves; Submitted by Germany; International Maritime Organization: London, UK.

SLF 48/WP.2. (2005). Review of the Intact Stability Code; Report of the Working Group (Part 1); International Maritime Organization: London, UK.

SLF 52/WP.1. (2010). Development of New Generation Intact Stability Criteria; Report of the Working Group (Part 1); International Maritime Organization: London, UK.

SDC 4/5/1. (2016). Finalization of Second Generation Intact Stability Criteria—Report of the Correspondence Group; Submitted by Japan; International Maritime Organization: London, UK.

SDC 7/WP.6. (2019). Finalization of Second Generation Intact Stability Criteria; Report of the Drafting Group on Intact Stability; International Maritime Organization: London, UK.

Umeda, N. (2013). Current Status of Second Generation Intact Stability Criteria Development and Some Recent Efforts. Proceedings of the 13th International Ship Stability Workshop, Brest, France, 138-157.

BIOGRAFÍA[1]

LEANDRO TORRES QUEVEDO

(Santa Cruz del Valle de Iguña, 1852 - Madrid, 1936) Ingeniero español. En 1868 concluyó estos estudios en el Instituto de Enseñanza Media de Bilbao, y a continuación pasó dos años en París en el Colegio de los Hermanos de la Doctrina Cristiana. En 1870 su familia se trasladó a Madrid, y Leonardo, a su vuelta de París, regresó a las orillas del Nervión, donde se alojó en casa de unos parientes: las señoritas Barrenechea. El afecto que le tenían constituye un dato fundamental en la vida de este prolífico ingeniero de caminos e inventor, puesto que al morir le legaron toda su fortuna (de considerables dimensiones), lo que hizo posible que Leonardo no tuviera que preocuparse por la propia supervivencia. Además, este hecho dotó al inventor de una libertad de trabajo y pensamiento que le permitió prescindir de instituciones gubernamentales e investigar lo que en cada momento le apetecía.

En 1871, instalado ya en Madrid, ingresó en la Escuela Oficial del Cuerpo de Ingenieros de Caminos. Cinco años después, en 1876, terminó sus estudios y comenzó a ejercer su profesión, dedicándose a trabajos ferroviarios durante unos meses. En 1887 patentó un sistema de camino funicular aéreo de alambres múltiples. La principal innovación de Torres Quevedo, matemático y físico excepcional, la constituye el hecho de lograr un coeficiente de seguridad apto para el transporte de personas sin apenas riesgo. Liberando un punto fijo de apoyo del cable por el que discurre la barquilla y sustituyéndolo por una polea con pesos, logró que la tensión en dichos cables fuera la que él deseaba (puesto que dependía del peso que se colocara) y que además fuera uniforme a lo largo de todo el trayecto; como los cables eran múltiples, en caso de rotura de uno de ellos la tensión se distribuía equitativamente entre el resto.

En 1889 Leonardo Torres Quevedo se trasladó de nuevo a Madrid para simultanear estudios matemáticos, físicos y técnicos con tertulias culturales de todo tipo. Un año después presentó en Suiza el proyecto de su transbordador, pero fue rechazado. Este desprecio a su genialidad originó que el inventor dejara momentáneamente de lado su invento y pasara a centrarse en lo que Eduardo Saavedra calificó como «suceso extraordinario en la producción científica española»: su *Memoria sobre las Máquinas Algébricas*, presentada en 1893 en la Academia de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales. Además de la solución teórica al problema de la construcción de las relaciones algébricas, Torres Quevedo construyó también varias máquinas de calcular. Fue a partir de este momento cuando Leonardo Torres Quevedo alcanzó el éxito, del que no se separó el resto de su vida.

En 1901 ingresó en la Real Academia de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales de Madrid, y en este mismo año el Gobierno español creó el Laboratorio de Mecánica Aplicada (después de Automática) y lo puso a disposición de Torres Quevedo. A partir de este momento, Leonardo Torres Quevedo comenzó a diversificar sus investigaciones, quizá alentado por la creación del Laboratorio.

En 1902 presentó en las Academias de Ciencias de Madrid y de París una memoria con anteproyecto de globo dirigible. La actividad de Torres Quevedo en el campo de la aeronáutica merece también atención, puesto que logró inventar y diseñar lo que más tarde se conoció como globo dirigible semirrígido o dirigible T.Q. En la época existían dos tipos de dirigibles: los rígidos, compuestos de un armazón metálico cubierto de tela y lleno de gas; y los flexibles, que carecían de armazón alguno. Los primeros se construyeron fundamentalmente en Alemania, y fueron conocidos con el nombre de su inventor, Zeppelin. Su gran problema lo provocaban las limitaciones que imponía su rigidez, puesto que además del riesgo de accidente en vuelo al más mínimo roce con un obstáculo, eran necesarias grandes infraestructuras en tierra para guardarlos, ocultarlos o maniobrar con ellos.

Los dirigibles flexibles, por contra, podían ser deshinchados y reducir su volumen para el transporte o maniobra en tierra, mientras que en el aire resistían mejor los golpes o roces, como cabe suponer de su principal característica. Sin embargo, precisamente por su flexibilidad, tenían problemas en cuanto a la estabilidad y calidad en el vuelo, puesto que eran fácilmente deformables, y a causa del peso de la barquilla y los motores, tendían a doblarse y a elevar las dos puntas o extremos.

La solución a la que llegó Torres Quevedo en su dirigible semirrígido demuestra de nuevo su gran cualificación como matemático y físico. El dirigible que concibió tenía en el interior del globo una armadura flexible destinada a impedir que se deformase por causa del peso de los aeronautas, motores y lastres, pero constituida únicamente por telas y cuerdas que se mantenían tirantes por efecto de la presión del gas del globo, lo que permitía que pudiese ser deshinchado en tierra y reducir su volumen. De este modo, los inconvenientes de uno y otro sistema existente (rígido y flexible) quedaban obviados.

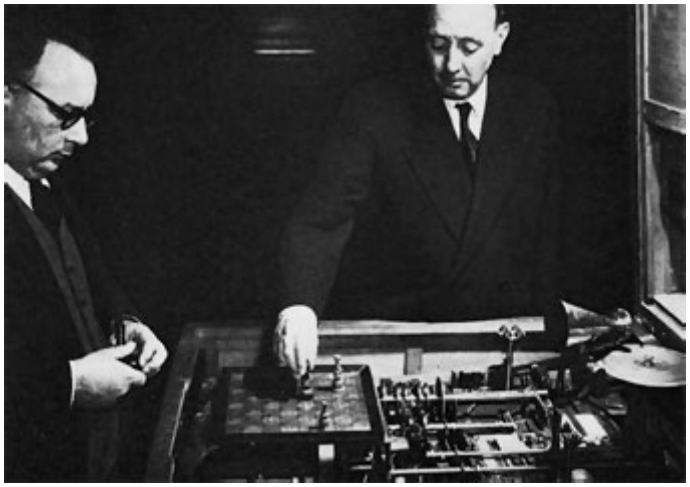
Dirigible de Torres Quevedo en el Parque Aerostático de Guadalajara

En 1905 fue construido, con la colaboración de Alfredo Kindelán, el primer dirigible bajo el nuevo sistema. Sin embargo, el desinterés español en este artefacto provocó que Torres Quevedo entrase en conversaciones con la casa francesa Astra, que en 1909 le compró la patente, comenzó inmediatamente a construir el nuevo tipo de aerostato y lo vendió en todo el mundo. Los dirigibles Astra-Torres lucharon en la Primera Guerra Mundial contra los Zeppelin alemanes, y resultaron más rápidos y versátiles que estos últimos.

A la vez que estaba investigando el problema de los dirigibles, y con el fin de no arriesgar vidas humanas en pruebas y experimentaciones en vuelo, Torres Quevedo desarrolló una de sus ideas más brillantes, prácticamente imprescindible en nuestro mundo cotidiano: el Telekine o primer aparato del mundo de radiodirección a distancia. En septiembre de 1903 presentó en España la patente de este aparato con el título «Un sistema denominado Telekine para gobernar a distancia un movimiento mecánico».

Cada señal de onda hertziana hacía avanzar un paso a una rueda en el telekine; según el número de señales recibidas mediante un conmutador, se actúa en un circuito determinado y se efectúa la maniobra correspondiente. El telekine poseía un mecanismo de contacto retrasado del conmutador para que pudiese

recibir la orden completa, automatismo de vuelta a la posición inicial del conmutador y dispositivo de seguridad que paralizaba el motor si se producía avería o no se recibían señales durante un determinado tiempo, para evitar de este modo la pérdida del aparato dirigido. El hoy tan popular "mando a distancia" es, básicamente, un invento de Torres Quevedo.



El *Autómata Ajedrecista* de Torres Quevedo

En 1912, Torres Quevedo inauguró un nuevo campo de la ciencia al iniciar sus primeros experimentos en el campo de la automática, la cibernética y la computación, que quedaron definidos en su primer *Autómata Ajedrecista*, el primer jugador de ajedrez automático del mundo. Éste constituía, básicamente, un primer ordenador capaz de procesar información y actuar en consecuencia, todo ello a partir de estímulos eléctricos controlados mediante relés. En el ajedrecista se ejecutaba el mate de rey y torre contra rey inevitablemente, fuesen cuales fuesen los movimientos del contrario humano, y estaba prevista, incluso, la posibilidad de que se tratase de «engañar» al autómata.

En la década de 1910 y 1920 Torres Quevedo continuaría con sus experimentos en el nuevo campo de la automática, que él había creado, hasta terminar por convertirse en el padre de la informática actual. En 1914 escribió sus *Ensayos sobre automática*, donde se adelantó en treinta años a las primeras disquisiciones inglesas, americanas o alemanas sobre la analogía mente-máquina y sobre los primeros ordenadores. En 1920 construyó un segundo ajedrecista autómata mejorado.

Además de los ajedrecistas, Torres Quevedo inventó, diseñó y construyó el *Aritmómetro electromecánico*, una máquina de calcular capaz de sumar, restar, multiplicar y dividir, gobernada a distancia por medio de una máquina de escribir ordinaria dotada de contactos eléctricos y provista de un dispositivo para escribir automáticamente los resultados. Poseía memoria electromecánica y un coordinador o cerebro automático. Con esta máquina se lograba por primera vez en el mundo la memoria artificial. Torres Quevedo dejó numerosos escritos de alta calidad técnica, además de las memorias descriptivas de sus múltiples patentes, españolas y extranjeras.

[1] Fernández, Tomás y Tamaro, Elena. «Biografia de Leonardo Torres Quevedo». En *Biografías y Vidas. La enciclopedia biográfica en línea* [Internet]. Barcelona, España, 2004. Disponible en <https://www.biografiasyvidas.com/biografia/t/torres_quevedo.htm>

PUBLICACIONES DE DEFENSA

GOBIERNO DE ESPAÑA
MINISTERIO DE DEFENSA
SUBSECRETARÍA DE DEFENSA
SECRETARÍA GENERAL TÉCNICA
SUBDIRECCIÓN GENERAL DE PUBLICACIONES Y PATRIMONIO CULTURAL

02523
9 772659 645000