



UNIVERSIDADE DA CORUÑA



Escola Politécnica de Enxeñaría de Ferrol

**Trabajo Fin de Máster**  
**CURSO 2021/2022**

---

*Estudio comparativo de la aplicación de los Criterios de Estabilidad de Segunda generación de la OMI a distintas tipologías de buque*

---

**Máster en Ingeniería Naval y Oceánica**

**ALUMNO**

Sergi Choy Solanellas

**TUTORES**

Marcos Míguez González

Fernando Junco Ocampo

**FECHA**

Junio 2022





## AGRADECIMIENTOS

En este apartado quiero agradecer a todas las personas que me han ayudado a la realización del Trabajo Final de Máster. Primeramente, agradecer a Marcos Míguez González por su ayuda a lo largo de todas las etapas del trabajo. Asimismo, agradecer a Fernando Junco Ocampo por los datos prestados para poder llevar a cabo la aplicación práctica de los cálculos a buques reales.

Por otro lado, quiero agradecer a las personas que me han ayudado, tanto económica como emocionalmente a lo largo de estos seis años de estudio. Gracias a mis padres por brindarme la oportunidad que ellos no tuvieron de estudiar. Gracias a Maria por estar ahí siempre que lo necesité, y a Laia por su ayuda. Por último dar las gracias a todas las personas que me han ayudado a aprender y a crecer no solo como estudiante, sino como persona.

A todos ellos, muchas gracias.



## RESUMEN

En el presente trabajo se contemplan todos los aspectos referentes a los Criterios de Segunda Generación de Estabilidad Intacta de la OMI. Así pues, se estudian los cinco modos de fallo en los que se basan dichos criterios, así como la jerarquía de aplicación y los principios matemáticos que conforman los criterios. Posteriormente, se aplican los distintos criterios a cuatro buques de distinta tipología y se analizan los resultados obtenidos para determinar si estos son vulnerables o no frente a cada modo de fallo.

## RESUMO

No presente traballo contémpense todos os aspectos referentes aos Criterios de Segunda Xeración de Estabilidade Intacta da OMI. Así, estúdanse os cinco modos de fallo nos que se basean estes criterios, así como a xerarquía de aplicación e os principios matemáticos que conforman os criterios. Posteriormente aplícanse os distintos criterios a catro buques de distinta tipoloxía e analízanse os resultados obtidos para determinar se son ou non vulnerables a cada modo de avaría.

## ABSTRACT

All aspects of the IMO Second Generation Intact Stability Criteria are covered in this paper. Thus, the five failure modes on which these criteria are based are studied, as well as the hierarchy of application and the mathematical principles that make up the criteria. Subsequently, the different criteria are applied to four ships of different types and the results are analysed to determine whether or not they are vulnerable to each failure mode.



## Índice

Agradecimientos.....	3
Resumen.....	4
Índice de figuras.....	7
Índice de tablas.....	9
Glosario.....	11
1 Introducción.....	12
2 Marco teórico y normativo.....	14
2.1 Descripción teórica de los cinco modos de fallo.....	15
2.1.1 Pure Loss of Stability.....	15
2.1.2 Parametric Rolling.....	16
2.1.3 Surf Riding/Broaching-to.....	19
2.1.4 Dead Ship Condition.....	20
2.1.5 Excessive Acceleration.....	23
2.2 Estructura y jerarquía de aplicación de los criterios.....	25
2.2.1 Los Criterios de Segunda Generación de Estabilidad Intacta.....	25
2.2.2 Del Código Internacional de Estabilidad sin avería a los SGISc.....	26
2.2.3 Análisis del Multi-Layered Approach.....	32
2.2.4 Formulación de los criterios.....	35
2.2.4.1 Criterio de vulnerabilidad Lv1 frente a <i>Pure Loss of Stability</i> .....	36
2.2.4.2 Criterio de vulnerabilidad Lv2 para <i>Pure Loss of Stability</i> .....	39
2.2.4.3 Criterio de vulnerabilidad Lv1 frente a <i>Parametric Roll</i> .....	44
2.2.4.4 Criterio de vulnerabilidad Lv2 frente a <i>Parametric Roll</i> .....	53
2.2.4.5 Modelo matemático para el <i>Surf Riding</i> .....	60
2.2.4.6 Criterio de vulnerabilidad Lv1 para el <i>Surf Riding</i> y <i>Broaching-to</i> ...	64
2.2.4.7 Criterio de vulnerabilidad Lv2 frente al <i>Surf Riding</i> y <i>Broaching-to</i> .	66
2.2.4.8 Criterio de vulnerabilidad Lv1 frente a <i>Dead Ship Condition</i> .....	67
2.2.4.9 Criterio de vulnerabilidad Lv2 frente a <i>Dead Ship Condition</i> .....	70
2.2.4.10 Criterio de vulnerabilidad Lv1 frente a <i>Excessive Acceleration</i> .....	72
2.2.4.11 Criterio de vulnerabilidad Lv2 frente a <i>Excessive Acceleration</i> .....	74
2.2.5 Direct Stability Assessment (DSA).....	77
2.3 Descripción de los buques objeto de estudio.....	79
2.3.1 Buque cementero.....	80
2.3.2 Buque oceanográfico.....	80



2.3.3 Buque portacontenedores .....	81
2.3.4 Buque RO-PAX .....	82
3 Aplicación de los criterios .....	84
3.1 Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a <i>Pure Loss of Stability</i> .....	86
3.1.1 Cálculo de los criterios del Lv1 de vulnerabilidad .....	88
3.1.2 Cálculo de los criterios del Lv2 de vulnerabilidad .....	90
3.2 Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a <i>Parametric Rolling</i> .....	100
3.2.1 Cálculo de los criterios de Lv1 de vulnerabilidad .....	101
3.2.2 Cálculo de los criterios de Lv2 de vulnerabilidad .....	102
3.3 Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a <i>Surf-Riding/Broaching-to</i> .	107
3.4 Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a <i>Dead Ship Condition</i> .....	108
3.5 Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a <i>Excessive Acceleration</i> ....	114
3.6 Análisis de resultados.....	118
4 Conclusiones.....	120
5 Trabajos futuros.....	122
Bibliografía .....	123
Anexos .....	127

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1: Variación del área de flotación debida al paso de la ola (Asociación Vizcaína de Capitanes de la Marina Mercante, 2021) .....	14
Figura 2: Proceso de desarrollo del <i>Parametric Rolling</i> (Peters, y otros, 2011) ....	17
Figura 3: Daños resultantes del incidente (MAERSK A/S) .....	18
Figura 4: Escenario de equilibrio ante el modo de fallo de <i>surf-riding</i> (Peters, y otros, 2011) .....	20
Figura 5: Estados de la condición de <i>Dead Ship Condition</i> (Peters, y otros, 2011) .....	21
Figura 6: CMV CHICAGO EXPRESS navegando, 2008. <a href="https://static-cf.hapag-lloyd.com">https://static-cf.hapag-lloyd.com</a> .....	23
Figura 7: Representación del esquema de aplicación simplificado de la lógica de aplicación en el marco de los SGISc (Petacco & Gualeni, 2020) .....	34
Figura 8: Efecto de la ola a lo largo de la eslora en la curva de GZ para un <i>Ro-Pax</i> en la condición de carga crítica establecida por la IMO (Peters, y otros, 2011).....	36
Figura 9: Perfil de un buque ficticio con las cuatro partes del <i>CVWS</i> , consideradas para la evaluación de la vulnerabilidad de <i>Lv1</i> (Peters, y otros, 2011).....	37
Figura 10: Cálculo de los GM instantáneos en olas (Peters, y otros, 2011) .....	41
Figura 11: Cálculo del tiempo bajo GM crítico (Peters, y otros, 2011).....	41
Figura 12: Deterioro de la curva de GZ cerca de la cresta de la ola (Peters, y otros, 2011) .....	44
Figura 13: Solución acotada y no acotada de la ecuación de Mathieu (Peters, y otros, 2011) .....	46
Figura 14: Diagrama de Ince-Strutt (Butikov, 2018).....	47
Figura 15: Influencia de la amortiguación en la primera zona de inestabilidad (Peters, y otros, 2011) .....	48
Figura 16: Modelización del <i>Parametric Roll</i> con la ecuación de Mathieu (azul) y la ecuación no lineal (roja) (Peters, y otros, 2011) .....	54
Figura 17: Muestras de líneas de flotación instantáneas evaluadas a partir de la respuesta al cabeceo y a la arfada (Peters, y otros, 2011).....	57
Figura 18: Cambios del plano de fase con el aumento de los ajustes de velocidad (Peters, y otros, 2011) .....	61
Figura 19: Condiciones iniciales para el cálculo de la frontera (Peters, y otros, 2011) .....	63
Figura 20: Definición del área a y b según la normativa (IMO, 2020).....	68
Figura 21: Buque cementero SUHAR navegando. <a href="https://photos.marinetraffic.com">https://photos.marinetraffic.com</a> .....	80
Figura 22: Imagen del RV Belgica navegando. <a href="https://freireshipyard.com">https://freireshipyard.com</a> .....	81
Figura 23: Buque Frakt Sund navegando. <a href="https://www.marinetraffic.com">https://www.marinetraffic.com</a> .....	82



Figura 24: Imagen del ferry Girolata atracado en el puerto. <a href="https://www.vesselfinder.com/">https://www.vesselfinder.com/</a> .....	83
Figura 25: Parametrización del buque cementero en MAXSURF Modeler.....	91
Figura 26: Implementación de la condición de carga del buque cementero en MAXSURF Stability.....	91
Figura 27: Implementación de las olas con su altura y longitud característica .....	92
Figura 28: Ejemplo de obtención de la curva de GZ para una ola determinada ....	92
Figura 29: Paso de una ola determinada por la eslora del buque cementero.....	93
Figura 30: Par escorante para la peor situación del buque cementero .....	98
Figura 31: Gráfico correspondiente al caso de ola 4 para el buque cementero...	105
Figura 32: Implementación de los datos del buque oceanográfico en el <i>Severe wind and Rolling criterion</i> .....	110
Figura 33: Resultados del análisis de <i>Severe wind and Rolling criterion</i> .....	110





## ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1: Dimensiones principales del buque cementero .....	80
Tabla 2: Dimensiones principales del buque oceanográfico .....	81
Tabla 3: Dimensiones principales del buque portacontenedores. ....	82
Tabla 4: Dimensiones principales del RO-PAX.....	83
Tabla 5: Datos del buque y de las condiciones de carga necesarios para la evaluación de la vulnerabilidad asociada a cada modo y nivel de fallo (SDC 8/5, Anexo I, pág.17) .....	85
Tabla 6: Datos requeridos para el cálculo de los criterios de pure loss of stability 87	
Tabla 7: Valores de $F_n$ para cada buque.....	88
Tabla 8: Obtención de los valores intermedios para el cálculo de los criterios .....	89
Tabla 9: Valores de $dL$ para cada buque .....	89
Tabla 10: Evaluación del criterio de vulnerabilidad $Lv1$ frente a <i>Pure Loss of Stability</i> .....	90
Tabla 11: Períodos de paso por cero para cada buque .....	94
Tabla 12: Alturas de ola para cada uno de los buques .....	95
Tabla 13: Resultados correspondientes al criterio 1 del $Lv2$ de vulnerabilidad .....	96
Tabla 14: Resultados de todos los pares escorantes para cada ola y buque.....	97
Tabla 15: Resultados correspondientes al criterio 2 del $Lv2$ de vulnerabilidad .....	98
Tabla 16: Resultados del $Lv2$ frente a <i>Pure Loss of Stability</i> .....	99
Tabla 17: Datos requeridos para calcular los criterios de vulnerabilidad frente a <i>Parametric Roll</i> .....	100
Tabla 18: Resultados del $Lv1$ de vulnerabilidad frente a <i>Parametric Roll</i> .....	102
Tabla 19: Escenarios de olas para la evaluación del $Lv2$ de vulnerabilidad frente a <i>Parametric Rolling</i> .....	105
Tabla 20: Valores intermedios para el cálculo del $Lv2$ de vulnerabilidad .....	106
Tabla 21: Valores del criterio de variación del GM en olas .....	107
Tabla 22: Resultados de la evaluación del $Lv1$ de vulnerabilidad .....	107
Tabla 23: Datos requeridos para la evaluación del $Lv1$ frente a <i>Dead Ship Condition</i> .....	108
Tabla 24: Datos del buque oceanográfico necesarios para la evaluación del criterio meteorológico .....	109
Tabla 25: Valores del factor k (MSC. 1/Circ. 1627, Anexo, pág. 12) .....	111
Tabla 26: Valores del factor $X1$ .....	112
Tabla 27: Valores del factor $X2$ .....	112
Tabla 28: Valores del factor de paso de ola.....	113
Tabla 29: Datos requeridos para la evaluación de <i>Excessive Acceleration</i> .....	115



Tabla 30: Valores intermedios para la evaluación del *Lv1* frente a *Dead Ship Condition* ..... 116

Tabla 31: Resultados de la evaluación del *Lv1* de vulnerabilidad frente a *Excessive Acceleration* ..... 118



## GLOSARIO

ABS – *American Bureau of Shipping*

DMAIB – *Danish Maritime Accident Investigation Board*

DSA – *Direct Stability Assessment*

DSCSD – *Taller Internacional sobre la Consideración de la Estabilidad Dinámica en el Diseño de Buques*

JTSB – *Japan Transport Safety Board*

JASNAOE – *Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*

LAMP – *Large Amplitude Movement Program*

MSC – *Maritime Safety Committee*

OM – *Operational Measures*

OL – *Operational Limitations*

OG – *Operational Guidance*

SAFEDOR – *Design, Operation and Regulation for Safety*

SCAPE – *Comité de Investigación Estratégica sobre Métodos de Estimación del Riesgo de Embarrancamiento para la Nueva Generación de Criterios de Estabilidad de la OMI*

SDC – *Ship Design and Construction*

SGISc – *Second Generation Intact Stability Criteria*

SNAME – *Society of Naval Architects and Marine Engineers*

TEU – *Twenty-foot Equivalent Unit*



## 1 INTRODUCCIÓN

El proyecto se divide en dos partes principales, siendo la primera de ellas la que comprende todos los aspectos relativos a los modos de fallo, la estructura y jerarquía de aplicación de los criterios, así como la descripción de los buques objeto de estudio. Este primer capítulo se nombra como “Marco teórico y normativo”, y con este se pretende dar al lector una perspectiva lo suficientemente completa para que pueda comprender el trasfondo de los Criterios de Segunda Generación de Estabilidad Intacta de la OMI. Asimismo se estudian con profundidad tanto los modos de fallo de estabilidad, como la jerarquía y estructura que toman los criterios y que establece la normativa. En este apartado se puede observar que dicha estructura no es única, sino que el organismo que promulga los criterios establece que se pueden utilizar distintas estrategias a la hora de aplicar los criterios.

Posteriormente se introducen los buques que serán objeto de aplicación de los criterios, aunque estos por confidencialidad (ya que en el momento de redactar la presente memoria se encuentran en navegación), no se revelan sus nombres así como algunos parámetros distintivos. No obstante, se adjuntan buques de dimensiones principales similares para ayudar a visualizar los que se analizan.

Para realizar este primer apartado se ha consultado diversa literatura existente, como artículos e informes, entre otros, todos ellos tratando el tema de los distintos modos de inestabilidad dinámica. Seguidamente se consultó toda la normativa establecida por la IMO, que trata los Criterios de Segunda Generación de Estabilidad Intacta y que se puede contemplar en la bibliografía. Con esto, y tras un exhaustivo ejercicio de comprensión y estudio, fue posible redactar el primer capítulo del trabajo.

En el segundo capítulo del informe, el cual corresponde a la aplicación de los criterios, se puede seguir de forma trazable los cálculos que se han llevado a cabo para poder llegar a los resultados que determinan la vulnerabilidad de cada uno de los buques frente a cada modo de fallo. De esta forma, tras explicar en el primer capítulo todo lo referente a los criterios que se aplican el segundo, en este último se muestran tanto los cálculos intermedios como los propios de cada criterio analizado. Asimismo se indica cómo se solventan los problemas existentes de falta de datos necesarios para los cálculos de los criterios.

La metodología empleada en este segundo capítulo corresponde a la consulta y al uso de las circulares del MSC, las Notas Explicativas del SDC y a los estudios



consultados. Dichos estudios, junto con las Notas Explicativas, se utilizan primeramente para validar las hojas de cálculo desarrollados en el trabajo. Posteriormente estos son utilizados para corroborar los resultados obtenidos.

Una vez se han calculado los diversos criterios, se hace un análisis de resultados en el que se resumen todos los criterios calculados y se determina la vulnerabilidad frente a cada modo de fallo. Asimismo, se hacen apuntes relevantes que se observan a lo largo del proceso de cálculo de los criterios.

Por último, se exponen las conclusiones extraídas tras la realización del proyecto, así como las principales líneas de futuros trabajos. En estas últimas se hace una serie de propuestas que toman como partida el trabajo llevado a cabo.

## 2 MARCO TEÓRICO Y NORMATIVO

A lo largo del primer capítulo del trabajo se presenta el marco teórico, correspondiente a todos aquellos elementos que conforman la teoría que posteriormente respaldan el argumento ante la posterior aplicación práctica en el proyecto. Asimismo, se trata el marco normativo, que es conformado por todos aquellos componentes, normas, criterios y metodologías, que son utilizadas a su vez en la aplicación práctica del trabajo.

En el primer apartado se describen de forma detallada los cinco modos de fallo con los que se formulan los Criterios de Segunda Generación de Estabilidad Intacta de la OMI. Es necesario comprender dichos modos de fallo, así como los efectos que provocan a la estabilidad del buque, previamente a calcular los criterios que surgen de estos. En esta línea de pensamiento, los cinco modos de fallo de inestabilidad dinámica tienen su origen en el efecto que el oleaje genera a la estabilidad del buque.

Cuando el buque se encuentra navegando en la mar existen múltiples consecuencias que las olas provocan al mismo, como por ejemplo el cambio en el área de flotación. En la siguiente figura se puede observar como dicha área de flotación varía con el paso de la ola a lo largo de la eslora:

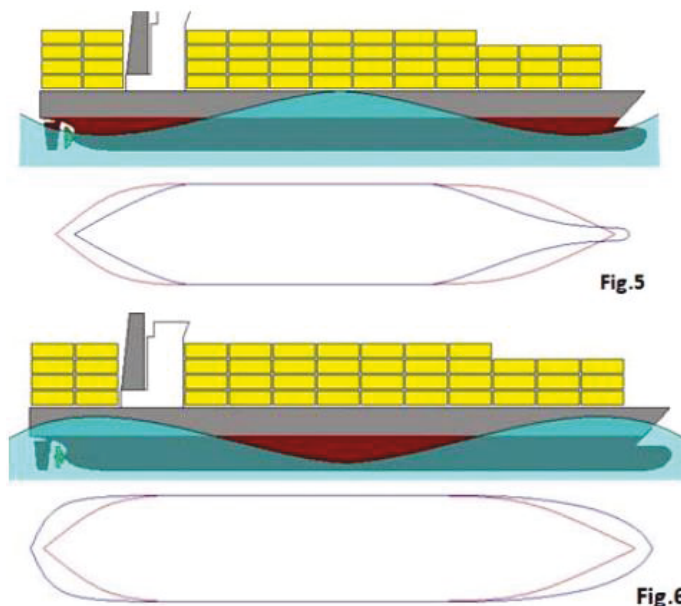


Figura 1: Variación del área de flotación debida al paso de la ola (Asociación Vizcaína de Capitanes de la Marina Mercante, 2021)



## 2.1 Descripción teórica de los cinco modos de fallo

En este apartado se describen los cinco modos de fallo que se estudian en los criterios de estabilidad de segunda generación de la OMI. Se utiliza la nomenclatura anglosajona, ya que es el modo en que se encuentran en casi la totalidad de la literatura técnica, siendo así la forma más exacta para definirlos. Así pues, en este apartado se estudian dichos modos de fallo, para posteriormente en el trabajo utilizar las definiciones en inglés. Estos modos de fallo, que corresponden a inestabilidades dinámicas, son los siguientes:

### 2.1.1 *Pure Loss of Stability*

Este fenómeno dinámico responde a la situación que se da cuando una ola se sitúa con la cresta de la misma en el centro del buque, y cuando la longitud de esta es similar a la eslora del buque. En este preciso instante, el momento recuperador del balanceo del buque se podría ver reducido. Este hecho sucede en buques con un gran cambio en el área de flotación con el calado.

Es importante destacar que si el buque navega a altas velocidades en mares de popa, la reducción del momento de recuperación de balanceo se mantiene durante un periodo de tiempo más extenso, que cuando se dan mares de proa. Por otro lado, si el buque navega a una velocidad ligeramente inferior al umbral correspondiente al *Surf Riding* (correspondiente al tercer modo de fallo estudiado en el trabajo; ver apartado 2.1.3), la velocidad del buque aumenta en la cresta de la ola, dándose la situación en la que la duración de la reducción del momento de recuperación de balanceo pueda ser extremadamente larga.

Asimismo, un buque que navega a alta velocidad se escora significativamente debido a la reducción del momento restaurador, se da una asimetría del volumen sumergido debajo del agua. Esta puede ser la inductora de un momento hidrodinámico de guiñada, el cual podría a su vez actuar como un momento de escora externo, en la situación descrita inicialmente en este fenómeno dinámico, es decir cuando la cresta de un ola se encuentre en medio del buque.

En buques modernos, especialmente en portacontenedores y cruceros, estos poseen unas condiciones de diseño que requieren de grandes superficies en cubierta, ya sea para cargar contenedores o acomodar camarotes respectivamente. Esta casuística, debido al gran cambio del plano del agua según la altura, la forma del plano del agua de acuerdo con la posición de la ola es considerablemente variada, con lo que se



provoca precisamente la inestabilidad dinámica descrita, es decir, causa *Pure Loss of Stability* (Umeda & Francescutto, 2016).

### 2.1.2 *Parametric Rolling*

Este fenómeno de inestabilidad dinámica, que puede verse también como *Parametric Roll* en la literatura, solo se da con mares de proa o de popa. Un buque que se encuentra en mar con oleaje, puede experimentar una variación del momento restaurador de balanceo a través del tiempo. Es decir, el fenómeno de *Parametric Roll* es causado por una dependencia temporal en los cambios de estabilidad. En la misma línea de pensamiento, la vibración paramétrica es un fenómeno de vibración producido en el caso de que se apliquen dos fuerzas vibromotrices, a lo largo de un ciclo de vibración (como puede ser el de balanceo de un buque). Así pues, en determinadas condiciones, esta variación de restauración puede inducir un movimiento de balanceo de carácter violento, con una amplitud mucho más grande que la propia de la resonancia buque viga-mar (Umeda & Francescutto, 2016).

Habitualmente, aunque no tiene por qué ser en la totalidad de los casos, el peor escenario ocurre cuando se da la condición en la que la frecuencia de encuentro entre el buque y la ola es de aproximadamente el doble que la frecuencia natural del flotador, es decir el buque. Asimismo, en ciertos casos es relevante la condición en la que la frecuencia de encuentro es similar a la frecuencia natural de balanceo del buque, ya que esta puede ser peligrosa también. Dicho de otra forma, el balanceo paramétrico de un buque es un fenómeno de resonancia producido cuando el periodo de la ola incidente en el casco es la mitad del periodo de resonancia del balanceo general del buque. Se distingue del balanceo que se genera en un buque durante los mares de costado, ya que los balanceos paramétricos pueden producirse cuando una ola alcanza la mitad del periodo de resonancia del balanceo en las olas longitudinales.

Es importante mencionar que la frecuencia de resonancia de un mar de fondo se produce a una frecuencia determinada, con independencia de la inclinación de la ola, aunque la magnitud del ángulo de balanceo varía con la inclinación de la ola. Así pues, si el buque tiene un ángulo de balanceo no nulo mientras se encuentra en la depresión de la ola, el incremento de estabilidad dota al buque de una fuerte fuerza restauradora. De esta forma, a medida que el buque retorna hacia la posición correspondiente a la cresta de la ola, su tasa de balanceo es mayor, ya que se da un empuje adicional debido a la mayor estabilidad proveniente de la posición anterior (en el valle de la ola). Si en este preciso instante, la cresta de ola se encuentra en el centro del buque, la estabilidad disminuye y el buque va a balancearse más acusadamente hacia el



costado opuesto debido a la mayor velocidad, provocada por la inercia, de balanceo y una menor resistencia a la escora. Luego, si el valle de la ola alcanza el centro del buque cuando el buque alcanza su máxima amplitud de balanceo, la estabilidad se incrementa y el ciclo descrito comienza de nuevo (Peters, y otros, 2011).

Asimismo es importante destacar que existe una correspondencia, la cual consiste en que se da la mitad del ciclo de balanceo descrito en los anteriores párrafos para el paso de una ola completa. Este hecho significa que el periodo de balanceo es del orden de dos veces del periodo de la ola. En la siguiente figura se puede ver representado dicho fenómeno:

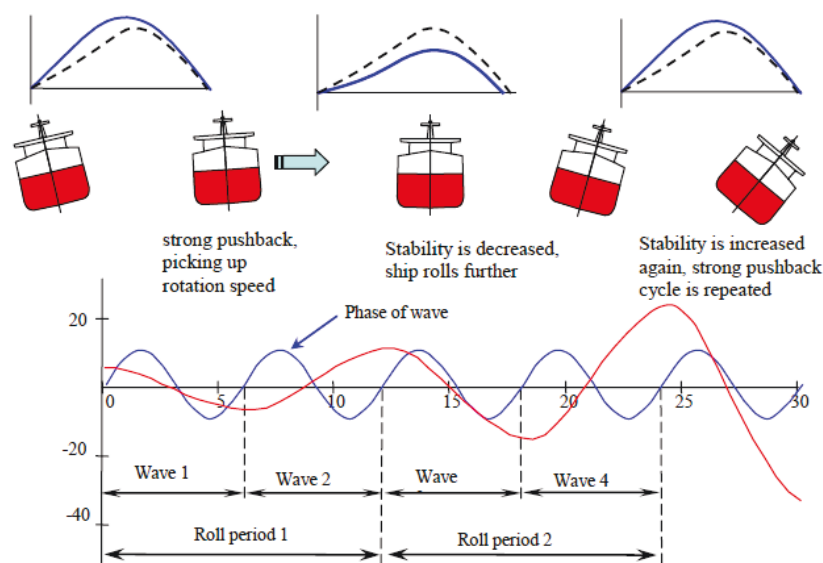


Figura 2: Proceso de desarrollo del *Parametric Rolling* (Peters, y otros, 2011)

Igualmente, la frecuencia del balanceo paramétrico tiene un valor correspondiente al doble de la frecuencia propia de resonancia de balanceo de la ola, aunque como se ha expuesto anteriormente, a diferencia de la frecuencia de resonancia, la primera se ve condicionada por la inclinación de la ola. Singularmente, una altura de ola mayor tiende a amplificar la frecuencia a la que puede producirse el balanceo paramétrico. De esta forma, se puede decir que una altura elevada de la ola aumenta la probabilidad de que se produzca la inestabilidad dinámica de balanceo paramétrico en el mar.

En los últimos tiempos, es habitual encontrarse con que el periodo de resonancia del balanceo aumenta de forma conjunta con las dimensiones del buque. Asimismo, es importante mencionar que se pueden generar resonancias de una gran magnitud, incluso cuando los buques de elevadas dimensiones se encuentran con olas de unas determinadas características. No obstante, es muy complicado que ocurran dichas olas, ya que estas deberían tener la mitad del periodo de resonancia y no alcanzan

una frecuencia de resonancia muy grande. Un ejemplo de ello, fue el accidente que sufrió el buque portacontenedores *APL China* (8000 TEU) en octubre de 1998. La causa de dicho accidente fue el *Parametric Roll* que causo la perdida de la mayoría de los contenedores que transportaba en aquel momento. De este accidente derivó una amplia investigación acerca del fenómeno de inestabilidad dinámica del *Parametric Rolling*, así como de una investigación para poder detectar con la mayor antelación posible las señales de dicho fenómeno de inestabilidad dinámica (ABS, 2004).

Otro incidente relacionado con este modo de fallo fue el que ocurrió el 3 de marzo de 2006, cuando el ferri-crucero *M/V Aratere* sufrió un grave incidente de *Parametric Roll*. En el posterior informe que se realizó, este determinó que durante la travesía del día del incidente, con unas severas condiciones meteorológicas, el buque se balanceó dos veces a unos 50°, y se produjo un tercer balanceo de aproximadamente 30°, cuando se intentó hacer girar el buque hacia la tormenta.

El gran balanceo provocó heridos leves a 5 de los 381 pasajeros y provocó que alguna de la carga se destrincara, dañando algunos vehículos. Finalmente, el informe concluyó que una combinación de factores, entre las que se encuentran las condiciones meteorológicas, fueron las que provocaron el gran balanceo del buque.

Es importante mencionar, que aparte de los casos explicados, hay muchos otros documentados, relacionados con el modo de fallo de *Parametric Roll*. Algunos tan recientes como por ejemplo el del portacontenedores *MAERSK ESSEN*, el cual perdió aproximadamente 250 contenedores en enero de 2021. Las investigaciones llevadas a cabo por el DMAIB determinaron que el fuerte balanceo probablemente resultó en *Parametric Rolling*. Asimismo, las fuerzas de aceleración que actuaron sobre las columnas de contenedores durante este periodo de fuerte balanceo expusieron el equipo de sujeción de la carga, a cargas tensionales muy por encima de las de diseño de dichos equipos de sujeción (SAFETY4SEA, 2021). A continuación se pueden observar algunos de los daños resultantes:



Figura 3: Daños resultantes del incidente (MAERSK A/S)



Tras analizar estos incidentes queda constancia de que este modo de fallo es de suma importancia, y que es capaz de provocar accidentes de carácter grave. Es por ello que debe ser estudiado con detenimiento y establecer criterios que limiten el mismo.

### 2.1.3 *Surf Riding/Broaching-to*

El fenómeno de inestabilidad dinámica conocido como *Broaching-to*, es un viraje violento e incontrolable que ocurre a pesar de aplicar el máximo esfuerzo en la orientación del buque, para evitarlo. De igual forma que con cualquier otra situación de viraje brusco, esta inestabilidad dinámica viene acompañada por un gran ángulo de escora, el cual puede derivar en un fallo de estabilidad parcial o total.

Aunque incluso un buque direccionalmente estable que navegue en aguas tranquilas se puede ver alterado por este fenómeno, cuando se encuentra en la depresión de la ola, la inestabilidad dinámica provocada por el *Broaching-to* se asocia generalmente en las situaciones de mares de popa y por la aleta. Este modo de fallo de estabilidad es altamente común en buques pesqueros y en embarcaciones de pasajeros monocascos de alta velocidad (Umeda & Francescutto, 2016).

Es importante destacar que el fenómeno de *Broaching-to* suele ir precedido de otro fenómeno de inestabilidad dinámica, denominado como *Surf Riding*. Este último, ocurre cuando una ola que se acerca por la popa “atrapa” al buque y lo acelera hasta la velocidad de la fase de la ola, o celeridad de la ola. Así pues, para un hipotético observador externo al buque, el efecto que provoca el *Surf Riding* se parece a una transición entre el oleaje periódico, cuando las olas alcanzan al buque, junto con que el buque se desplaza en bloque con la ola.

Debido al *Surf Riding*, el buque experimenta una velocidad de avance alta, resultando así en una velocidad angular de guiñada. Dicha velocidad angular es consecuencia de la inestabilidad direccional, y podría resultar a su vez en una fuerza centrífuga violenta, hecho que podría inducir una escora extremadamente grande.

En la siguiente figura se representa el equilibrio de *Surf Riding* para un buque de alta velocidad de 100 metros de eslora, y con velocidad de operación de 24 nudos. Dicho buque opera en un mar con olas de 6 metros de altura y 200 metros de longitud de onda.

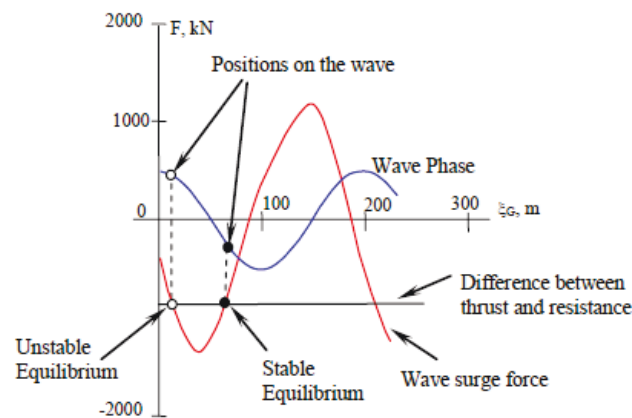


Figura 4: Escenario de equilibrio ante el modo de fallo de *surf-riding* (Peters, y otros, 2011)

Un ejemplo de un accidente consecuencia de este modo de fallo, fue el del buque pesquero *DAIEI-MARU No.11*. Este buque volcó en 2009 mientras se dirigía al oeste de la isla de Hirado, prefectura de Nagasaki. De los 22 tripulantes a bordo, 11 murieron y uno desapareció. En el informe de la investigación llevado a cabo por la JTSB se estableció que el accidente fatal fue debido a las consecuencias provocadas por el fenómeno de inestabilidad dinámica de *Surf Riding* (Japan Transport Safety Board, 2010).

#### 2.1.4 Dead Ship Condition

En el supuesto que un buque pierda la totalidad de su propulsión, o el capitán decida parar el motor o motores propulsores, para evitar así otros fenómenos peligrosos, el buque quedaría expuesto a vientos de costado y a las olas durante un periodo de tiempo más prolongado, como situación más desfavorable. Esta situación es la conocida como *Dead Ship Condition*, que a su vez ya es contemplada en el *weather criterion* del Código IS<sup>1</sup>, y adoptado por la IMO en 1985. Asimismo, mediante (IMO, 2006) durante la revisión del Código IS se introdujo un nuevo procedimiento de evaluación alternativo para el criterio meteorológico.

A decir verdad, este criterio meteorológico fue desarrollado originalmente para este modo de pérdida de estabilidad, pero con un análisis de un balance energético simplificado. En dicho criterio, se considera que el *Dead Ship Condition* es un modo de pérdida de estabilidad introducido como base física para el criterio de viento transversal severo, conocido precisamente como criterio meteorológico.

<sup>1</sup> El Código de Estabilidad Intacta (2008 IS Code) se establece con el objetivo de presentar criterios de estabilidad obligatorios y recomendables, así como otras medidas para garantizar la seguridad de las operaciones de los buques, y con el fin de minimizar los riesgos para dichos buques, para el personal a bordo y para el medio ambiente (IMO, 2008)

El modo de fallo estudiado en este apartado, el cual provoca una inestabilidad dinámica del buque, se explica a continuación. Asimismo, es importante recalcar que existen determinadas condiciones en las que un buque tiene peligro de alta probabilidad de zozobrar, cuando el buque pierde potencia propulsora. Un buque con una superestructura en el centro del casco, tiene la característica típica de que el área expuesta a la presión del viento se distribuye de forma cuasi simétrica. Este hecho provoca que el buque vuelva a la posición de mar de través en *Dead Ship Condition*, maximizando así los efectos adversos del viento y las olas.

Como se decía, en el criterio meteorológico que a su vez es contemplado en el Código IS, la IMO considera el siguiente escenario para dicho criterio, que como se ha dicho nace para tratar el fenómeno de *Dead Ship Condition*:

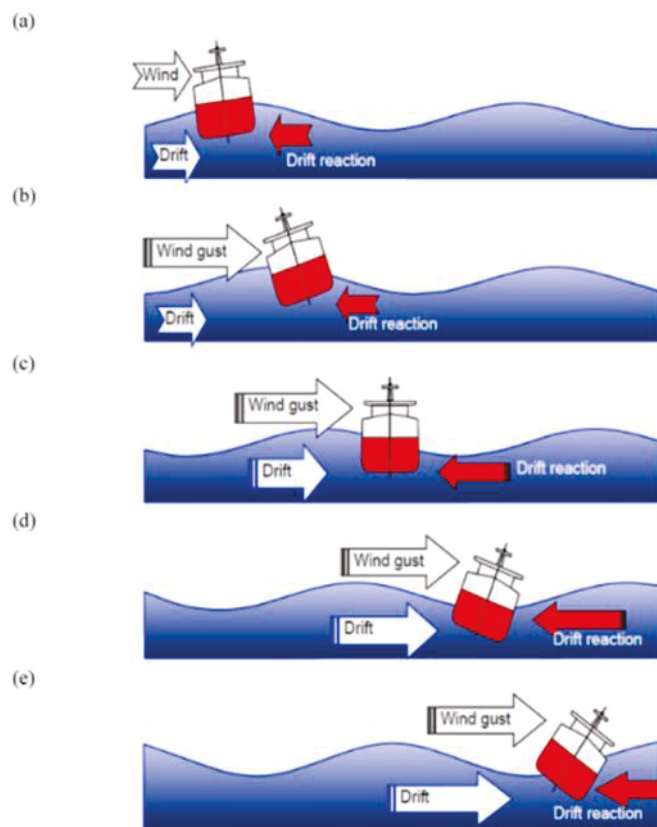


Figura 5: Estados de la condición de *Dead Ship Condition* (Peters, y otros, 2011)

En la figura anterior se pueden observar los siguientes estados pertenecientes al escenario mencionado:

- El buque pierde su potencia propulsora y queda sujeto a los mares de través. Este balancea debido a las olas y va a la deriva por efecto del viento.
- Se produce una larga y repentina ráfaga de viento cuando el barco se balanceaba a barlovento, es decir por el lado donde incide el viento en el buque.

- c) El buque empieza a balancearse hacia el otro costado bajo la acción combinada de ambos fenómenos meteorológicos (olas y viento). En este instante también se da un aumento de la velocidad de la deriva, así como un incremento de la reacción a la misma.
- d) El buque sigue balanceándose a sotavento, mientras que se sigue dando un aumento tanto en la velocidad de deriva como en la reacción de la misma, proporcionando así un momento de escora adicional.
- e) En el último estado de la secuencia, el buque alcanza un ángulo de balanceo máximo en el costado de sotavento. Es entonces, en esta situación, cuando es más probable que ocurra el fallo de estabilidad.

En el escenario anterior se asume que el hipotético buque pierde potencia y tiene un encuentro con una ola transversal, en una situación en la que el buque se encuentra balanceándose por la influencia de las olas. Asimismo, dicho buque se encuentra también inclinado y es impulsado por la influencia del viento. Así pues, esta reacción es debida a la acción simultánea de la fuerza aerodinámica del viento y la fuerza hidrodinámica causada por el movimiento de balanceo del buque.

Seguidamente se produce una ráfaga de viento larga y repentina, siendo el peor momento para ello cuando el buque se encuentra balanceándose hacia el costado por donde sopla el viento de mayor magnitud. En esta situación más desfavorable, también se suma el impacto de las olas, viéndose asimismo el viento afectado. Este aumento del viento incidente, es el que provoca el incremento de la velocidad de deriva, hecho que hace aumentar consecuentemente la reacción hidrodinámica a la deriva. Así pues, el momento de escora se ve incrementado debido a las fuerzas aerodinámicas e hidrodinámicas descritas. En el supuesto de que la ráfaga de viento incidente sea lo suficientemente sostenida como para que el buque se balancee completamente en la otra dirección, el ángulo de balanceo en el lado opuesta al viento es precisamente la base del criterio meteorológico (Peters, y otros, 2011).

De esta forma, si el ángulo de balanceo en el lado opuesto del viento es demasiado grande, o si alguna de las aberturas se puede llegar a inundar, la estabilidad del buque se considera insuficiente. Por último, se destaca que el criterio meteorológico contemplado en el Código IS es considerado por profesionales del sector de la construcción naval como excesivamente limitante, en lo que a libertad de diseño de los buques se refiere, en tipologías de buques como los cruceros contemporáneos. Para paliar este hecho de excesiva limitación, existe un método alternativo de evaluación (MSC.1/ Circ. 1200) (IMO, 2006).

### 2.1.5 Excessive Acceleration

En el supuesto de que el GM sea excesivamente grande, el periodo natural de balanceo del buque puede ser demasiado pequeño, de modo que una aceleración grande bajo resonancia sincrónica podría actuar sobre la tripulación o la carga. Esta situación se incluyó también como un fallo de estabilidad, debido a que se han registrado accidentes mortales en buques portacontenedores modernos en condición de lastre, debidos al modo de fallo de *Excessive Acceleration*.

Con respecto a los accidentes mencionados, de acuerdo con el informe realizado tras el siniestro del *CHICAGO EXPRESS* por la Oficina Federal de Investigación de Siniestros Marítimos de Alemania en 2009, por el siniestro del buque portacontenedores de 8749 TEUs, en la mañana del 24 de septiembre de 2008, se indica lo siguiente (Ogawa, 2015). Dicho buque portacontenedores, el cual viajaba desde Hong Kong hasta Ningbo, siguiendo las instrucciones de la autoridad portuaria local, para evitar el tifón “Hagupit”, cuya trayectoria se encontraba próxima a la del buque. Tras llegar a mar abierto, el *CHICAGO EXPRESS* se encontró con fuertes vientos y oleaje de dirección sureste, lo que expuso al buque a movimientos de balanceo de hasta 32°. Seguidamente, el buque escoró varias veces, en las que el inclinómetro registró un ángulo de balanceo máximo de 44° durante un periodo estimado de 10 segundos (Germany, 2008).

Derivado de esta violenta situación, todos los tripulantes en el puente, fueron “catapultados al otro lado del puente”, según el informe oficial. Debido a las heridas sufridas durante el incidente, murió uno de los tripulantes, y el capitán tuvo que ser trasladado en helicóptero hasta Hong Kong para ser tratado de urgencia.



Figura 6: CMV CHICAGO EXPRESS navegando, 2008. <https://static-cf.hapag-lloyd.com>



Es de destacar, que el requisito de la prevención de la aceleración lateral excesiva tiene la posibilidad de restringir el GM del buque, y suponer lo contrario de garantizar una estabilidad suficiente, ya que los buques de grandes dimensiones actuales suelen tener suficiente GM para asegurar la seguridad necesaria para la estabilidad tras avería. No obstante, si el buque es demasiado estable, se pueden dar grandes ángulos de balanceo que a su vez darán lugar a grandes aceleraciones. Este hecho puede resultar en daños a la carga, así como a dificultar la operación del buque por parte de la tripulación.

Normalmente, la situación descrita se produce si la frecuencia de encuentro de las olas está en resonancia con la frecuencia natural de balanceo del buque. Así pues, se puede decir que todos los tipos de buques tienen la posibilidad de encontrarse con una gran aceleración. Este hecho también significa que la prevención de este fenómeno, es un buen abordaje, no solo por los criterios de diseño sino también en la operación del buque (mediante la orientación del mismo). Por lo tanto, queda constancia que es importante la evaluación de la probabilidad de que se produzca una aceleración lateral excesiva, proporcionando a su vez la información adecuada. Esta información es la que permitirá al buque operar con seguridad, tanto para la tripulación como para la carga.

Para la correcta evaluación del fenómeno de inestabilidad dinámica de *Excessive Acceleration* es necesario el conocimiento previo de las olas y el viento, donde vaya a operar el buque, comprendidos en las distintas bases de datos. En la misma línea de pensamiento, y con referencia a la zona marítima donde ocurrió el accidente del *CHICAGO EXPRESS*, se estableció que el estado del mar no era excesivamente severo, comparado con el del Atlántico Norte y el Pacífico Norte. Este hecho pues, indica que las grandes aceleraciones también pueden ocurrir en otras zonas marítimas, y no solo en aquellas más exigentes, como el Atlántico Norte o el mar del Norte. (Umeda & Francescutto, 2016)

Por otro lado, también es importante la correlación entre la condición de carga realista de las condiciones de carga del buque con el estado del mar y la probabilidad de ocurrencia que se examinó mediante el cálculo de la predicción a largo plazo de la aceleración lateral, descrito en el párrafo anterior. Así pues, se clarifica que el umbral de probabilidad de aceleración lateral excesiva depende de las condiciones de carga y del estado de la mar. También se aclara que la aceleración lateral excesiva se produce con una probabilidad relativamente alta debido a la resonancia de balanceo.





Finalmente se establece el nivel de seguridad de la aceleración lateral excesiva. No obstante, el problema que hay que resolver derivado de esta inestabilidad dinámica es de carácter casi lineal, de forma que se puede utilizar una herramienta estándar de comportamiento en la mar con un valor de aceleración aceptable para resolverlo. Así pues, este modo de fallo se convierte en más fácil de resolver que los anteriores explicados en este apartado. Sin embargo, una estimación conservadora en este aspecto podría precisar de utilizar un GM demasiado pequeño, lo que puede suponer que este sea menor que el GM requerido por otros criterios de estabilidad<sup>2</sup>.

## 2.2 Estructura y jerarquía de aplicación de los criterios

A lo largo de este apartado se explican con detalle los conocidos como *IMO Second Generation Intact Stability Criteria*, o Criterios de Segunda Generación de Estabilidad Intacta de la OMI. Asimismo, se expone cómo y porqué estos se crearon, es decir su origen, y cuál es su procedimiento de aplicación, así como su jerarquía. Por último se desarrollan dichos criterios, para cada fenómeno de inestabilidad dinámica.

### 2.2.1 Los Criterios de Segunda Generación de Estabilidad Intacta

Estos criterios, referenciados en el trabajo a partir de ahora como SGISc, fueron ultimados durante la séptima sesión del subcomité de la OMI sobre diseño y construcción de buques o SDC (Ship Design and Construction), en el año 2020. Es de suma importancia recalcar, que en el momento de redactar el presente trabajo, estos criterios no son de obligado cumplimiento, sino que son de carácter recomendatorio. No obstante, estos han recibido el respaldo de la OMI para ser aplicados de forma amplia en la comunidad marítima (MSC.1/ Circ.1627) (IMO, 2020).

Se prevé que los SGISc necesiten aún un mayor perfeccionamiento para que estos puedan ser aplicados de forma generalizada. En la misma línea de pensamiento, se espera que los SGISc influyan de forma positiva en el proceso de diseño de los buques en los años venideros. De esta forma, los SGISc se ocupan de la estabilidad de los buques con respecto al oleaje, propio del medio donde estos efectúan su cometido. Más específicamente, los SGISc se encargan de evaluar el rendimiento de los buques en relación a los cinco fenómenos de inestabilidad dinámica explicados en el apartado anterior, los cuales corresponden a:

#### ❖ *Parametric Rolling*

---

<sup>2</sup> No debe confundirse el GM que se requiere en los cálculos de los SGISc con el estipulado en el 2008 IS Code (mínimo 0,15 m), ya que mientras que el último se estudia con el buque estático, los Criterios de Segunda Generación son evaluados en situación de operación.



- ❖ *Pure Loss of Stability*
- ❖ *Surf Riding/Broaching-to*
- ❖ *Dead Ship Condition*
- ❖ *Excessive Acceleration*

Existe una innovación relevante que se introduce con los SGISc, la cual hace referencia al enfoque multicapa en los que estos criterios se disponen. Este planteamiento define tres niveles de evaluación, caracterizados por un nivel diferente de precisión y por ende de conservadurismo. Adoptando la estructura mencionada, un diseñador puede elegir el tipo de análisis a realizar sobre el comportamiento de la estabilidad del buque a construir (Petacco & Gualeni, 2020).

Asimismo, en el marco de los SGISc se han introducido distintos aspectos operativos del buque, por lo que estos tienen en cuenta la funcionalidad del buque durante la navegación. Con esta consideración, los SGISc reconocen que para poder obtener un rendimiento más seguro del buque, en lo que a estabilidad se refiere, no basta con abordar solamente el aspecto del diseño. Como se ha indicado, se deben de tener en cuenta también las medidas operativas, así como proporcionar indicaciones al capitán. Es por ello, que en la guía de los criterios se han desarrollado tanto limitaciones como orientaciones operativas. Como se explica en el siguiente apartado, los SGISc son el complemento del código IS 2008, y más concretamente del criterio meteorológico o *weather criterion*.

### *2.2.2 Del Código Internacional de Estabilidad sin avería a los SGISc*

Para comprender el origen de los SGISc es crucial estudiar su predecesor, el cual no es otro que el Código Internacional de Estabilidad sin Avería, referenciado a partir de este momento en el presente trabajo como Código IS 2008.

De esta forma, el origen de los criterios de estabilidad sin avería de primera generación, que se incluyen en los fundamentos del Código IS 2008, se remontan a los trabajos pioneros de (Rahola, 1939) así como las primeras versiones del criterio meteorológico que fueron desarrolladas en la década de 1950. La historia del desarrollo y los antecedentes de los criterios predecesores se describen en el libro de (Kobylinski, 2003). Asimismo también se puede consultar el resumen del origen de dichos criterios en el capítulo tercero de las notas explicativas del Código IS 2008 (MSC.1/Circ.1281) (IMO, 2008).

Inicialmente, los criterios de estabilidad sin avería de primera generación se contemplaron en la OMI en 1993 como un conjunto de recomendaciones en la resolución Res. A.749 (18), teniendo en cuenta, entre otros, la anterior Res. A.167

(ES.IV), correspondiente a la “Recomendación sobre la estabilidad sin avería de los buques de pasaje y de carga de menos de 100 metros de eslora”. Esta resolución contenía criterios estadísticos, de escora por aglomeración de pasajeros y de escora por giro (1968). Asimismo, en las recomendaciones recogidas en la resolución Res. A.749 (18) también se contemplan los aspectos propios de la Res. A.562 (14). En esta se dispone la “Recomendación sobre un criterio de viento y de balanceo severos (criterio meteorológico) para la estabilidad sin avería de los buques de pasaje y de carga de eslora igual o superior a 24 metros” (1985).

Posteriormente, estos criterios descritos se codificaron en el Código IS 2008, y entraron en vigor como parte del Convenio SOLAS y del Convenio Internacional de la Línea de Carga en 2010 (Res. MSC.269 (85) y MSC.270 (85) de la OMI, respectivamente). De esta forma, se hace constancia de que de igual forma que con los criterios de estabilidad sin avería de primera generación, estos fueron recomendaciones antes de ser de obligatorio cumplimiento, con los criterios de estabilidad sin avería de segunda generación es muy probable que vuelva a darse la misma situación. Es por ello que, una adaptación progresiva y paulatina de estos, no solo en el diseño de nuevos buques, sino también en la operación de los ya botados (ya que como se ha visto con anterioridad la operatividad del buque es también contemplada), va a ser sin duda beneficiosa para un hipotético futuro próximo en el que los criterios de segunda generación sin avería sean de obligado cumplimiento.

Con respecto a la estructura del Código IS 2008, los criterios contemplados en la Parte A del mismo se basan en un enfoque empírico y estadístico tradicional, con una única excepción, correspondiente al criterio meteorológico. Asimismo, los criterios para los buques de pasaje y relacionados con la escora debida al giro y la aglomeración de pasajeros en un costado, son formulados haciendo uso de un modelo matemático basado en la física de la escora del buque (IMO, 2006).

Por otro lado, el criterio meteorológico se basa en un modelo matemático de un buque que se escora bajo la acción de una ráfaga repentina de viento, después de que dicho buque haya sido excitado por olas regulares y un viento constante. Es importante hacer hincapié en las limitaciones de este criterio meteorológico, ya que los parámetros que lo caracterizan fueron ajustados mediante un muestreo de la población contemporánea de barcos. Este hecho restringe la aplicabilidad de dicho criterio, así como las suposiciones realizadas para conformar el modelo matemático usado precisamente para crear el criterio meteorológico. En respuesta a este hecho, la IMO adoptó un abordaje alternativo experimental para dicho criterio meteorológico, el cual se puede ver reflejado en las circulares MSC.1/Circ.1200 y MSC.1/Circ.1227.



Es por ello que se deben contemplar los buques con características y/o modos de operación que son significativamente diferentes de la población de referencia mencionada, en los que se basaron los criterios de la primera generación. Esto es así, ya que estos buques que difieren en formas u operación suponen un desafío para la suposición de una estabilidad sin avería adecuada, con los criterios reflejados en el criterio meteorológico.

Como es habitual en la creación de normativa o en su actualización, esta es consecuencia de accidentes que suelen conllevar víctimas mortales. En el caso de la estabilidad esto no es distinto, ya que una serie de accidentes relacionados con este ámbito, ocurridos en los últimos 15 años marcaron un punto de inflexión en la normativa mencionada acerca de la estabilidad. Estos buques, ya mencionados en el apartado anterior son el *APL China*, el *M/V Aratere* y el *CHICAGO EXPRESS*, entre muchos otros, demostraron que los criterios de estabilidad sin avería de primera generación debían ser revisados para adaptarse a la realidad del ámbito marítimo. Es en este punto, donde los SGISc entran en escena.

Así pues, el desarrollo de la segunda generación de criterios de estabilidad sin avería comenzó en el año 2002 con el restablecimiento del grupo de trabajo de estabilidad sin avería, por parte del Subcomité de Estabilidad y Líneas de Carga y de Seguridad de los Buques Pesqueros (SLF) de la OMI (Francescutto, 2016). No obstante, debido a que la principal prioridad del SLF era la de revisar el Código IS 2008 para su aprobación, el trabajo relevante sobre los SGISc no comenzó de forma notoria hasta la 48ª sesión del SLF en septiembre de 2005. En este momento, el Grupo de Trabajo del Subcomité estableció que los SGISc debían basarse en el rendimiento del buque y abordar principalmente tres modos de fallo de estabilidad. Estos, recogidos en (SLF 48/21, párrafo 4.18) son los siguientes:

- ❖ Problemas de restauración de brazos (adrizante, etc.), provocados por efectos como la excitación paramétrica o la *Pure Loss of Stability*.
- ❖ La estabilidad en *Dead Ship Condition*, definida por el SOLAS en la regulación II-1/3-8
- ❖ Problemas relacionados con la maniobrabilidad en las olas, tales como el *Broaching-to*.

Es interesante mencionar que se incluyó una formulación similar en el preámbulo del Código IS 2008, donde se indicaba la dirección del desarrollo de estos modos de fallo a largo plazo. No obstante, el problema de la variación del brazo restaurador se clasificó en dos problemas distintos, siendo estos el *Parametric Roll* y la *Pure Loss of*



*Stability*. Es por ello pues, que en el Código IS 2008 se consideraron un total de cuatro modos de fallo de la estabilidad.

En este desarrollo inicial, se acordó de forma general que los SGISc debían basarse en la física de los fenómenos específicos responsables del fallo de estabilidad del buque. Es decir, que el diseño y los modos de funcionamiento de los buques de nueva construcción no pueden basarse, con total seguridad, solamente en bases de datos obtenidas tras el muestreo de buques anteriores. En otras palabras, la creación de los nuevos criterios de estabilidad no podían basarse íntegramente en las estadísticas de los fallos anteriores y en los métodos basados en la regresión, como sí lo hacían los criterios de primera generación.

De igual modo, hubo un acuerdo general sobre la conveniencia de relacionar los nuevos criterios con la probabilidad, o con alguna otra medida de la probabilidad de fallo de estabilidad. Esto es debido a que los métodos de análisis de riesgos han ganado mayor aceptación y se han convertido en herramientas estándar en otras industrias, más allá de la naval (Petacco & Gualeni, 2020).

Las consideraciones expuestas en los párrafos anteriores condujeron a la formulación del marco para los SGISc, descrito en el SLF 50/4/4 y posteriormente debatido en la 50ª sesión del SLF (mayo de 2007). Los elementos clave a destacar de este marco de actuación, fueron la distinción entre criterios basados en el rendimiento y los criterios paramétricos. Asimismo, también se distingue entre criterios probabilísticos y deterministas. En esta 50ª sesión del SLF se prestó especial atención a los criterios probabilísticos y se reconoció por primera vez la existencia del problema de la rareza, definiéndola también. Además, debido precisamente a la rareza de los fallos de estabilidad, se reconoció que la evaluación de la probabilidad de fallo con herramientas numéricas constituye un reto importante, correspondiente a la dificultad que entrañan las mismas.

Por aquel entonces, en 2007, ya existía una cierta experiencia en la industria marítima acerca de cómo manejar determinadas cuestiones relacionadas con la estabilidad dinámica. Tras el accidente del *APL China* (2003), que como ya se ha explicado en el capítulo anterior fue consecuencia del *Parametric Roll*, la ABS (*American Bureau of Shipping*) publicó una guía para la evaluación del balanceo paramétrico de los portacontenedores (ABS, 2004). Dicha guía se basaba en un procedimiento de evaluación de varios niveles, de forma similar a los SGISc. En el primer nivel, los criterios de susceptibilidad, se basaba en la evaluación del cambio del GM en las olas regulares y en la ecuación de Mathieu. Entonces, si se consideraba que el buque



estudiado era susceptible al modo de fallo de *Parametric Roll*, se aplicaba un criterio con una complejidad superior.

Dicho criterio de “severidad” implicaba el cálculo de la curva de GZ completa en olas, así como la integración numérica de la ecuación de balanceo. Si tras la aplicación de este cálculo se consideraba que la respuesta al balanceo era “lo suficientemente severa”, se aplicaban a la sazón simulaciones numéricas avanzadas. Mediante estas simulaciones se desarrollaba una guía operativa específica para el buque estudiado, utilizando programas específicos, como el Programa de Movimiento de Gran Amplitud (LAMP) (Lin, 1990). Aunque eran conservadores, los criterios de susceptibilidad y de severidad permitían identificar los buques para los que no era posible que se diera el *Parametric Rolling*.

En aquel momento también, el trabajo de *Germanischer Lloyd SE* se centró en los procedimientos de evaluación numérica utilizando el código numérico avanzado de GL Simbel (Brunswig, 2006) (Shigunov & Pereira, 2009). Además, el desarrollo de GL se centró en la preparación de orientaciones operativas específicas para los buques con el fin de evitar el *Parametric Roll* (Shigunov & Pereira, 2009).

Así pues, además de los esfuerzos llevados a cabo por las sociedades de clasificación, se lograron avances significativos en el desarrollo de programas de formación para aumentar la conciencia de la tripulación acerca del *Parametric Rolling*. En este aspecto, cabe destacar un video producido por Herbert Engineering Corporation, el cual representa un ejemplo exitoso de esta actividad.

De esta manera, y como fruto del análisis de estas experiencias, se llegó a entender que era necesario aplicar un enfoque de varios niveles para el desarrollo de lo que serían los SGISc. Este abordaje multicapa nace como forma de evitar trabajos innecesarios. Es importante mencionar que la primera vez que se formuló la idea de los criterios de vulnerabilidad, fue en el documento de (Belenky, 2008).

Asimismo, en dicho documento se hizo una amplia revisión de los antecedentes físicos de los modos de fallo de estabilidad dinámica considerados. Se puede consultar en mayor detalle las características de este, ya que el documento proporciona unas notas explicativas en el SLF 50/4/4 y se presentó a la 51ª sesión del SLF (SLF 51/INF.4) como información adicional.

El marco de los SGISc toma forma a partir de los trabajos del “Grupo de Correspondencia Intersesional” (SLF 51/4/1, Anexo 2). Este documento formalizó los conceptos contenidos en el SLF 50/4/4. Particularmente, se estableció una clara



distinción entre un criterio y una norma, siendo el primero un “instrumento de juicio”, mientras que la segunda es un límite que estable qué es aceptable y qué no.

Por otra parte, en 2005, la Sociedad Japonesa de Arquitectos Navales e Ingenieros Oceánicos (JASNAOE) creó un Comité de Investigación Estratégica sobre Métodos de Estimación del Riesgo de Embarrancamiento para la Nueva Generación de Criterios de Estabilidad de la OMI (Comité SCAPE). Así pues, el resultado del programa mencionado se comunicó tras cinco sesiones de la JASNAOE; otros resultados se comunicaron en inglés en el Coloquio de Osaka (Ikeda, 2008). Se puede consultar un resumen de dicho trabajo en el SLF 51/INF.6. Mientras, algunos desarrollos en el campo de estudio se vieron afectados por la creciente consideración y formulación práctica del enfoque de los llamados “grupos de ondas críticas”.

Dicho abordaje se utilizó para la evaluación de carácter probabilística, de la estabilidad intacta durante el proyecto europeo SAFEDOR (Themelis & Spyrou, 2008), hecho que permitió crear una interfaz práctica entre los puntos de vista determinista y probabilístico. El SNAME, es decir *Society of Naval Architects and Marine Engineers*, formó un Grupo de Trabajo de Estabilidad Dinámica, cuyo objetivo es proporcionar una revisión detallada de los desarrollos que se producen en el campo de la estabilidad dinámica (SLF 53/3/3). Asimismo, los criterios de vulnerabilidad fueron el centro de atención tanto del 1er como del 2º Taller Internacional sobre la Consideración de la Estabilidad Dinámica en el Diseño de Buques (DSCSD).

Hay que añadir que el desarrollo de los SGISc se debatió de forma intensa durante la 10ª Conferencia Internacional sobre Estabilidad de Buques y Vehículos Oceánicos. De la misma manera, fueron el centro de atención de los siguientes, correspondientes al 11º y 12º, *International Ship Stability Workshop*; (Belenky V. L., 2019). Se debe destacar de forma particular, la revisión que se presentó con la finalidad de examinar la idoneidad de los métodos para los criterios de vulnerabilidad (Bassler, 2011).

Referente al fenómeno de inestabilidad dinámica *Excessive Acceleration*, cabe destacar que este fue incluido también en la lista de modos de fallo de estabilidad. Esta consideración se hizo como consecuencia del ya presentado fallo de estabilidad parcial del *CHICAGO EXPRESS*, que derivó en lesiones de la tripulación y la pérdida de la vida de uno de los tripulantes. No obstante, aunque técnicamente bien conocida, esta cuestión no ha sido incluida aún en el marco normativo. En la misma línea de pensamiento, un estudio de 2011 (Shigunov V. R., 2011) consideró una comprobación de la vulnerabilidad de *Excessive Acceleration* basada en la GM inicial y la amortiguación del balanceo.



Todos los debates y desarrollos exployados a lo largo del presente capítulo, fueron plasmados en propuestas presentadas y debatidas en las sesiones 52ª y 53ª del SLF (cf. SLF 52/3/1, SLF 52/INF.2, SLF 53/3/1, SLF 53/3/7, SLF 53/3/8, SLF 53/3/9, SLF 53/INF.8, SLF 53/INF.10).

### 2.2.3 *Análisis del Multi-Layered Approach*

Como se menciona con anterioridad en el trabajo, la novedad principal de los SGISc es la de introducir un enfoque multicapa, el cual hace alusión a su equivalente en inglés *Multi-Layered Approach*. Este abordaje consiste en un conjunto de criterios, definidos para cada uno de los cinco fallos de estabilidad, caracterizados por un nivel distinto de precisión para cada capa. Así pues, dicho enfoque valora tres niveles de evaluación.

Los dos primeros niveles tienen por objeto identificar si el buque analizado puede ser vulnerable al fallo de estabilidad investigado. Es decir, estos dos primeros niveles, conocidos como niveles de evaluación de la vulnerabilidad, son los encargados de establecer si un buque es vulnerable o no a uno de los cinco fenómenos de inestabilidad dinámica estudiados a lo largo del proyecto. Por el contrario, el tercer nivel es una evaluación directa de la estabilidad basada en el rendimiento.

Asimismo, como se establece en el primer apartado del capítulo, los SGISc se caracterizan por tener en cuenta también los aspectos operativos de un buque, aparte de los de diseño. Es por ello que dichos aspectos operativos se han tenido en cuenta en el marco de los SGISc y se han proporcionado enfoques de evaluación pertinentes para identificar las medidas operativas.

Con respecto a los distintos niveles de evaluación de la vulnerabilidad se encuentra lo siguiente:

- ❖ *Lv1*: es una abreviatura que hace referencia al nivel 1; los criterios definidos en el primer nivel de vulnerabilidad, para cada modo de fallo de estabilidad son una comprobación simplificada, cuya finalidad es únicamente separa los buques aproximadamente vulnerables, de aquellos que no lo son. Los primeros criterios de vulnerabilidad consisten en evaluaciones simples, teniendo en cuenta unos pocos datos geométricos del buque, como por ejemplo la altura metacéntrica. Asimismo, también se tienen en cuenta los parámetros de las condiciones de carga, como por ejemplo el momento de adrizamiento en aguas tranquilas.
- ❖ *Lv2*: abreviatura correspondiente al nivel 2; los segundos niveles de vulnerabilidad requieren un conocimiento más detallado que el *Lv1*. De esta





forma, los fenómenos se abordan apoyándose en enfoques basados en la física, teniendo posiblemente en cuenta el comportamiento dinámico del buque en el mar. En los criterios que forman el *Lv2*, las condiciones ambientales también son de carácter más detallado. Por lo tanto, se debe procesar un amplio conjunto de estados de la mar, así como un tipo de análisis a largo plazo.

En cuanto al tercer nivel de evaluación se encuentra representado por la conocida como evaluación directa de la estabilidad (DSA). Esta debe predecir de la forma más fidedigna a la realidad posible los movimientos reales del buque en una condición de navegación determinada. El DSA debe consistir en una simulación numérica no lineal en el dominio del tiempo, y debe considerar como mínimo cuatro grados de libertad del buque, así como algunos de sus factores de acoplamiento. Asimismo, pueden adoptarse pruebas de modelos que garanticen el mismo nivel de precisión. De esta forma, el DSA es el nivel más preciso, pero también el que requiere más tiempo de cálculo dentro del marco de los SGISc, debido a su mayor complejidad.

Por otra parte, como nivel complementario, los SGISc introducen algunas medidas que actúan sobre las condiciones ambientales y aspectos operativos buque, conocidas como *Operational Measures* (OM). Estas son denominadas como:

- ❖ Limitaciones operativas, en inglés *Operational Limitations* (OL). Estas identifican las restricciones a la operatividad del buque en relación con una zona geográfica específica, y unas condiciones ambientales determinadas, con el objetivo último de evitar fallos de estabilidad.
- ❖ Orientación operativa, en inglés *Operational Guidance* (OG). Se trata de un documento que contiene información y recomendaciones sobre la navegación del buque con el objetivo de reducir la probabilidad de que ocurran fallos.

La estructura multicapa o multinivel se introdujo en el marco de los SGISc con el objetivo de evitar una alta carga computacional cuando esta es innecesaria. Es decir, en aquellos casos en los que los buques no son vulnerables a un modo de fallo, hecho que será conocido mediante los dos niveles de evaluación de la vulnerabilidad (*Lv1* y *Lv2*), el abordaje permite evitar dicho cálculo computacional. En este marco de trabajo multicapa, como se ha visto, cuanto más alto es el nivel a estudiar, más complejo va a ser el análisis requerido (Petacco & Gualeni, 2020).

Por contraste, como consecuencia inherente del sistema de varios niveles, se introduce un margen de seguridad relevante y muy conservador en los niveles inferiores. Es por ello que se persigue la aplicación secuencial de los niveles. De esta

forma, si un buque se considera vulnerable tras aplicar el primer nivel de evaluación de vulnerabilidad (*Lv1*), se tendría que aplicar el criterio del segundo nivel para comprender si realmente existe o no un problema frente al modo de fallo analizado. Por último, en el caso de que el hipotético buque estudiado también se considerara vulnerable por el segundo nivel de evaluación de la vulnerabilidad (*Lv2*), se debería de aplicar el DSA como último nivel. Con ello se obtendría la mayor fiabilidad posible, antes de la introducción de las medidas operativas en el marco del enfoque.

No obstante, la versión finalizada de los SGISc considera aceptable que el diseñador pueda aplicar directamente cualquier evaluación de diseño, es decir el *Lv1*, *Lv2*, o DSA, sin cumplir con la jerarquía ya mencionada. Asimismo, el usuario también puede hacer uso directamente de las medidas operativas (OG u OL), sin pasar por el procedimiento entero descrito en el párrafo anterior. Con ello, el usuario tiene completa libertad en lo que a aplicación de los distintos niveles de evaluación se refiere; por ejemplo, este podría iniciar la evaluación del diseño por el DSA directamente, o inclusive aplicar el OL sin haber realizado anteriormente ninguna evaluación del diseño del buque (Peters, y otros, 2011).

A continuación se puede observar el esquema simplificado de aplicación de los SGISc, correspondiente a la jerarquía que estos establecen:

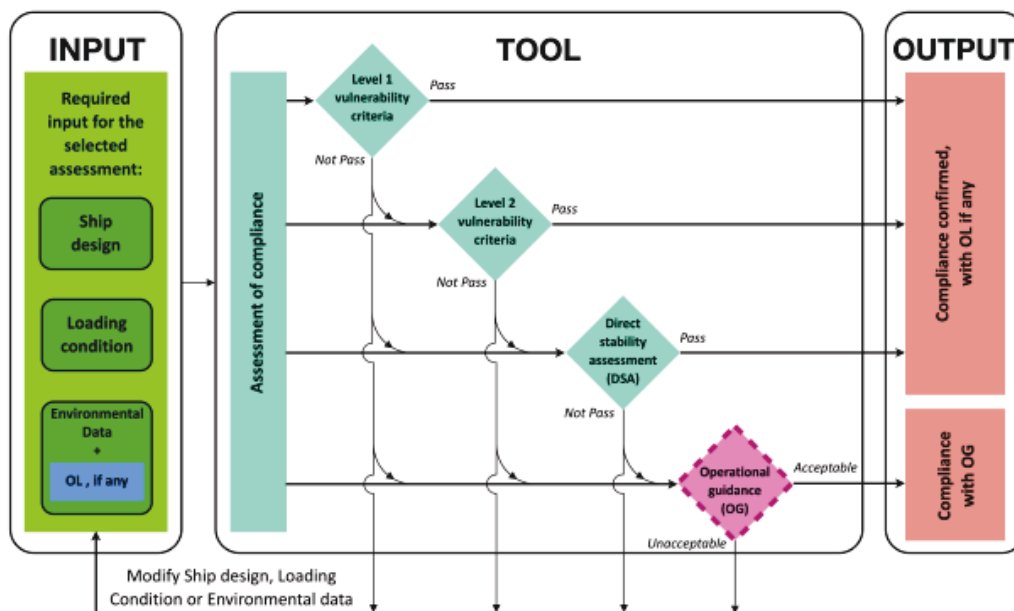


Figura 7: Representación del esquema de aplicación simplificado de la lógica de aplicación en el marco de los SGISc (Petacco & Gualeni, 2020)

Aunque como se ha mencionado en el marco de los SGISc se establece que el diseñador tiene la posibilidad de obviar la jerarquía mencionada, la aplicación del abordaje multicapa con una lógica secuencial, es decir desde el *Lv1* hasta la DSA, es



más adecuada. Esto es así, ya que se espera que el nivel superior dé una respuesta más fiable para poder confirmar o rechazar la vulnerabilidad del buque frente un modo de fallo.

Por otra parte, se puede identificar un problema de coherencia entre niveles en el supuesto de que un nivel inferior considere que el buque no es vulnerable, mientras que uno superior establece lo contrario. En la misma línea de pensamiento, durante el desarrollo de los distintos criterios formulados para la evaluación de los diferentes modos de fallo, surgió la preocupación sobre la coherencia de los resultados que estos arrojan, y más concretamente cuando se comparan dichos resultados de los criterios *Lv1* y *Lv2*.

No obstante, la mayoría de las discrepancias entre resultados obtenidos con los distintos criterios de los SGISc se han solucionado durante el perfeccionamiento de la formulación de los criterios. Aún con estas modificaciones se siguen observando algunos problemas de coherencia en lo que a resultados se refiere. Desde esta perspectiva, en algunos modos de fallo se evidencian estas discordancias en los resultados, de distintas formas. Por ejemplo, en los criterios *Lv1* y *Lv2* para el modo de fallo provocado por el *Dead Ship Condition* pueden proporcionar resultados no consistentes. Esto es así, ya que para algunos buques puede resultar en que el *Lv2* sea más conservador que el *Lv1*. Otro ejemplo, correspondiente al criterio *Lv2* de la inestabilidad dinámica correspondiente a *Pure Loss of Stability*, puede parecer demasiado conservador para aquellos buques con un francobordo reducido. Asimismo, el primer criterio de vulnerabilidad frente a *Excessive Acceleration* puede requerir un mayor refinamiento.

Por otro lado, es importante mencionar que para los modos de fallo de *Parametric Rolling* y *Surf-Riding/Broaching-to*, los criterios de vulnerabilidad, es decir los propios del *Lv1* y *Lv2* correspondientes a estas inestabilidades dinámicas, tienen el suficiente trasfondo y son métodos factibles para ser utilizados de forma reglada.

Es por ello, que para evitar los problemas de coherencia mencionados, la aplicación secuencial del enfoque de varios niveles no es vinculante, y el usuario o diseñador puede servirse de los criterios de apoyo de la forma que este considere más adecuada (Peters, y otros, 2011).

#### 2.2.4 Formulación de los criterios

A lo largo de este apartado se desarrollan los criterios mencionados en los apartados anteriores, para cada modo de fallo. De esta forma, se estudian estos de forma

separada para cada fenómeno de inestabilidad dinámica, detallando la formulación que permite formular los criterios y el origen de los factores que aparecen en ellas.

#### 2.2.4.1 Criterio de vulnerabilidad Lv1 frente a *Pure Loss of Stability*

Primeramente, con referencia a este criterio de vulnerabilidad, es importante hacer mención al hecho de que algunos cascos, son más propensos al modo de fallo de *Pure Loss of Stability* que otros. De esta forma, un casco con un francobordo considerable y un cambio significativo de geometría en las secciones de proa y popa con respecto al cuerpo cilíndrico, pero con un valor pequeño de GM, puede sufrir un ángulo de escora inestable significativo (*loll angle*). Este hecho es debido a la disminución de la estabilidad del buque en la cresta de la ola.

En referencia al ángulo de escora inestable, este se refiere al ángulo en el cual un buque con una altura metacéntrica inicial negativa estará en reposo en aguas tranquilas. Así pues, cuando un buque se encuentra en esta condición, es decir con una estabilidad inicial negativa, sus condiciones de estabilidad resultan inaceptables. Asimismo, cuando el buque está en la posición de adrizamiento, su equilibrio es de naturaleza inestable, teniéndose que inclinar hasta un cierto ángulo, para el cual la estabilidad del buque empieza a hacerse positiva. Es una situación muy peligrosa para la seguridad del buque, la cual debe ser corregida de forma inmediata. La solución para esta situación pasa por bajar el centro de gravedad, y no moviendo las cargas transversalmente, situación que se puede lograr, por ejemplo, moviendo pesos hacia abajo, añadiendo lastre en tanques de doble fondo o eliminando peso por encima del centro de gravedad vertical del buque.

Como se puede observar en la siguiente figura, los ángulos de escora inestable dan lugar a grandes ángulos de escora, cuando la cresta de la ola es próxima a la sección media del barco:

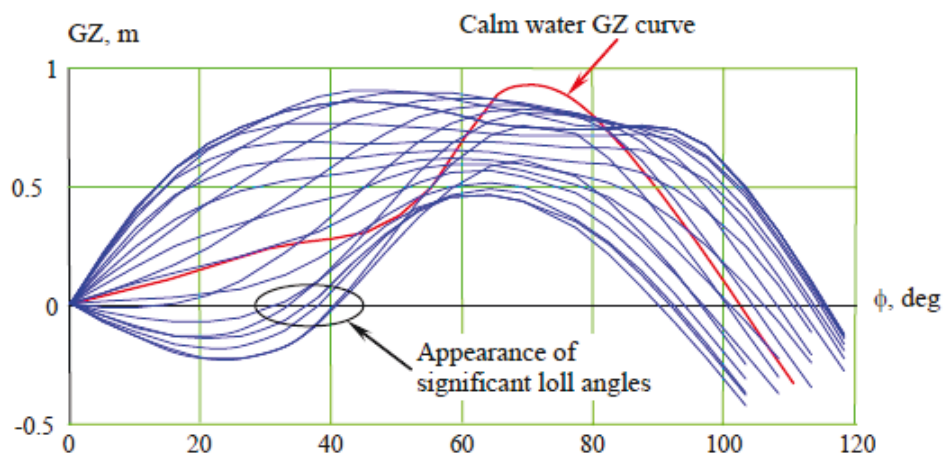


Figura 8: Efecto de la ola a lo largo de la eslora en la curva de GZ para un *Ro-Pax* en la condición de carga crítica establecida por la IMO (Peters, y otros, 2011)

El fenómeno de inestabilidad dinámica de *Pure Loss of Stability* se debe principalmente a los cambios de estabilidad en las olas longitudinales. Como ya se ha mencionado, algunas de las características de la forma del casco son las responsables de los cambios de estabilidad. Es por ello, que una de las opciones propuestas para el criterio de vulnerabilidad *Lv1* de este modo de fallo se centra en dichas características geométricas.

De esta forma, el criterio corresponde al valor medio de los coeficientes de “lado de la pared vertical” (*vertical wall-sidedness coefficients*) para las porciones del cuarto de proa y de popa del casco del buque de estudio, tanto por encima como por debajo de la línea de flotación. A continuación se observa la zona del casco a la que hace referencia este criterio:

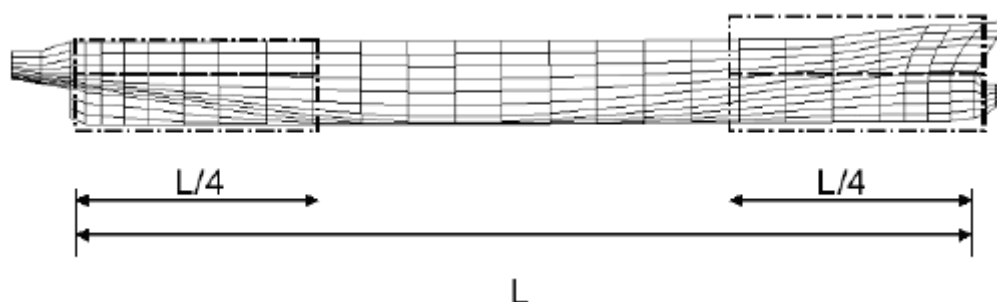


Figura 9: Perfil de un buque ficticio con las cuatro partes del  $C_{VWS}$ , consideradas para la evaluación de la vulnerabilidad de *Lv1* (Peters, y otros, 2011)

El coeficiente de “lateralización de la pared”, o haciendo alusión a su nomenclatura en inglés, *vertical wall-sidedness coefficient*, se represente como  $C_{VWS}$  y mide la variación del área del plano de flotación de la cuarta parte de proa o de popa, desde la línea base hasta el calado de diseño. El valor umbral como norma se debe de determinar a partir de los cálculos de la muestra. El coeficiente se obtiene en relación con el área máxima del plano de flotación de la parte de proa o de popa, en el rango de calados especificado, de la siguiente forma:

$$C_{CWS}^{debajo\ de} = \frac{\int_0^d A_{wp}(z) dz}{\max(A_{WP}(z)) \cdot d}; \quad C_{CWS}^{encima\ de} = \frac{\int_d^D A_{wp}(z) dz}{\max(A_{WP}(z)) \cdot (D - d)} \quad (1)$$

Donde:

$d = \text{calado}$

$D = \text{puntal}$

$AWP = \text{área del plano de agua de la cuarta parte delantera o trasera del plano de agua}$

Asimismo, se formuló una segunda opción como criterio de vulnerabilidad frente al modo de fallo de estudio. En esta se ha considerado un valor condicional de GM mínimo, que se calcula de la siguiente forma:

$$GM_{min} = KB + \frac{I_L}{V} - KG \quad (2)$$

Donde:

$KB$  = distancia del centro de flotación desde la línea base

$V$  = desplazamiento volumétrico calculado para el calado de diseño

$KG$  = distancia desde la línea base hasta el CG en condiciones de carga de diseño

$I_L$  = es el momento de inercia del plano del agua

En referencia al factor  $I_L$ , este se debe de calcular para una fracción del calado, la cual se determina habitualmente como la intersección entre la parte plana del costado y el radio del pantoque en el centro del barco. Dado que la anchura del plano de flotación en la sección media del barco casi no varía, el área del plano de flotación en la cresta de la ola puede aproximarse a la de aguas tranquilas, pero con un calado menor.

Como resultado, el valor requerido de  $I_L$  se puede tomar de una tabla hidrostática existente, por lo que no es necesario realizar cálculos adicionales a través de la geometría del casco. Para la obtención del valor umbral, en este caso como norma puede ser considerado nulo. Otra ventaja del criterio, es la capacidad potencial que este posee para poder diferenciar entre diversas condiciones de carga.

Ambos criterios se basan en la comprensión de que los cambios de estabilidad en las olas, vienen dados por la variabilidad vertical de la forma del casco en la proa y en la popa, pero no en la sección media del barco.

Referente a los valores tomados como norma provisional, se consideró 0,8 para el criterio 1, como se indica en el anexo 5 del documento SLF 53/INF.10. Por otro lado, en el anexo 2 del mismo documento se estableció que  $GM_{min} > 0$ .

Como se puede observar en varios artículos al respecto (Peters W. S., 2010) tras su detallado estudio, se pueden extraer una serie de fundamentos con respecto al criterio de vulnerabilidad  $Lv1$ . Estos son resumidos a continuación:

- ❖ Ambos criterios, es decir, las dos opciones que establece el SLF 53/INF.10 para calcular el criterio de vulnerabilidad  $Lv1$ , excluyen por unanimidad la vulnerabilidad en los grandes petroleros y en el resto de los graneleros. No obstante, esta exclusión no es determinante, ya que estos tipos de buques no



- han sufrido nunca una pérdida de estabilidad derivada de este modo de fallo (*Pure Loss of Stability*).
- ❖ Ambas opciones de cálculo son capaces de detectar la vulnerabilidad al modo de fallo de estudio, cuando se comprueba en buques *Ro-Pax*. Este principio es de suma importancia, ya que dicho tipo de buques son conocidos por ser vulnerables a la pérdida de estabilidad por el modo de fallo de estudio.
  - ❖ Con respecto a los portacontenedores, ambos criterios detectan la vulnerabilidad de estos, frente a la pérdida de estabilidad derivada del modo de fallo de *Pure Loss of Stability*. Este hecho, puede ser el resultado derivado de los cambios drásticos que se dan en el área del plano de flotación, geometría característica de los portacontenedores. Asimismo, se sabe que los cambios en el área del plano de flotación, pueden ser capaces de provocar *Parametric Rollig*, aunque no necesariamente *Pure Loss of Stability*. Es por ello que se espera que a través del criterio de vulnerabilidad *Lv2*, que se estudia en el siguiente apartado, se pueda comprobar este suceso.

De forma general pues, los criterios (1) y (2) son complementarios entre sí. Es decir, que mientras el criterio (1) ofrece una mejor consideración de los detalles de la geometría del casco del buque, el criterio (2) proporciona un valor específico para una condición de carga determinada. El siguiente paso correspondería a la elección del conjunto adecuado de las condiciones de carga, así como el correcto ajuste de los parámetros de cálculo.

#### **2.2.4.2 Criterio de vulnerabilidad *Lv2* para *Pure Loss of Stability***

A modo de primera aproximación, la inestabilidad dinámica de *Pure Loss of Stability* se puede considerar como una única ola, ya que los cambios de estabilidad son de naturaleza instantánea, y no se tiene en cuenta el historial del mismo, es decir no tienen memoria. Generalmente, para el estudio de este modo de fallo, se considera que la longitud de onda del peor caso es aquella cercana a la eslora del buque ( $\lambda/L \approx 1$ ).

No obstante, para considerar el efecto del tamaño del buque en relación con las condiciones de las olas, las variaciones de los brazos adrizantes se deben evaluar en olas irregulares. Un oleaje irregular, puede ser representado como una serie de encuentros con olas sinusoidales con longitud o número de onda (frecuencia espacial), altura y amplitud aleatorios.

Aunque existen distintas distribuciones conjuntas de estas cantidades, se presenta a modo de ejemplo la distribución propia de Longuet-Higgins (1957) (1976) (1984), la

cual se fundamenta en la teoría de una envolvente de proceso estocástico, propuesta por S. Rice en 1944/45 (Rice, 1944). De esta forma, basándose en la propuesta de distribución de Longuet-Higgins, cada encuentro que se produce entre el buque y las olas, puede ser asociado a un peso estadístico, tal que:

$$W_{ij} = \iint_{a_i - \Delta a \cdot k_j - \Delta k}^{a_i + \Delta a \cdot k_j + \Delta k} f(a, k) dk da \quad (3)$$

Donde,  $a_i$  y  $k_j$  corresponden a amplitudes y números de onda representados con una cierta discretización sobre la función de densidad de probabilidad, de la siguiente forma:

$$f(a, k) = f(a) \cdot f(k|a) = \frac{a^2}{\sqrt{k_2^2 - k_1^2} \cdot \sqrt{2 \cdot \pi \cdot V_W^3}} \cdot \exp\left(-\frac{a^2}{2 \cdot V_W}\right) \cdot \left( \exp\left(-\frac{a^2}{2 \cdot V_W} \cdot \frac{(k - k_1)^2}{(k_2^2 - k_1^2)}\right) + \exp\left(-\frac{a^2}{2 \cdot V_W} \cdot \frac{(k + k_1)^2}{(k_2^2 - k_1^2)}\right) \right)$$

Donde:

$V_W =$  variación de la elevación de la onda

$k_1 =$  numero de onda medio

$k_2 =$  relacionado con la anchura media del espectro  $s(\omega)$

Para poder expresar estos factores en términos de número de onda, se utiliza la relación de dispersión que sigue:

$$k_1 = \frac{1}{V_W} \int_0^{\infty} \frac{\omega^2}{g} \cdot s(\omega) d\omega; \quad k_2 = \sqrt{\frac{1}{V_W} \cdot \int_0^{\infty} \frac{\omega^4}{g^2} \cdot s(\omega) d\omega}$$

De esta forma, el valor de  $k_2$  incluye un cuarto del momento espectral. No obstante, no todas las aproximaciones de los espectros marinos permiten calcular de forma directa el cuarto del momento espectral. Es conocido que los cálculos del cuarto momento espectral, para los espectros del tipo Bretschneider solo son posibles de obtener, si la gama de frecuencias es limitada (St Denis, 1980).

El criterio formulado para una ola de naturaleza regular, relaciona la longitud y la altura de la ola con una medida de deterioro de la estabilidad, durante el periodo de tiempo en que dicha ola pasa por el barco. Así pues, el criterio para las olas irregulares puede obtenerse como un valor medio de una función determinista, cuyas variables aleatorias son el número y la amplitud de la onda.

Se obtiene pues la siguiente expresión:

$$C_i = \sum_i \sum_j C_r(a_i, k_j) \cdot W_{ij}$$



Donde:

$C_r$  = criterio para una onda regular caracterizada por el número de onda ( $k$ ) y la amplitud ( $a$ )

$C_i$  = mismo criterio promediado para las ondas irregulares definidas con un espectro determinado

De forma alternativa, la comprobación de la vulnerabilidad correspondiente al Lv2, se puede llevar a cabo utilizando únicamente una serie de ondas regulares. Estas deben de representar la totalidad del rango de posibles valores de inclinación. En este supuesto, se considera que la longitud de onda es igual a la eslora del buque en el peor de los casos, mientras que la gama de valores de inclinación debe ser determinada por el diseñador.

En los siguientes párrafos, se consideran tres criterios contemplados para las olas regulares. El primero de ellos se basa en la duración en el tiempo, mientras la estabilidad se degrada como consecuencia de la ola que pasa por el buque. Este tiempo de disminución de la estabilidad puede ser encontrado de forma fácil, en el supuesto de que el GM instantáneo se considera como una función de la posición de la cresta de la ola. Para evaluar dicha función, el GM instantáneo se calcula en una serie de planos de agua de las olas correspondientes a diferentes posiciones de la cresta de la ola con respecto a la sección media del barco, tal y como se puede observar en la siguiente figura:

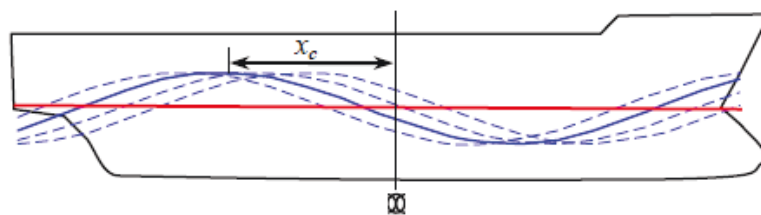


Figura 10: Cálculo de los GM instantáneos en olas (Peters, y otros, 2011)

Asimismo, los puntos  $x_1$  y  $x_2$  de la siguiente figura, muestran la distancia cuando el GM se mantiene por debajo de un nivel crítico, mientras la ola pasa por el buque:

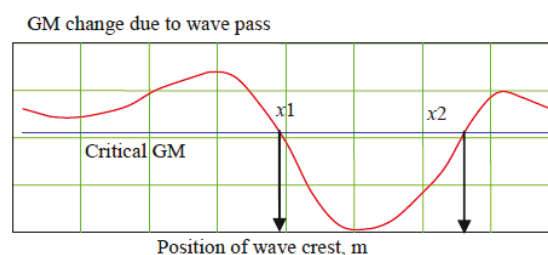


Figura 11: Cálculo del tiempo bajo GM crítico (Peters, y otros, 2011)

El tiempo por debajo del nivel crítico de GM o “*time-below-critical GM (tbc)*” se puede calcular como:

$$tbc = \frac{x_2 - x_1}{|c - V_s|} \quad (4)$$

Donde:

$c =$  celeridad

$V_s =$  velocidad del buque

Asimismo, se establece que el tiempo por debajo del nivel crítico de GM toma un valor aleatorio en olas irregulares. Este valor promedio se estima como:

$$m(tbc) = \sum_i \sum_j tbc_{ij} \cdot W_{ij}$$

Es evidente que las olas cuya celeridad es demasiado próxima a la velocidad del buque, deben ser obviadas para evitar la singularidad en la ecuación (4).

Así pues, el primer criterio se propone mediante la siguiente expresión:

$$Cr_1 = \frac{m(tbc)}{T_\phi} \quad (5)$$

Donde,  $T_\phi$  corresponde a una escala de tiempo de los movimientos de balanceo, no necesariamente un período en aguas tranquilas, elegida como escala de tiempo.

Así pues, este criterio evalúa la importancia que toman los cambios de estabilidad de los buques debido a las olas. De esta forma, si la estabilidad se degrada únicamente durante un periodo corto de tiempo, esta degradación puede ser no significativa. No obstante, en el supuesto de que la disminución de la estabilidad se dé por debajo del nivel crítico, el momento de recuperación puede verse degradado lo suficiente como para dar lugar a un ángulo de balanceo que sea demasiado grande, con el consiguiente peligro que este puede suponer. Se puede observar este criterio con un mayor detalle, así como para cálculos de ejemplo en buque navales ficticios en (Belenky V. , 2010).

Por último, se debe mencionar que el este criterio puede refinarse aún más, consiguiendo así unos resultados más veraces. Para ello, se debe incluir un modelo sencillo que simule el oleaje, ya que el movimiento del oleaje afecta a las fases y, por lo tanto, puede hacer variar el tiempo.

Con respecto al segundo criterio ( $Cr_2$ ), este se establece con la finalidad de detectar duraciones en el tiempo significativas de GM negativo. La aparición de un ángulo de

escora inestable puede provocar una anticipación de un fallo de estabilidad parcial, debido a que el equilibrio vertical del buque deja de ser estable. De esta forma, existe una posibilidad considerable de que ciertos buques sean más vulnerables a este de fallo que a otros.

Asimismo, el segundo criterio se basa en las características del tiempo durante el cual el ángulo de balanceo supera un determinado ángulo límite. Aunque no existe un valor normativo estipulado, tras consultar varias fuentes, se puede observar que dicho valor de ángulo límite suele tomarse como 30° (Peters, y otros, 2011).

A continuación se adjunta la formulación propia para el cálculo de la posición k-ésima de la cresta de la ola a lo largo de la cresta del casco. Se obtiene así el valor indicador, z:

$$tbz = \sum_k z_k \cdot \Delta t$$

Donde:

$z_k =$  es un indicador

$\Delta t =$  paso de tiempo

$k =$  corresponde a un instante de tiempo particular durante el paso de la ola

La posición k-ésima de la cresta de la ola a lo largo de la cresta del casco, es decir  $z_k$ , se calcula como:

$$z_k = \begin{cases} 0 & \text{si } \phi_{lou} < \phi_{lim} \\ 1 & \text{si } \phi_{lou} \geq \phi_{lim} \end{cases}$$

Obviamente, el ángulo de escora inestable o *loll angle*, puede ser obtenido únicamente a partir de la curva de GZ en olas. Es importante recordar que los cálculos para la obtención de la curva de GZ instantánea en olas, se realizan de la misma forma que para la obtención del GM instantáneo (Paulling, 1961).

Asimismo, la normativa de los SGISc hace ciertas aclaraciones referentes a los elementos que intervienen en el cálculo de las curvas de GZ instantáneas. Se menciona así, que debido a la baja frecuencia de encuentro, la influencia del oleaje y el cabeceo puede aproximarse de forma cuasi estática mediante el equilibrio del trimado y del calado. De esta forma, en ciertas situaciones se puede aproximar la curva de GZ en olas a partir de una curva de GZ en aguas tranquilas y la GM instantánea en olas. No obstante, hay que extremar la precaución ya que se han dado a conocer casos en los que las aproximaciones mencionadas no han sido conservadoras (Anexo 9, SLF 53/INF.10).

En la siguiente figura se puede observar el deterioro de la curva de GZ cerca de la cresta de la ola:

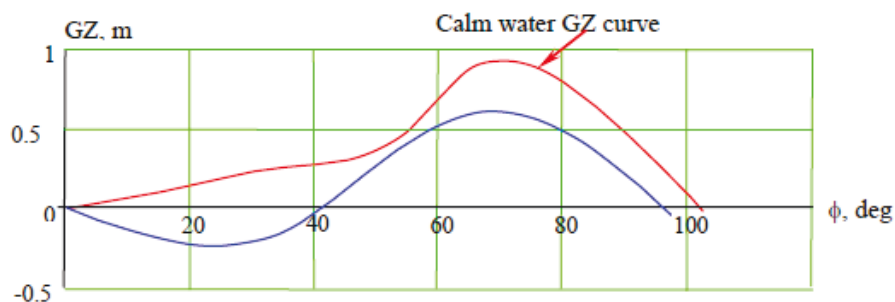


Figura 12: Deterioro de la curva de GZ cerca de la cresta de la ola (Peters, y otros, 2011)

A continuación se adjunta la formulación del segundo criterio, la cual es similar a la establecida para la obtención del primer criterio:

$$Cr_2 = \frac{m(tbz)}{T_\phi} \quad (6)$$

Donde:

$T_\phi$  = corresponde a una escala de tiempo determinada

$m(tbz)$  = es la media ponderada de los encuentros de la ola

El factor  $m(tbz)$  se obtiene de la siguiente forma:

$$m(tbz) = \sum_i \sum_j tbz_{ij} \cdot W_{ij}$$

El tercer criterio propuesto se basa en el valor máximo de la curva de GZ en olas. El valor normativo de referencia que se sugiere es cero. Así pues, se considera que el buque objeto de estudio es vulnerable a este modo de fallo, en el caso que la curva GZ se vuelva completamente negativa al menos una vez durante la serie de cálculos:

$$Cr_3 = \min(GZ_{max}(x_c, a, k)) < 0 \quad (7)$$

Asimismo, a modo de referencia, la normativa establece cálculos de muestra para los criterios propuestos, (5), (6) y (7). Estos se pueden encontrar en los anexos 2 y 5 del SLF 53/INF.10.

#### 2.2.4.3 Criterio de vulnerabilidad Lv1 frente a Parametric Roll

Como es esperado de un nivel de vulnerabilidad de primer nivel, el Lv1 para el Parametric Roll tiene una estructura relativamente sencilla. En la misma línea de pensamiento, tiene sentido utilizar la ecuación de Mathieu como base de los criterios

para este modo de fallo, ya que se trata del modelo más sencillo de resonancia paramétrica.

La ecuación de balanceo lineal con un GM que varía periódicamente, se puede transformar en la ecuación de Mathieu, de la siguiente forma:

$$(I_x + A_{44}) \cdot \phi + B_{44} \cdot \dot{\phi} + W \cdot GM(t) \cdot \phi = 0 \quad (8)$$

Donde:

$I_x$  = momento transversal de inercia

$A_{44}$  = masa añadida en balanceo

$B_{44}$  = coeficiente de amortiguación lineal o linealizado

$W$  = desplazamiento correspondiente al peso del barco

Por otro lado, la variación de la GM a lo largo del tiempo es la característica clave para poder modelar el *Parametric Roll*. Asimismo, cuando se da la casuística propia de las ondas regulares y la variación de la altura metacéntrica no es muy grande, la dependencia de GM con el tiempo (correspondiente a la variable independiente) se puede aproximar a través de una función sinusoidal:

$$GM(t) = GM_m + GM_a \cdot \cos(\omega_e t)$$

Donde los factores de la función hacen referencia a los siguientes parámetros:  $\omega_e$  es la frecuencia de la ola de encuentro,  $GM_m$  es el valor medio de la GM y  $GM_a$  equivale a la amplitud de los cambios del GM en olas. Asimismo, como una primera aproximación,  $GM_m$  y  $GM_a$  se pueden determinar como:

$$GM_a = 0,5 \cdot (GM_{max} - GM_{min}) \quad (9)$$

$$GM_m = 0,5 \cdot (GM_{max} + GM_{min})$$

De esta forma, la ecuación de Mathieu se obtiene a través de la transformación en la forma canónica de la ecuación (8):

$$\ddot{\phi} + 2\delta\dot{\phi} + \omega_m^2 \cdot (1 + h\cos(\omega_e t)) \cdot \phi = 0 \quad (10)$$

Donde:

$$\omega_m = \sqrt{\frac{W \cdot GM_m}{I_x + A_{44}}}; \quad \omega_a = \sqrt{\frac{W \cdot GM_a}{I_x + A_{44}}}; \quad \delta = \frac{1}{2} \cdot \frac{B_{44}}{I_x + A_{44}}; \quad h = \frac{\omega_a^2}{\omega_m^2}$$

Posteriormente, se introduce el tiempo adimensional tal que  $\tau = \omega_e \cdot t$ . Este cambio de variable es el que permite eliminar la amortiguación, resultando en la siguiente expresión:

$$\phi(\tau) = x(\tau) \cdot \exp(-\mu\tau) \quad (11)$$

La cual finalmente conduce a la ecuación de Mathieu:

$$\frac{d^2x}{d\tau^2} + (p + q\cos(\tau)) \cdot x = 0 \quad (12)$$

Donde:

$$p = (\bar{\omega}_m^2 - \mu^2); \quad q = \bar{\omega}_m^2 \cdot h; \quad \mu = \frac{\delta}{\omega_e}; \quad \bar{\omega}_m = \frac{\omega_m}{\omega_e}$$

No obstante, la solución de la ecuación de Mathieu (12) no se puede expresar en forma de funciones elementales. Es por ello que se ha introducido una función especial, la función de Mathieu, para describir precisamente la solución de la ecuación (12). En referencia a dicha solución, la característica más importante es si esta está acotada o no, tal y como se puede observar en la siguiente figura:

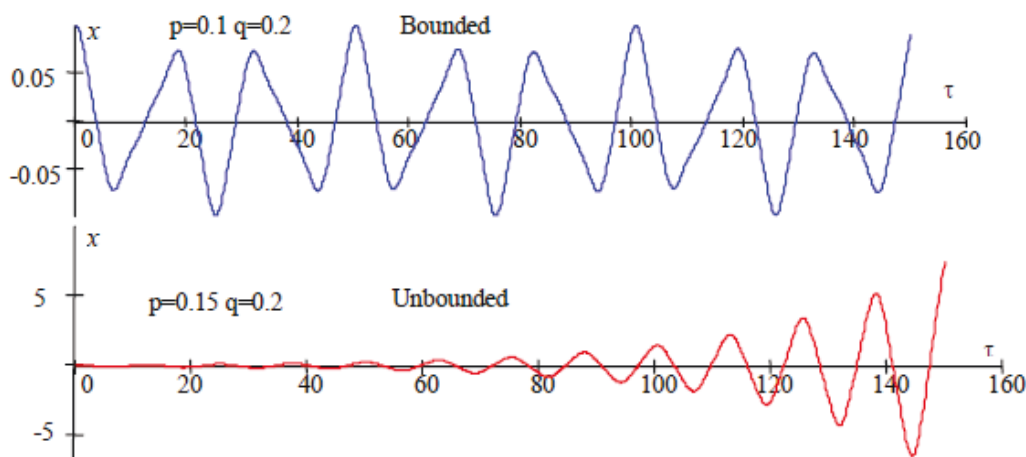


Figura 13: Solución acotada y no acotada de la ecuación de Mathieu (Peters, y otros, 2011)

De esta forma, como se muestra en la figura anterior, existen distintas combinaciones de las características de los coeficientes  $p$  y  $q$ , las cuales conducen a una solución acotada o no acotada. En la misma línea de pensamiento, el diagrama de Ince-Strutt (Butikov, 2018), que se adjunta a continuación, traza las soluciones de naturaleza acotada y las de no acotada, en función de los coeficientes  $p$  y  $q$ :

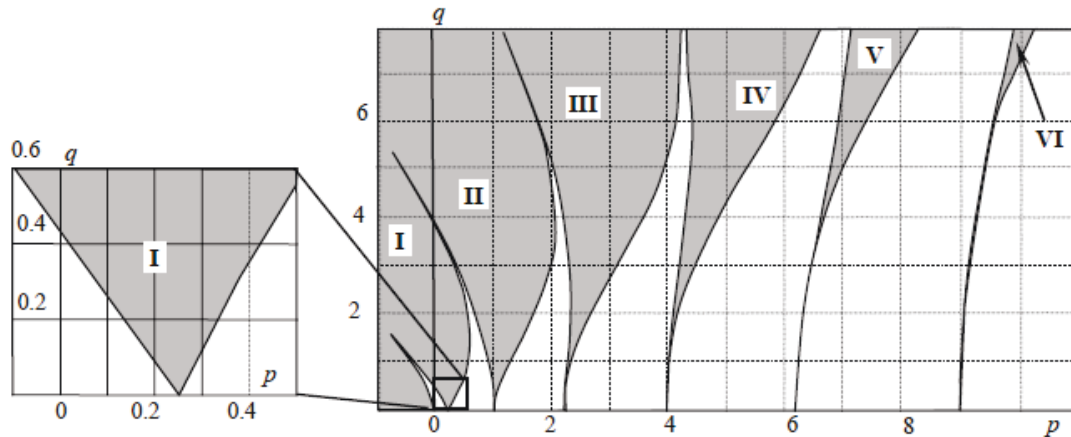


Figura 14: Diagrama de Ince-Strutt (Butikov, 2018)

Para comprender la figura anterior, en esta las zonas sombreadas, que se identifican con números romanos, representan a la solución no acotada. Con respecto a la primera zona de inestabilidad, esta cruza el eje de abscisas exactamente en  $p = 0,25$ , lo que corresponde a la relación de frecuencias de 2. Es decir, la frecuencia de excitación es el doble de la frecuencia natural de balanceo en este punto concreto. El movimiento no acotado que pertenece a esta zona, se denomina comúnmente como resonancia paramétrica principal. Esta queda representada en la ampliación de la figura anterior.

La ecuación de Mathieu (12) tiene una solución periódica acotada, debido a que el amortiguamiento se excluye mediante la sustitución (11). Este hecho comporta que el balanceo correspondiente ( $\phi(\tau)$ ), decaiga con la disminución de la amortiguación ( $\mu$ ) si  $x(\tau)$  es una solución periódica de la ecuación de Mathieu, como se muestra en la figura 12. Asimismo, también significa que existe un valor umbral para la amortiguación del balanceo para cada par de parámetros de Mathieu ( $p$  y  $q$ ).

Por otro lado, en el supuesto de que la amortiguación del balanceo sea mayor que el umbral, el balanceo está acotado, aunque la solución de la ecuación de Mathieu no lo esté. El incremento de la solución de Mathieu no es suficiente para poder contrarrestar la disminución de la amortiguación del balanceo. Igualmente, con la amortiguación lineal, la zona de inestabilidad es más estrecha y requiere algún valor finito de las variaciones de GM, incluso con  $p = 0,25$ . Es decir, nunca va a cortar el eje de abscisas, como se puede ver a continuación:

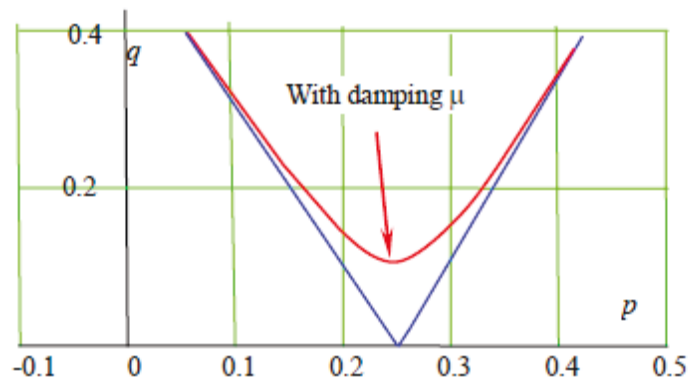


Figura 15: Influencia de la amortiguación en la primera zona de inestabilidad (Peters, y otros, 2011)

En otro orden de cosas, los límites para indicar donde es posible que se dé *Parametric Roll*, revelan dos condiciones interdependientes, que se pueden utilizar para formular los siguientes criterios:

- ❖ La condición de frecuencia paramétrica: depende exclusivamente de las frecuencias naturales y de encuentro. Asimismo, la frecuencia natural depende de la condición de carga, mientras que la frecuencia de encuentro depende de los parámetros propios del oleaje, y de la velocidad y el rumbo del buque.
- ❖ La condición de excitación paramétrica: requiere que el cambio de estabilidad sea lo suficientemente grande como para ser capaz de causar inestabilidad. Por otro lado, que se cumpla esta condición depende de la geometría del casco y de los parámetros de la ola usados para la evaluación del modo de fallo.

Para poder obtener un criterio para la excitación paramétrica crítica que crea el crecimiento del balanceo, se considera una solución aproximada de la ecuación del tipo Mathieu para la resonancia principal exacta ( $\omega_e = 2 \cdot \omega_m$ ), como la presentada por Hayashi (Hayashi, 2014), y utilizada para derivar un criterio de “etapa transitoria” para el fenómeno de inestabilidad dinámica de *Parametric Roll*. Esta, obtenida por Spyrou (Spyrou, 2005) toma la siguiente forma:

$$\phi(t) = e^{-\delta t} \cdot (C_1 e^{k\omega_m t} \sin(\omega_m t - \varepsilon) + C_2 e^{-k\omega_m t} \sin(\omega_m t + \varepsilon)) \quad (13)$$

Donde los factores  $C_1$  y  $C_2$  son constantes arbitrarias determinadas por las condiciones iniciales. Por otro lado,  $k$  es un parámetro que controla el crecimiento o decrecimiento de las oscilaciones, el cual se define como:

$$k = -\frac{1}{4} \cdot \sqrt{a^2 h^2 - 4 \cdot (a - 1)^2}$$



Asimismo,  $a$  es una variable que expresa la relación con la frecuencia, de la siguiente forma:

$$a = 4 \cdot \frac{\omega_m^2}{\omega_e^2}$$

Evidentemente, la variable  $a = 1$  cuando  $\omega_e = 2 \cdot \omega_m$  ya que esta situación representa exactamente el centro de la primera zona de inestabilidad (resonancia paramétrica principal) del diagrama de Ince-Strutt. La fase  $\varepsilon$  se determina a través de la expresión:

$$\cos(2\varepsilon) = \frac{2 \cdot (a - 1)}{a \cdot h}; \quad -\frac{\pi}{2} \leq \varepsilon \leq 0$$

Por otro lado, la frecuencia de encuentro de “olas peligrosas” se considera que corresponde exactamente a la frecuencia de resonancia paramétrica principal. Es decir, en el caso en el que los parámetros mostrados toman los siguientes valores:

$$a = 1; \quad k = -\frac{h}{4}; \quad \varepsilon = -\frac{\pi}{4} \quad (14)$$

Si se considera la condición inicial, es decir cuando la tasa de balanceo inicial es nula, las constantes se calcularon como:

$$C_1 = -C_2 = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \phi_0; \quad \phi_0 = 0 \quad (15)$$

La sustitución de las ecuaciones (14) y (15) en la ecuación (13) permite obtener la siguiente:

$$\phi(t) = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \phi_0 \cdot e^{-\delta t} \cdot \left( e^{-\frac{h}{4}\omega_m t} \operatorname{sen}\left(\omega_m t + \frac{\pi}{4}\right) - e^{\frac{h}{4}\omega_m t} \operatorname{sen}\left(\omega_m t - \frac{\pi}{4}\right) \right) \quad (16)$$

La ecuación anterior permite calcular el factor de amplificación ( $f$ ) tras un número de oscilaciones ( $n$ ) determinado:

$$f = \frac{1}{\phi_0} \cdot \phi \cdot \left( \frac{2\pi n}{\omega_m} \right) \quad (17)$$

Nótese que el término con el exponente negativo en la ecuación (16) tiene una importancia pequeña para obtener el movimiento, el cual crece exponencialmente. Asimismo, sustituyendo la ecuación (16) en la ecuación (17), se obtiene:

$$f = -\frac{\sqrt{2}}{2} \exp\left(\frac{\pi n h}{2} - \frac{2\delta \pi n}{\omega_m}\right) \operatorname{sen}\left(2\pi n - \frac{\pi}{4}\right) \quad (18)$$

Si se resuelve  $h$  a partir de la ecuación (18) se obtiene entonces:

$$h = 2 \cdot \frac{\ln f + \ln 2}{\pi n} + \frac{4\delta}{\omega_m}$$

Por otra parte, dado un factor de amplificación y el número determinado de oscilaciones, se deduce el siguiente criterio. En este se supone que los cambios de estabilidad en olas son simétricos con respecto a los valores en aguas tranquilas:

$$\frac{GM_a}{GM_0} \geq 2 \cdot \frac{\ln f + \ln 2}{\pi n} + \frac{4\delta}{\omega_0} \quad (19)$$

En la ecuación anterior, los parámetros  $\delta$  y  $\omega_0$  deben ser escogidos por el diseñador. En el supuesto de que no se disponga de dicha información, la sociedad de clasificación ABS (2004) recomienda, como estimación conservativa, la siguiente relación:

$$\frac{\delta}{\omega_0} = 0,03 \quad (20)$$

Así pues, el número de ciclos y el factor de amplificación están obviamente relacionados entre ellos. Se puede esperar una mayor amplificación del balance del buque cuantos más ciclos existan. Es importante recalcar, que estos parámetros son de suma importancia para afinar los criterios y se deben de abordar en una fase posterior del desarrollo de los mismos criterios.

De esta forma, como hipótesis preliminar, considerando  $f = 4$  y  $n = 4$ , conduce a:

$$\frac{GM_a}{GM_0} \geq 0,5 \quad (21)$$

Asimismo, la ecuación (19) puede ser utilizada para derivar un criterio en el que no haya efectos transitorios. Este criterio es capaz de identificar la existencia de una solución no limitada, ya que la solución tiende al infinito al aumentar el número de ciclos:

$$\lim_{\substack{n \rightarrow \infty \\ f \rightarrow \infty}} \left( 2 \cdot \frac{\ln f + \ln 2}{\pi n} + \frac{4\delta}{\omega_0} \right) = \frac{4\delta}{\omega_0} \Rightarrow \frac{GM_a}{GM_0} \geq \frac{4\delta}{\omega_0} \quad (22)$$

Si se utiliza una hipótesis conservadora sobre la amortiguación del balanceo, que aparece en la ecuación (20), se obtiene lo siguiente:

$$\frac{GM_a}{GM_0} \geq 0,12 \quad (23)$$

Como es de esperar, el hecho de excluir de la ecuación los efectos transitorios, el resultado es la obtención de una norma mucho más conservadora. La relevancia de la ecuación (23) recae en que esta establece un límite práctico para el “conservadurismo” de la norma, ya que la hipótesis o suposición de la amortiguación en la ecuación (20) es demasiado conservadora.

Otro aspecto importante a destacar, es que incluir los efectos transitorios en los criterios es similar a suponer una amortiguación menos conservadora. Se puede estudiar este efecto en detalle en el Apéndice 1 de la normativa (IMO, 2020).

Para poder aplicar los criterios, estos requieren el conocimiento de la magnitud de la excitación paramétrica en la ecuación (9), la cual se basa en los cálculos de la GM instantánea en olas. Aunque dichos cálculos no son de extrema complejidad, implican el uso de un programa informático y un tiempo adicional necesario para la preparación de la entrada geométrica.

Como ya se ha indicado con anterioridad en el proyecto, la mayoría de los cambios en la línea de flotación de los buques proceden de los cuartos de proa y de popa del casco. Estos cambios se pueden encontrar simplemente modificando el calado del buque. Hay que recordar, que la alteración del calado ya fue utilizada para el estudio del criterio de vulnerabilidad  $Lv1$  para *Pure Loss of Stability*, propuesto en la ecuación (2).

De esta forma, se obtiene la siguiente expresión:

$$GM_a = \frac{I_{sup} - I_{inf}}{2 \cdot V} \quad (24)$$

Donde los factores  $I_{sup}$  e  $I_{inf}$  indican los momentos de inercia del plano de agua, para los calados superior e inferior, respectivamente.  $V$  corresponde al volumen desplazado del buque para un calado estándar. La norma establece, que se puede suponer que el calado superior es inferior a la cubierta del francobordo en un 5% del francobordo. También, el calado inferior es la mitad del calado medio, o la intersección entre el pantoque y el forro lateral del casco en el medio del buque. Se pueden contemplar otras propuestas para obtener dichos calados de referencia en SLF 53/3/9.

Una ventaja palpable del criterio que se expresa en las ecuaciones (21) y (24) es su simplicidad. El criterio se puede evaluar sin cálculos adicionales, ya que todos los valores pueden obtenerse directamente de las curvas hidrostáticas del buque. Asimismo, este criterio no tiene en cuenta ni la velocidad de avance del buque, ni la probabilidad de encontrar condiciones ambientales peligrosas. Estos factores se pueden determinar utilizando la frecuencia de encuentro para la condición de *Parametric Roll* y especificando las olas de referencia.

La frecuencia de encuentro puede determinarse utilizando los límites de la primera zona de inestabilidad del diagrama de Ince-Strutt ya mostrado en la figura 13. Debido a que las oscilaciones crecen dentro de la zona de inestabilidad y decrecen fuera de ella, la solución tiene que ser periódica en el límite de la zona. Para tener en

consideración el amortiguamiento, ya incluido en la ecuación (13), basta con satisfacer:

$$\delta = \frac{h}{4} \cdot \omega_m$$

Y para obtener la aproximación para el límite de la primera zona de inestabilidad del diagrama de Ince-Strutt, se debe calcular como:

$$h = 2 \cdot \sqrt{\left(1 - \frac{1}{4} \cdot \frac{\omega_e^2}{\omega_m^2}\right)^2 + \left(\frac{\omega_e \delta}{\omega_m^2}\right)^2} \quad (25)$$

Esta aproximación establece la relación entre el coeficiente  $q$ , que está relacionado con la magnitud de la excitación paramétrica (9) y el coeficiente  $p$ , que corresponde a la relación ente la frecuencia natural con respecto la frecuencia de encuentro. Se obtiene pues:

$$\omega_e = \omega - \frac{\omega^2}{g} V_m \cos \beta = \frac{\sqrt{2\pi}}{\lambda} \cdot (\sqrt{\lambda g} - V_m \sqrt{2\pi} \cos \beta)$$

En la expresión anterior,  $V_m$  corresponde a la velocidad de avance en  $m/s$ ;  $\beta$  es el ángulo del rumbo del buque con respecto a la olas ( $0^\circ$  corresponde a mares de popa);  $g$  es la aceleración debida a la gravedad,  $\omega$  es la frecuencia real de la ola y  $\lambda$  es la longitud de la ola.

Como la frecuencia de encuentro es dependiente de la velocidad, la ecuación (25) puede usarse para determinar, si la velocidad de diseño de un buque entra en un rango de frecuencias en el que es posible que se dé *Parametric Roll*, o no. Para poder evaluar dicha posibilidad de que ocurra este modo de fallo, se plantea la siguiente expresión:

$$V_{m1,m2} = \frac{\sqrt{g\lambda}}{\sqrt{2\pi}} - \frac{\lambda \cdot \sqrt{2 \cdot (2 \pm h)}}{T_\phi} \quad (26)$$

Donde  $T_\phi$  corresponde al periodo de balanceo.

Asimismo, se puede proponer un criterio más sofisticado si se tienen en cuenta los parámetros reales del oleaje. De esta forma, para tomar en consideración la probabilidad de encuentro de diferentes olas, es posible utilizar una serie de casos de olas, tal y como se propone en el Anexo 1 SLF 53/INF.10. El criterio toma la siguiente forma:

$$C_{PR1} = \sum_i W_i \cdot C \cdot (H_i, \lambda_i) \quad (27)$$

Así pues, cada ola se define por la altura de ola ( $H_i$ ), longitud de ola ( $\lambda_i$ ), y el factor  $W_i$  corresponde al peso estadístico para un caso de ola determinado. De esta forma, para cada caso de ola, el criterio es:

$$C_i = \begin{cases} 1 & \text{si } \frac{GM_a(H_i, \lambda_i)}{GM_m(H_i, \lambda_i)} \geq r \text{ y } V_{PR} \leq V_D \\ 0 & \text{para cualquier otro caso} \end{cases} \quad (28)$$

Donde el parámetro  $V_{PR}$  es:

$$V_{PR} = \left| \frac{2\lambda}{T_\phi} - \sqrt{\frac{g \cdot \lambda}{2\pi}} \right|$$

Y  $r$  es la relación entre la magnitud de los cambios de GM y el valor medio de la magnitud que proporciona el incremento  $f$  especificado después de  $n$  ciclos de balanceo, siendo el valor preliminar 0,5. Por otro lado,  $V_D$  es la velocidad de diseño y  $V_{PR}$  es la velocidad en la que se espera que ocurra *Parametric Roll* (la frecuencia de encuentro de la ola es el doble de la frecuencia natural de balanceo, como ya se ha mostrado con anterioridad). No obstante, es importante mencionar que los casos con  $GM_m$  negativo requieren un tratamiento especial.

La aplicación del criterio de vulnerabilidad de *Parametric Rolling* de la ecuación (27) requiere un mayor trabajo de cálculo, que la evaluación de la ecuación (21). No obstante, este trabajo extraordinario puede resultar provechoso si la aplicación de la ecuación (27) indica una ausencia de vulnerabilidad al *Parametric Roll*, ya que el criterio de la ecuación (21) puede resultar demasiado conservador.

Tras consultar distintos estudios (Ikeda, 2008) (Peters, y otros, 2011) (Umeda & Francescutto, 2016), se observa que los buques portacontenedores y los cruceros son los más susceptibles a sufrir *Parametric Roll*, tras aplicar el criterio estudiado. Por otra parte, los petroleros, graneleros y remolcadores estudiados no son susceptibles a este modo de fallo. Este hecho se da especialmente por las formas de proa y popa (grandes abanicos en proa y popas colgantes). Para otros buques, como aquellos polivalentes (*Multi-purpose vessel*) o los gaseros, se obtiene que la vulnerabilidad se da en determinadas condiciones de carga. Es por ello, que siguiendo el abordaje multicapa, se debería de determinar la vulnerabilidad mediante los criterios de  $Lv2$  (Peters, y otros, 2011).

#### 2.2.4.4 Criterio de vulnerabilidad $Lv2$ frente a *Parametric Roll*

La ecuación lineal del movimiento del balanceo (8), así como su caso particular en la ecuación (10), es un buen modelo para indicar el inicio de la inestabilidad dinámica de estudio, es decir el *Parametric Roll*. No obstante, esta no es capaz de estimar la

amplitud del mismo. Es conocido que una vez iniciada la resonancia paramétrica en un sistema lineal, su amplitud crece sin límite solamente en el caso lineal. Asimismo, la no linealidad estabiliza la resonancia paramétrica en una determinada amplitud, como se puede observar en la siguiente figura:

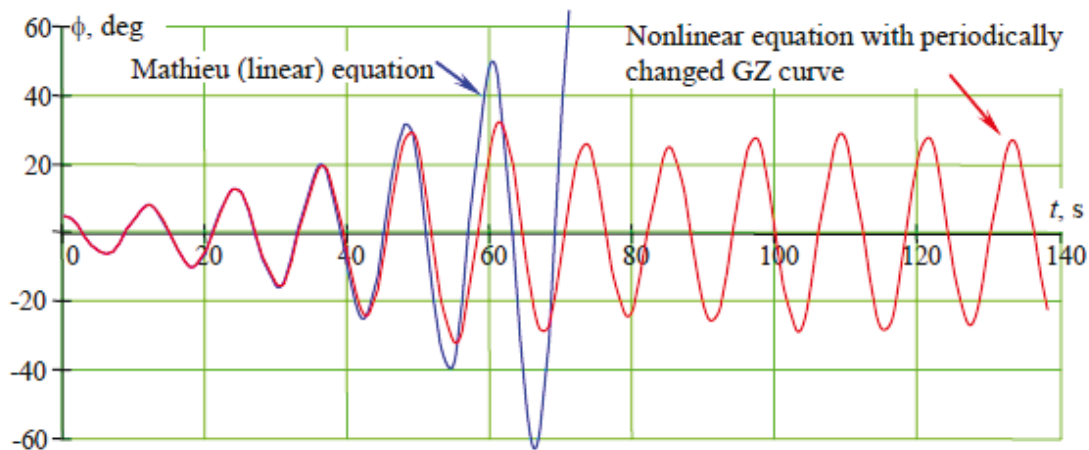


Figura 16: Modelización del *Parametric Roll* con la ecuación de Mathieu (azul) y la ecuación no lineal (roja) (Peters, y otros, 2011)

El mecanismo de estabilización está fuertemente relacionado con la no linealidad de la curva de GZ. Una vez que la amplitud de la oscilación del balanceo se hace lo suficientemente grande, la condición de frecuencia para el *Parametric Roll* ya no se satisface. Esto es debido al hecho de que el cambio en la GM instantánea conduce a un cambio en la frecuencia natural instantánea. Este es un fenómeno bien conocido del balanceo no lineal; la dependencia de la frecuencia natural de la amplitud se conoce también como la pérdida de las propiedades isócronas. Dicha propiedad significa que, una vez superada una determinada amplitud de balanceo, se interrumpe el flujo de energía en el sistema dinámico. Entonces, la energía adicional sólo está disponible por debajo de dicha amplitud, lo que conduce al establecimiento del equilibrio entre la energía y el trabajo, y a la estabilización de la amplitud, que conduce finalmente a un ciclo límite.

Así pues, el modelo matemático más sencillo capaz de reproducir la estabilización del *Parametric Rolling* debe incluir la curva no lineal de GZ:

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

Donde  $GZ(\phi, t)$  corresponde a una curva completa de GZ cambiante al paso de la ola, como se puede ver en la figura 6.

Por otra parte, la amortiguación no lineal del balanceo también puede resultar en un factor de estabilización. Su mecanismo es ligeramente diferente al ya visto de la curva GZ, debido a que un aumento de la amplitud de los movimientos del balanceo conduce



a un aumento de la magnitud de la tasa de balanceo cuando el buque pasa por el punto de equilibrio. El aumento de la tasa de balanceo conlleva que la amortiguación no lineal sea lo suficientemente grande como para elevar el umbral por encima del nivel actual de excitación paramétrica. Así pues, este hecho detiene también el flujo de energía hacia el sistema dinámico y estabiliza el *Parametric Roll*.

Sin embargo, la no linealidad de la amortiguación del balanceo es relativamente débil en comparación con los efectos propios de la curva de GZ. Es por ello que se debe considerar como un factor secundario para la estabilización en olas regulares. En cambio, en olas irregulares, la contribución de la amortiguación no lineal del balanceo puede variar.

También, si la amplitud del balanceo es lo suficientemente grande, la amortiguación se vuelve dependiente del ángulo de balanceo. Dicha dependencia, puede conducir a una disminución de la amortiguación, cuando una quilla de balance (o quilla de pantoque) emerge del agua. Asimismo, también puede comportar un aumento de la amortiguación, cuando el borde de la cubierta se sumerge en el agua. De esta forma pues, estos factores son dependientes de la geometría específica del buque (Bassler, 2011). No obstante, las consideraciones mencionadas comportan que el modelo matemático sea demasiado complejo, para la comprobación de la vulnerabilidad de *Lv2*. Es por ello, que resulta razonable limitar la descripción de la amortiguación a una aproximación cúbica o cuadrática. La aproximación propuesta por la norma, es la siguiente:

$$\ddot{\phi} + f_a(\dot{\phi}) + \omega_{\phi}^2 \cdot f(\phi, t) = 0 \quad (29)$$

Donde:

$$f_a(\dot{\phi}) = 2\delta\dot{\phi} + \delta_3\dot{\phi}^3$$

O también:

$$f_a(\dot{\phi}) = 2\delta\dot{\phi} + \text{sign}(\dot{\phi})\delta_2\dot{\phi}^2$$

En las expresiones anteriores  $\delta$ ,  $\delta_2$  y  $\delta_3$  son los coeficientes de amortiguamiento lineares, cuadráticos y cúbicos respectivamente. Asimismo,  $f(\phi, t)$  es un término de rigidez dependiente del tiempo, y relacionado con la curva de GZ instantánea en olas. Los coeficientes de amortiguación se pueden hallar a partir de una prueba de caída del balanceo, o mediante métodos como la formula semiempírica de Ikeda (Ikeda, 2008).

Como ya se ha mencionado anteriormente, el cálculo de la curva de GZ instantánea en olas regulares es sencillo. No obstante, la hipótesis de baja frecuencia de

encuentro no es siempre aplicable para el *Parametric Roll*, como si lo es para el modo de fallo de *Pure Loss of Stability*. Esto es debido a que, en el primer caso puede producirse tanto en mares de proa y mares por la amura, como en mares de popa y mares por la aleta.

El comportamiento de un buque se puede calcular a partir de la respuesta de la arfada y el cabeceo respecto a una ola regular:

$$\begin{cases} (M + A_{33}) \cdot \ddot{\zeta}_G + B_{33} \cdot \dot{\zeta}_G + A_{35} \cdot \ddot{\theta} + B_{35} \cdot \dot{\theta} + F_{\zeta}(\zeta_G, \theta, t) = F_H(t) \\ (I_Y + A_{55}) \cdot \ddot{\theta} + B_{55} \cdot \dot{\theta} + A_{53} \cdot \ddot{\zeta}_G + M_{\theta}(\zeta_G, \phi, t) = M_H(t) \end{cases} \quad (30)$$

Donde:

$M$  = masa del buque

$I_Y$  = momento de inercia de la masa con respecto a los ejes transversales

$A_{33}$  y  $A_{55}$  = masa añadida de la arfada y momento de inercia del cabeceo

$B_{33}$  y  $B_{55}$  = coeficientes de amortiguamiento para la arfada y el cabeceo

$F_H$  y  $M_H$  = componentes hidrodinámicas de la excitación de la ola

Por último, las funciones  $F_{\zeta}$  y  $M_{\theta}$  corresponden a la diferencia existente entre las fuerzas y momentos hidrostáticos con respecto a las de Froude-Krylov, respectivamente, en el instante de tiempo  $t$ . Dichos valores se pueden expresar como:

$$F_{\zeta}(\zeta_G, \theta, t) = \rho g \cdot \left( V_0 - \int_{-0,5L}^{0,5L} \Omega(x, z(\zeta_G, \theta, t)) dx \right)$$

$$M_{\theta}(\zeta_G, \phi, t) = \rho g \cdot \left( V_0 \cdot LCB_0 - \int_{-0,5L}^{0,5L} M_{\Omega}(x, z(\zeta_G, \theta, t)) dx \right)$$

En las expresiones anteriores,  $\rho$  es la densidad del agua,  $V_0$  es el desplazamiento volumétrico en aguas tranquilas y  $LCB_0$  es la posición longitudinal del centro de flotación del buque en aguas tranquilas también.

Por otra parte, las funciones  $\Omega$  y  $M_{\Omega}$  calculan un área y un momento estático relativos al eje de ordenadas de una estación localizada en una posición longitudinal determinada  $x$ , a lo largo del casco del buque. Asimismo, el segundo argumento de las funciones anteriores muestra el puntal de esta posición a lo largo del casco, expresada por la función de línea de agua instantánea ( $z(\zeta_G, \theta, t)$ ), tal y como se indica en la siguiente figura:



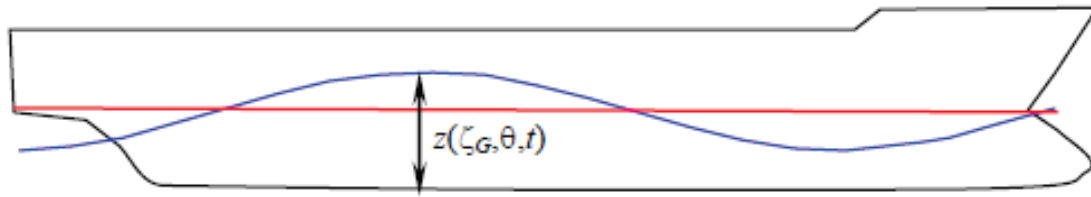


Figura 17: Muestras de líneas de flotación instantáneas evaluadas a partir de la respuesta al cabeceo y a la arfada (Peters, y otros, 2011)

Una vez se definen los términos de Froude-Krylov, el sistema de ecuaciones diferenciales tratado anteriormente (30) puede ser integrado con un solucionador estándar de los de la familia de Runge-Kutta. Es entonces, una vez alcanzado el estado estacionario de la respuesta, cuando puede determinarse la actitud instantánea del buque para cada posición de la cresta de la ola a lo largo del casco.

Si bien el método estudiado para evaluar la actitud de cabeceo y arfada para la estabilidad en olas parece ser el más sólido o fiable desde el punto de vista físico, hay que llevar a cabo ciertas suposiciones sobre los coeficientes hidrodinámicos de cabeceo y arfada.

Por otro lado, si ya se ha realizado un análisis del comportamiento en la mar, en esta fase del proceso de diseño se conocen tanto la masa añadida como el amortiguamiento. Entonces, la vulnerabilidad al modo de fallo de *Parametric Roll* debe ser abordada en una fase anterior al proceso de diseño, provocando ineludiblemente suposiciones adicionales. La masa añadida de la arfada y el momento de inercia del cabeceo pueden suponerse iguales a la masa y al momento de inercia correspondientes del buque. Asimismo, se pueden hacer suposiciones sencillas, aunque sujetas a una verificación posterior, para las amortiguaciones de la arfada y del cabeceo, basadas en valores típicos, como el porcentaje de la amortiguación crítica (del orden del 40-50%).

Por último, los coeficientes de excitación por difracción y de acoplamiento hidrodinámico pueden despreciarse en esta fase. Es relativamente fácil comprobar la fidelidad de estas suposiciones, a través de la comparación directa entre los resultados de los cálculos simplificados y las soluciones completas del flujo potencial.

Inmediatamente a continuación de determinar el comportamiento del buque para cada posición de la cresta de ola, es posible evaluar la curva de GZ en olas. Para obtener dicha curva de GZ, se debe considerar que el comportamiento actual del buque sobre la ola, está en equilibrio siguiendo el principio de d'Alembert. Este principio establece que el problema dinámico puede considerarse como un problema estático, si se añaden las fuerzas de inercia. Estas fuerzas de inercia se manifiestan como la

diferencia entre el comportamiento actual y el comportamiento en equilibrio sobre la ola, para la misma posición de la cresta de la ola.

Los cálculos posteriores de la curva de GZ en olas se realizar de la forma usual, utilizando para ello el balance del trimado y el calado, para cada ángulo de escora. Distintos autores, como (Kroeger, 1986), (Jensen, 2007) y otros han desarrollado y utilizado modelos que toman en consideración el oleaje dinámico.

Una vez se dispone de la curva de GZ en olas, se puede resolver la ecuación de balanceo (29). Esta se trata de una ecuación ordinaria no lineal, y no tiene una solución exacta conocida, con lo que resolverla pasa por obtener una solución analítica aproximada o una solución numérica directa. Ambas opciones permiten considerar la amortiguación no lineal con la restauración no lineal.

Los métodos analíticos aproximados para la solución de la ecuación del balanceo han sido utilizados de forma generalizada en los últimos años (por ejemplo (Sanchez, 1990), (Oh, 2000), (Bulian, 2004), (Spyrou, 2005)). Asimismo, se ha demostrado que estos métodos analíticos aproximados son bastante eficaces para aquellos modelos relativamente sencillos. Por ejemplo, la función restauradora se considera de la siguiente forma:

$$f(\phi, t) = \phi + l_3\phi^3 + l_5\phi^5 + \frac{1}{GM} \cdot (GM_m - GM + GM_a \cos \omega_e t) \cdot \phi \cdot \left(1 - \left(\frac{\phi}{\pi}\right)^2\right)$$

Donde  $l_3$  y  $l_5$  corresponden a coeficientes polinómicos para la curva de GZ en aguas tranquilas. Se puede encontrar una solución aproximada basada en el primer armónico, utilizando un método bien conocido como el promedio o equilibrio armónico, como se muestra a continuación:

$$\phi = \phi_a \cdot \cos(\omega t - \varepsilon); \quad \omega = \frac{\omega_e}{2}$$

Luego, la siguiente ecuación algebraica puede ser obtenida para derivar la amplitud en estado estacionario ( $\phi_a$ ), de la solución periódica.

$$\begin{aligned} \pi^4 \cdot \omega^2 \cdot \left(\frac{3\phi_a^2 \omega^2 \delta_3 + 8\delta}{2\pi^2 - \phi_a^2}\right)^2 + \frac{1}{16} \\ \cdot \left(\frac{6\phi_a^2 \omega_\phi^2 - 8\pi^2 \omega_\phi^2 (GM_m - GM)}{\pi^2 - \phi_a^2} \frac{GM}{GM} - \pi^2 \right. \\ \left. \cdot \frac{5\phi_a^4 l_5 \omega_\phi^2 + 6\phi_a^2 l_3 \omega_\phi^2 + 8(\omega_\phi^2 - \omega^2)}{\pi^2 - \phi_a^2}\right)^2 = \omega_\phi^4 \cdot \left(\frac{GM_a}{GM}\right)^2 \end{aligned} \quad (31)$$

Asimismo, se puede demostrar que la ecuación anterior (31), obtiene una solución lineal si:



$$l_3 = l_5 = GM_m = 0; \quad \omega = \omega_0 \quad (32)$$

La sustitución de las expresiones anteriores se la ecuación (32) en la ecuación (31), reduce esta última a la siguiente:

$$\frac{8\pi^2 \delta_E}{(2\pi^2 - \phi_a^2) \cdot \omega_0} = \frac{GM_a}{GM} \quad (33)$$

En la ecuación anterior,  $\delta_E$  es el amortiguamiento lineal equivalente; de esta forma, la ecuación (33) es coherente con el criterio de *Lv1* expresado en la ecuación (22). Este hecho puede comprobarse disminuyendo la amplitud ( $\phi_a$ ). Es entonces cuando el amortiguamiento lineal equivalente ( $\delta_E$ ), se convierte en amortiguamiento lineal ( $\delta$ ), y junto con el cuadrado de la amplitud de balanceo, que es pequeño relativo a  $2 \cdot \pi^2$ . Así pues, la ecuación (33) se reduce a la ecuación (22).

Con respecto a la solución numérica de la ecuación (29), esta puede ser utilizada directamente en los resultados del cálculo de la curva de GZ en olas. Otra ventaja del enfoque numérico es la posibilidad de obtener una solución transitoria, la cual evita un conservadurismo innecesario en los casos en que el *Parametric Roll* crece de forma tan paulatina, que el buque no llega a alcanzar un ángulo de balanceo excesivo en mares irregulares (anexo 5 de SLF 53/INF.10).

La aplicación de un grupo de olas, formado por un número limitado de olas con la misma longitud y altura, conduce al mismo resultado que el grupo de olas "típico". La utilización de estos grupos de olas limita el cálculo de la estabilidad en las olas, de un solo tipo de olas. Este enfoque reduce significativamente el número de cálculos que, de otro modo, sería requerido para el enfoque numérico (Anexo 9 de SLF 53/INF.10).

Otra cuestión relevante es determinar qué ángulo de balanceo debe utilizarse como norma. Tras consultar distinta bibliografía al respecto, se establece este como 22,5 grados tal y como establece la guía del ABS (ABS, 2004). El valor estipulado procede de un límite de operatividad del motor principal para los portacontenedores, y se basa en los requisitos de lubricación en inclinaciones estáticas.

Por último se indica que tras consultar varios informes y estudios, se observa un factor importante. El resultado de los cálculos de dichos estudios muestra que, para los criterios de vulnerabilidad de *Lv2* es, en general, menos conservador que los criterios de vulnerabilidad de *Lv1*, lo que puede parecer a priori incoherente. No obstante, los resultados observados son coherentes, ya que todos los buques considerados para la evaluación que no eran vulnerables para los criterios del *Lv1*, tampoco lo eran para los criterios propios del *Lv2*.

### 2.2.4.5 Modelo matemático para el *Surf Riding*

Debido a que el *Surf Riding* es a menudo un prerrequisito para el fenómeno de inestabilidad dinámica de *Broaching-to*, el desarrollo de los criterios de vulnerabilidad se centra en el primero, ya que la matemática detrás del mismo es más sencilla que en el caso del *Broaching-to*. De esta forma, la identificación de la primera velocidad crítica es sencilla, ya que el cálculo de la fuerza de las olas de Froude-Krylov es simple. Dicha fuerza es el resultado de la integración de la presión de la ola incidente en ausencia del buque sobre la superficie del casco; se muestra una derivación de esta (Sevastianov, 1994).

$$F_W(\zeta_G) = -\rho g k \zeta_A [A_S \text{sen}(k\zeta_G) - A_C \cos(k\zeta_G)] \quad (34)$$

Donde:

$$A_S = \int_{-0,5L}^{0,5L} A_0(x) \cdot \cos(kx) dx; \quad A_C = \int_{-0,5L}^{0,5L} A_0(x) \cdot \text{sen}(kx) dx \quad (35)$$

$$A_0(x) = 2 \int_{d(x)}^0 y(x, z) \exp(kz) dz \quad (36)$$

En esta última,  $y$  y  $z$  son las coordenadas de los puntos de la superficie del casco, expresadas en un sistema de coordenadas fijas del barco. El factor  $y(x, z)$  corresponde a la media manga en una estación con coordenada  $x$  y profundidad  $z$ , respectivamente, mientras que  $d(x)$  es el calado de una estación en la posición longitudinal  $x$ ,  $k$  es el número de ola,  $\zeta_A$  es la amplitud de la ola y  $\rho$  corresponde a la densidad del agua.

El método anterior de predicción muestra una concordancia notable con los experimentos del modelo, exceptuando en el caso de buques con formas muy finas, en los que se cree que los efectos no lineales de las olas pueden ser significativos. Asimismo, los efectos de las olas incidentes no lineales son bastante limitados, incluso en olas más pronunciadas. Por otro lado, los efectos provenientes de la difracción tridimensional pueden ser importantes para ciertos buques (Sadat-Hosseini, 2011).

Así pues, una vez calculada la amplitud de la fuerza de emersión de las olas, se puede encontrar el primer umbral resolviendo la siguiente ecuación algebraica, relativa a la configuración de la velocidad (empuje), expresado como las revoluciones por minuto y  $n$  demandadas:

$$R(c) - T(c, n) + \rho g k \zeta_A \sqrt{A_S^2 + A_C^2} = 0 \quad (37)$$

Donde  $R$  corresponde a la resistencia en aguas tranquilas,  $T$  es el empuje y  $c$  es la celeridad de la ola.

Aunque el cálculo del valor correspondiente al primer umbral es sencillo, puede no ser la opción más adecuada para establecer un criterio, ya que cuando el equilibrio aparece por primera vez, su dominio de atracción es reducido, tal y como se puede observar en la siguiente figura:

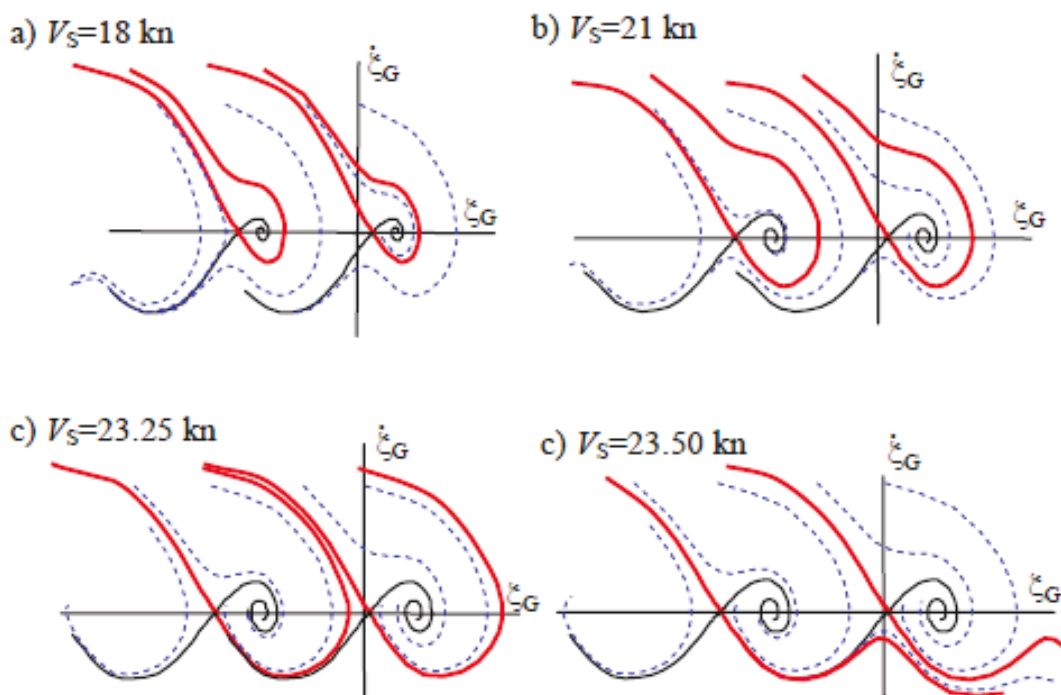


Figura 18: Cambios del plano de fase con el aumento de los ajustes de velocidad (Peters, y otros, 2011)

En esta puede verse, como en la primera representación de la secuencia el dominio de atracción es mucho inferior que en las otras fases o velocidades. Además, el primer umbral es más alto que la trayectoria de emersión para la velocidad nominal, y en consecuencia, no es probable que el buque objeto de estudio entre en dicho dominio sin que se aplique una fuerza adicional.

Por lo tanto, un criterio derivado de la ecuación (37) penalizaría innecesariamente a los buques. Posteriormente, el cálculo del segundo umbral es más complicado ya que requiere examinar el comportamiento del límite entre los dominios de *Surf Riding* y de avance. Para poder comprenderlo, se puede considerar el modelo matemático más sencillo que describe ambos efectos:

$$(m + m_x) \cdot \ddot{\zeta}_G + R(c + \dot{\zeta}_G) - T(c + \dot{\zeta}_G, n) + F_W(\zeta_G) = 0 \quad (38)$$

En la ecuación anterior,  $m$  corresponde a la masa del buque,  $m_x$  es la masa añadida del avance,  $\zeta_G$  es la distancia entre la cresta de la ola y el centro de gravedad del buque,  $c$  es la celeridad de la ola, y  $n$  son las rpm demandadas a la hélice. Este último es un parámetro independiente.

La ecuación (38) puede resolverse numéricamente para un par de condiciones iniciales dadas, que son la posición del barco en la ola y la velocidad instantánea, es decir, un único punto en el plano de fase. De esta forma, solo se necesita resolver la ecuación durante el tiempo suficiente para indicar si el barco se encuentra en un proceso de vaivén habitual (*surging*) o surfeando (*surfriding*) la ola.

Las condiciones iniciales pueden ser representadas en un gráfico, con distintos colores para el *surging* y el *surfriding*. Así pues, disponiendo estas condiciones iniciales en los nodos de una cuadrícula, es posible encontrar una ubicación aproximada del límite. Este proceso descrito debe repetirse para diferentes velocidades, hasta lograr que todas las condiciones iniciales provoquen *Surf Riding*. Dado pues, que el objetivo perseguido es el de determinar el umbral, los cálculos se pueden limitar a unos pocos pares indicativos de condiciones iniciales con una velocidad instantánea relativamente baja.

Otra forma de determinar el umbral es mediante la detección del cambio de la forma del límite entre los dominios de *Surf Riding* y de vaivén (*surging*). Este nuevo enfoque requiere determinar el límite, compuesto por la trayectoria única, la cual condice al equilibrio inestable. Las posiciones de equilibrio se encuentran a partir de la ecuación (38), estableciendo  $\ddot{\zeta}_G = \dot{\zeta}_G = 0$ .

$$R(c) - T(c, n) + F_W(\zeta_G) = 0 \quad (39)$$

En el supuesto de que los ajustes de velocidad se encuentren por encima del primer umbral, la ecuación (39) debe tener dos soluciones,  $\zeta_{GS}$  y  $\zeta_{GU}$ , correspondientes al equilibrio estable e inestable respectivamente. El límite entre el *surging* y el *Surf Riding* puede encontrarse mediante la integración, tomando como punto de partida el equilibrio inestable. Dado que la diferencia existente entre la velocidad de las olas y la del buque en equilibrio inestable es nula, se requiere la elección de condiciones iniciales para llevar a cabo la integración.

Para integrar, se deben elegir las condiciones iniciales ligeramente desplazadas del equilibrio inestable, en la dirección Eigen definida por la siguiente ecuación. Dicha ecuación toma como referencia al sistema local linealizado, como se puede observar en la siguiente figura:

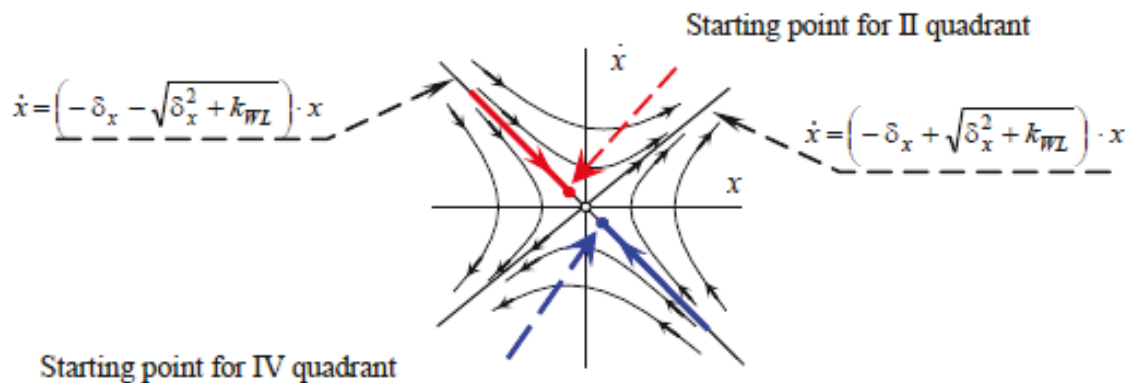


Figura 19: Condiciones iniciales para el cálculo de la frontera (Peters, y otros, 2011)

Siendo la ecuación:

$$\dot{x} = \left(-\delta_x - \sqrt{\delta_x^2 + k_{WL}}\right) \cdot x$$

Donde los coeficientes  $\delta_x$  y  $k_{WL}$  son determinados por la linealización local en el equilibrio inestable ( $\zeta_{GU}$ ). Así pues, los coeficientes se determinan con las siguientes expresiones:

$$K_{WL} = -\frac{1}{(m + m_x)} \frac{dF_w(\zeta_G)}{d\zeta_G} \Big|_{\zeta_G = \zeta_{GU}} ; \quad \delta_x = \frac{1}{2(m + m_x)} \frac{dR(\zeta_G)}{d\zeta_G} \Big|_{\zeta_G = 0}$$

La aplicación del método de Newton permite la detección directa de dicho umbral (Umeda N. , 2007).

Por otra parte, existe un método analítico, el cual es aproximado pero altamente no lineal, llamado método de Melnikov; este puede producir un criterio práctico de *surfriding* en forma cerrada (Kan, 1990), (Spyrou, 2006). La idea en la que se basa este criterio, es en el hecho de que los límites se superponen cuando la velocidad del buque, es decir el empuje, corresponden al segundo umbral.

La función de Melkinov refleja la distancia en el plano de fase entre los dos límites. Así pues, en el instante en el que se alcanza el segundo umbral, corresponde al valor cero de la función de Melkinov. Para un sistema dinámico, una expresión de forma cerrada de la función de Melkinov se aproxima, en ciertas ocasiones, como una perturbación de un sistema hamiltoniano. En la práctica, esto significa que el sistema debe estar relativamente poco amortiguado, mientras que un sistema hamiltoniano puede incluir no linealidad en el término de rigidez.

De esta forma, a diferencia de otros métodos de perturbación, el método de Melkinov no requiere una pequeña no linealidad en el término de restauración para ser aplicable. Asimismo, se puede relajar el requisito de un amortiguamiento bajo, pero

esto sería a costa de no obtener una solución de forma cerrada. Para poder aplicar el método de Melnikov, el empuje y la resistencia se expresan con funciones elementales y la ecuación (38) se transforma de la siguiente forma adimensional:

$$x'' + p_1(n)x' + p_2x'^2 + p_3x'^3 + \text{sen}x = r(n); \quad x = k\zeta_G$$

Donde en la segunda ecuación ( $x = k\zeta_G$ ),  $k$  es el número de la ola. El término  $r$  corresponde a la parte cuasi-estática del equilibrio entre el empuje y la resistencia. Los coeficientes  $p_1$ ,  $p_2$  y  $p_3$  representan el cambio en el balance y  $n$  es el ajuste actual de la velocidad, es decir del empuje.

Como se muestra en (Spyrou, 2006), la función de Melkinov se puede expresar como:

$$M(n) = -r(n) - \frac{4}{\pi}p_1(n) + 2p_2 - \frac{32}{3 \cdot \pi}p_3 \quad (40)$$

Asimismo, el ajuste de velocidad correspondiente al segundo umbral,  $n_{tr2}$  puede ser identificado a través de la ecuación (40), si se satisface la siguiente condición:

$$M(n_{tr2}) = 0$$

Una vez estudiado el modelo matemático en el que se fundamentan los criterios de vulnerabilidad del *Surf Riding*, se procede a tratar los niveles de este, igual que se ha hecho con los otros modos de fallo.

#### 2.2.4.6 Criterio de vulnerabilidad Lv1 para el *Surf Riding* y *Broaching-to*

El segundo umbral del *Surf Riding* es utilizado en la circular MSC.1/Circ. 1228 (IMO, 2007), que se trabaja más adelante, como orientación operativa para evitar el peligro de incumbir en el modo de fallo de *Broaching-to*. Dicho valor umbral, fue introducido por primera vez en 1995 por la MSC.707, este umbral se basó en análisis de plano de fase del oleaje y del *Surf Riding* para una serie de buques, utilizando una inclinación de la ola de  $1/10$ . Este análisis dio como resultado la siguiente fórmula:

$$V_s \geq \frac{1,8 \cdot \sqrt{L}}{\cos(180 - \alpha)} \quad (41)$$

Donde  $V_s$  corresponde a la velocidad del buque en nudos,  $L$  es la eslora del buque y  $\alpha$  es la dirección de la ola, siendo  $0^\circ$  olas por proa o mares de proa. Asumiendo entonces  $\alpha = 180^\circ$  como mares de popa, y transformando la ecuación (41) en la forma de los rendimientos del número de Froude basados en la longitud:

$$F_n \geq \frac{1,8 \cdot 0,51444}{\sqrt{g}} = 0,296 \approx 0,3 \quad (42)$$

Aprovechando la experiencia de la aplicación de la circular MSC.1/Circ. 1228 (IMO, 2007), tiene sentido considerar la ecuación (42) como un criterio *Lv1* de vulnerabilidad.



De esta manera, los buques con velocidades de operación superiores a  $F_n = 0,3$  deberían estar sujetos a la comprobación de un criterio  $Lv2$  de vulnerabilidad.

De forma general, esta afirmación se ve reforzada con los cálculos del segundo umbral, utilizando la teoría de la banda para la fuerza de sobrecarga, estudiada en las ecuaciones (34)-(36), con una detección analítica directa mediante el método de Melkinov (Spyrou, 2006) o mediante la integración numérica a lo largo de las variedades invariantes con el método de Newton (Umeda N. , 2007). (Umeda & Yamamura, 2010) Informaron de que el segundo umbral podría ser ligeramente inferior a  $F_n = 0,3$  para ciertos tipos de buques, aunque un estudio posterior de (Umeda & Francescutto, 2016) no corroboró dicho decremento del valor umbral.

Uno de los motivos por los que los cálculos pueden mostrar a veces el segundo umbral por debajo del valor de número de Froude establecido ( $F_n = 0,3$ ), es la sobreestimación de las fuerzas de oleaje para algunas formas de buque especialmente finas.

Así pues, asumiendo que el número de Froude como criterio de vulnerabilidad, y 0,3 como norma, es necesario reconocer que este criterio está relacionado con una inclinación del oleaje de  $1/10$ . Esta inclinación de la ola es bastante elevada y la probabilidad de encontrar una ola larga y con pendiente es menor que la probabilidad de encontrar una ola corta y con pendiente.

Es por ello, que aceptar  $F_n = 0,3$  como criterio “general” y norma estándar, puede penalizar innecesariamente a los buques de gran eslora. Por lo tanto, surge la necesidad de incluir la eslora del barco en el criterio. El documento SLF 53/3/8 considera la vulnerabilidad para el *Surf Riding* y el *Broaching-to* sólo para un buque con eslora inferior a 200 metros.

El enfoque de las olas críticas y grupos de olas (Themelis & Spyrou, 2008) combina la naturaleza probabilística de las olas realistas y una descripción determinista de la dinámica del buque. (Umeda & Yamamura, 2010) Examinaron las estimaciones de la probabilidad de sufrir el modo de fallo de *Broaching-to*, utilizando una base de buques de diversas esloras.

En primer lugar, se determinaron las combinaciones de altura y longitud de las olas que conducen a una situación de *Broaching-to* peligroso, mediante simulaciones numéricas en olas regulares. Seguidamente, se evaluó la probabilidad de encontrarse con estas olas mediante el método de Longuet-Higgins (Longuet-Higgins, 1984). Por último, la probabilidad de *Broaching-to* se estimó como la probabilidad de encontrar una ola capaz de provocar dicho modo de fallo (Umeda N. , 2007). El aumento

simultáneo de la longitud y la altura de las olas provocó una disminución de la probabilidad de padecer el fenómeno de inestabilidad dinámica estudiado. Otros autores, como (Peters, y otros, 2011) llegaron a conclusiones similares.

#### 2.2.4.7 Criterio de vulnerabilidad Lv2 frente al *Surf Riding* y *Broaching-to*

De igual forma que con el modo de fallo de *Pure Loss of Stability*, el fenómeno de inestabilidad dinámica de *Surf Riding* suele ser un evento producto de una sola ola. A pesar de que el proceso de atracción a un equilibrio de *Surf Riding* lleva cierto tiempo a lograrse, la desaparición de dicho equilibrio es instantánea.

La vulnerabilidad al *Surf Riding* puede medirse como el porcentaje de olas capaces de generar el mismo. Para ello, la navegación en olas irregulares se modela como una secuencia de olas sinusoidales con longitudes y amplitudes aleatorias, y se calcula el peso estadístico de cada ola mediante la ecuación (3). Los resultados pueden ser considerados como la probabilidad de que se produzca *Surf Riding* cuando un buque se encuentra con una ola con la longitud y amplitud de ola supuestas.

El cálculo directo del segundo umbral mediante el método de Melnikov, o con un método numérico que utilice el plano de fase se considera demasiado complejo para el criterio de vulnerabilidad de *Lv1*. No obstante, ese nivel de complejidad es coherente con los requisitos del *Lv2*.

Para cada ola con una longitud y amplitud determinada, asociada con un espectro de ola concreto, la velocidad del buque es comparada con la velocidad correspondiente al segundo umbral para el *Surf Riding*, calculada mediante el método de Melkinov.

Esta comparación, utilizando el número de Froude, conduce a un factor  $C2_{ij}$ , tal que:

$$C2_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{si } Fn > Fn_{TR}(\lambda_i, a_j) \\ 0 & \text{si } Fn \leq Fn_{TR}(\lambda_i, a_j) \end{cases}$$

La media ponderada del factor,  $C2_{ij}$  la cual es determinada sobre todos los valores de  $\lambda_i$  y de  $a_j$ , es el factor clave del criterio:

$$C2(H_S, T_Z) = \sum_{i=1}^{N_\lambda} \sum_{j=1}^{N_a} W_{ij} C2_{ij} \quad (43)$$

Donde el criterio  $C2$  es una función de la altura significativa de la ola ( $H_S$ ) y el periodo medio de paso por cero ( $T_Z$ ), ya que la distribución de los números de ola y amplitudes utilizadas para el cálculo de los pesos estadísticos depende del espectro definido mediante estos parámetros.

La formulación a largo plazo del criterio puede encontrarse promediando la ecuación (43), sobre los valores de las alturas de ola significativas y periodos medios de paso por cero, utilizando las entradas del diagrama de dispersión del oleaje como pesos:

$$C2_L = \sum_{H_S} \sum_{T_Z} C2(H_S, T_Z) P(H_S, T_Z)$$

Donde  $P(H_S, T_Z)$  corresponde a la frecuencia estadística de observación de un estado de la mar, con altura de ola significativa ( $H_S$ ) y periodo medio de paso por cero ( $T_Z$ ). Los datos necesarios para promediar entre distintos estados de la mar, se pueden obtener con el diagrama de dispersión de olas estándar (i.e. IACS 2001):

$$P(H_S, T_Z) = \frac{N(H_S, T_Z)}{N_{Tot}}$$

Donde  $N(H_S, T_Z)$  es el número de observaciones de un estado particular de la mar, y  $N_{Tot}$  es el total disponible de observaciones.

#### **2.2.4.8 Criterio de vulnerabilidad Lv1 frente a *Dead Ship Condition***

Es importante mencionar, que las disposiciones que figuran en este apartado, las cuales conforman los criterios para analizar si el buque objeto de estudio es vulnerable o no al modo de fallo de *Dead Ship Condition*, se aplican a todos los buques, exceptuando a aquellos que tienen una cubierta a la intemperie baja (*extended low weatherdeck*).

Asimismo, es de igual importancia aludir que este criterio es el mismo que el criterio de viento con ligeros cambios en la tabla de pendientes de ola que es necesario usar. La explicación a esta exclusión, es que los criterios para este modo de fallo pueden no ser aplicables a un buque con una cubierta de intemperie extendida, debido a la mayor probabilidad de embarque de agua en dicha cubierta. (MSC.1/Circ.1627) (IMO, 2020).

Respecto al criterio de *Lv1*, se considera que un buque no es vulnerable al modo de fallo de estudio, si se puede demostrar su capacidad para resistir los efectos combinados del viento de costado y del balanceo, con referencia a la siguiente figura:

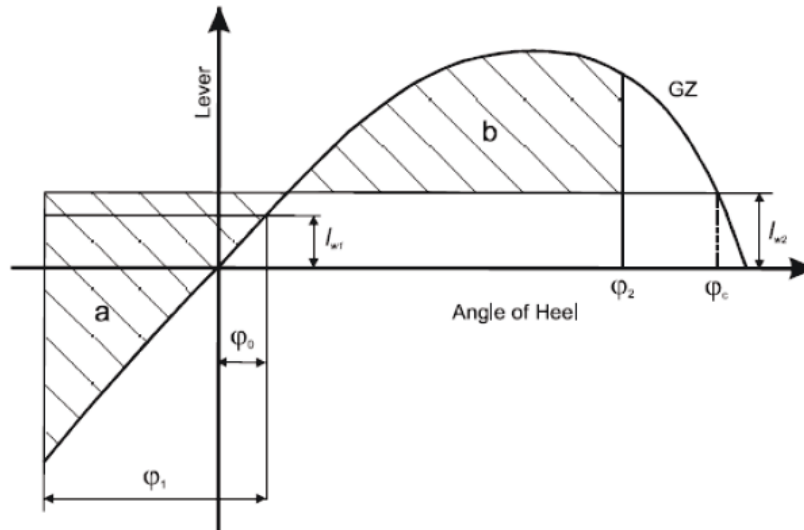


Figure 2.2.2.1 – Definition of area *a* and area *b*

Figura 20: Definición del área *a* y *b* según la normativa (IMO, 2020)

De esta forma, el buque está sometido a una presión de viento constante que actúa perpendicularmente a la línea central del mismo, dando lugar a una palanca de escora de viento constante ( $l_{w1}$ ). Entonces, a partir del ángulo de equilibrio resultante ( $\varphi_0$ ), se supone que el buque se balancea debido a la acción de las olas, hasta un ángulo de balanceo determinado ( $\varphi_1$ ) hacia barlovento. Asimismo, la normativa estipula que el ángulo de escora bajo la acción del viento constante,  $\varphi_0$  no debe superar los  $16^\circ$  o el 80% del ángulo de inmersión del borde de la cubierta (el valor menor de ambos).

Por otro lado, el buque objeto de estudio se encuentra sometido a una presión de viento racheado, que da lugar a una palanca de escora de viento racheado ( $l_{w2}$ ). En las circunstancias definidas, el área *b* de la figura debe ser igual o mayor que el área *a*.

Los ángulos de la figura 18 representan los siguientes parámetros:

$\varphi_0$  = ángulo de escora bajo la acción del viento constante (grados)

$\varphi_1$  = ángulo de balanceo a barlovento debido a la acción de las olas (grados)

$\varphi_2$  = ángulo de inundación,  $\varphi_f$  o  $50^\circ$  o  $\varphi_c$ , el que sea menor

Donde, en referencia al último parámetro,  $\varphi_f$  corresponde al ángulo de escora en el que se sumergen las aberturas del casco, las superestructuras o las casetas de cubierta que no se pueden cerrar herméticamente. Es importante destacar, que al aplicar este criterio no es necesario considerar como abiertas las aberturas pequeñas, a través de las cuales no puede producirse una inundación progresiva. Por otro lado,

el valor de  $\varphi_c$  es el ángulo de la segunda intervención entre el brazo escorante del viento  $l_{w2}$  y las curvas de GZ.

Los valores de las palancas de escora del viento (*heeling levers*) son valores constantes en todos los ángulos de inclinación, y deben calcularse de la siguiente forma:

$$l_{w1} = \frac{P \cdot A_L \cdot Z}{1000 \cdot g \cdot \Delta} \quad (44)$$

$$l_{w2} = 1,5 \cdot l_{w1} \quad (45)$$

Asimismo, se pueden utilizar medios alternativos para determinar el valor de  $l_{w1}$ , como equivalentes al cálculo mostrado en los párrafos anteriores, y expresado en la ecuación (44). En el caso de obtener dicho valor mediante ensayos alternativos, se deberá hacer referencia a las Directrices elaboradas por la Organización. La velocidad del viento que se utilice en los ensayos debe ser de 26 m/s a escala real con un perfil de velocidad uniforme, aunque el valor de la velocidad del viento puede reducirse para buques con limitaciones operativas.

Por otra parte, el ángulo de balanceo ( $\varphi_1$ ) se debe calcular como:

$$\varphi_1 = 109 \cdot k \cdot X_1 \cdot X_2 \cdot \sqrt{r \cdot s} \quad (46)$$

El ángulo de la ecuación (46) se obtiene en grados sexagesimales, donde los parámetros  $X_1$  y  $X_2$  corresponden a valores tabulados por la normativa. El factor  $k$ , toma distintos valores (fijos o tabulados) según el tipo de buque; de esta forma, por ejemplo, para un buque con formas redondeadas sin quillas  $k = 1$ ; para aquellos buques con formas más afiladas  $k = 0,7$ , entre otros.

Por otra parte, el valor de  $r$  corresponde a:

$$r = 0,73 + 0,6 \cdot OG/d$$

Donde:

$$OG = KG - d$$

El parámetro de  $s$  corresponde a un valor tabulado, que depende a su vez del periodo de balanceo natural del buque ( $T_r$ ). Por último, el valor de  $A_k$  corresponde a la superficie total de las quillas de pantoque, o la superficie de la proyección lateral de la quilla o a la suma de ambas superficies, expresado en  $m^2$ .

Cabe destacar que el ángulo de balanceo ( $\varphi_1$ ) para los buques con dispositivos anti balanceo debe determinarse sin tener en cuenta el funcionamiento de dichos

dispositivos. No obstante, existe la posibilidad de que la Administración esté satisfecha con la prueba de que los dispositivos sean eficaces incluso con la interrupción repentina de su suministro de energía. En este caso, también podrían considerarse a la hora de realizar el cálculo.

#### 2.2.4.9 Criterio de vulnerabilidad Lv2 frente a *Dead Ship Condition*

Con respecto al segundo nivel de vulnerabilidad del modo de fallo de *Dead Ship Condition* se considera que un buque no es vulnerable, si cumple con el siguiente criterio:

$$C \leq R_{DSO} \quad (47)$$

Donde:

$$R_{DSO} = 0,06$$

$C$  = índice de probabilidad a largo plazo

Este índice de probabilidad a largo plazo,  $C$  mide la vulnerabilidad del buque a un fallo de estabilidad para el modo de fallo de estudio. Dicho índice se basa en la probabilidad de ocurrencia de condiciones ambientales a corto plazo, como se especifica a continuación.

El valor del índice se calcula como una media ponderada a partir de, como se ha mencionado, un conjunto de condiciones ambientales a corto plazo, tal que:

$$C = \sum_{i=1}^N W_i C_{s,i}$$

En la expresión anterior,  $W_i$  corresponde al factor de ponderación para la condición ambiental a corto plazo, establecido por la norma (MSC.1/Circ.1627) (IMO, 2020). Por otra parte, el valor de  $N$  es el número total de condiciones ambientales a corto plazo, que también queda determinado por la normativa.

El parámetro  $C_{s,i}$  es el índice de sufrir, a corto plazo, una pérdida de estabilidad por el modo de fallo de *Dead Ship Condition* para la condición ambiental. Se trata de una medida de la probabilidad de que el buque supere los ángulos de escora especificados al menos una vez en el tiempo de exposición considerado, teniendo en cuenta un ángulo relativo efectivo entre el buque y las olas. Cada índice  $C_{s,i}$  se calcula según la siguiente indicación:

$C_{s,i} = 1$  si la palanca del viento medio ( $\bar{l}_{wind,tot}$ ) excede el brazo de adrizamiento (GZ) en cada ángulo de escora a sotavento. También equivale a este valor si el ángulo de

escora estable bajo la acción del viento constante,  $\varphi_s$  es mayor que el ángulo de fallo a sotavento ( $\varphi_{fail,+}$ ).

Si no se cumple ninguna de las dos condiciones anteriores, el valor del índice se debe calcular como:

$$C_{s,i} = 1 - \exp(-r_{EA}T_{exp}) \quad (48)$$

En la ecuación (48),  $T_{exp}$  equivale al tiempo de exposición, que se debe considerar como 3600 s. Asimismo, el parámetro  $r_{EA}$  se calcula como:

$$r_{EA} = \frac{1}{T_{z,C_S}} \cdot \left[ \exp\left(-\frac{1}{2 \cdot RI_{EA+}^2}\right) + \exp\left(-\frac{1}{2 \cdot RI_{EA-}^2}\right) \right] (1/s)$$

Donde:

$$RI_{EA+} = \frac{\sigma_{C_S}}{\delta\phi_{res,EA+}}; \quad RI_{EA-} = \frac{\sigma_{C_S}}{\delta\phi_{res,EA-}}$$

Por otra parte, el parámetro  $T_{z,C_S}$  hace referencia al período medio de referencia de cruce del cero del movimiento de balanceo relativo efectivo bajo la acción del viento y las olas. El valor de  $\sigma_{C_S}$  es la desviación estándar del movimiento de balanceo relativo efectivo bajo la acción del viento y de las olas, determinado según:

$$\sigma_{C_S} = (m_0)^{1/2} \text{ (rad)}$$

$$T_{z,C_S} = 2 \cdot \pi \cdot (m_0/m_2)^{1/2} \text{ (s)}$$

Donde:

$$m_0 = \text{área bajo el espectro } S(\omega) \text{ (rad}^2\text{)}$$

$$m_2 = \text{área bajo la función de } \omega^2 \cdot S(\omega) \text{ (rad}^4\text{/s}^2\text{)}$$

$S(\omega)$  = espectro del ángulo de balanceo relativo efectivo, que se calcula como:

$$S(\omega) = H_{rel}^2(\omega) \cdot S_{\alpha\alpha,c}(\omega) + H^2(\omega) \cdot \frac{S_{\delta M_{wind,tot}}(\omega)}{(\rho \cdot g \cdot \nabla \cdot GM)^2}$$

El factor  $\delta\phi_{res,EA+}$  es el rango de estabilidad residual hasta el ángulo límite de área equivalente a sotavento, que se calcula como:

$$\delta\phi_{res,EA+} = \varphi_{EA+} - \varphi_s \text{ (rad)}$$

El factor  $\delta\phi_{res,EA-}$  corresponde al rango de estabilidad residual hasta el ángulo límite de área equivalente a barlovento, que se obtiene como sigue:

$$\delta\phi_{res,EA-} = \varphi_s - \varphi_{EA-} \text{ (rad)}$$



El resto de parámetros son explicados y detallados en (MSC.1/Circ.1627, Anexo, pág.16-18, 2020). No se exponen todos, ya que sería demasiado extenso y reflejarlos en el informe supondría una carga de información que no aporta un peso relevante al trabajo. Asimismo estos cálculos ya son contemplados en los apartados posteriores del proyecto, ya que son necesarios para poder obtener el nivel de vulnerabilidad de estudio.

#### **2.2.4.10 Criterio de vulnerabilidad Lv1 frente a *Excessive Acceleration***

Con respecto a los criterios que establecen la vulnerabilidad con el modo de fallo de *Excessive Acceleration*, la normativa establece que las disposiciones que se dan aplican a todos los buques, en cada condición de carga siempre que se cumplan los siguientes requisitos. El primero de ellos, es que la distancia desde la línea de flotación hasta el punto más alto de la eslora del buque en el que puedan estar presentes los pasajeros o la tripulación, es superior al 70% de la manga del buque. El otro requisito, correspondiente a la altura metacéntrica del buque, establece que esta debe superar el 8% de la anchura de la nave.

Asimismo, para cada condición de carga y ubicación a lo largo de la eslora del buque donde puedan encontrarse pasajeros o tripulación, un buque que cumple con los criterios correspondientes al *Lv1* de vulnerabilidad, se considera que no es vulnerable al modo de fallo de *Excessive Acceleration*. Por el contrario, si no cumpliera con la norma contenida en los criterios mencionados, correspondientes al primer nivel de vulnerabilidad, el buque debe ser objeto de una evaluación más detallada, mediante la aplicación de los criterios propios del *Lv2* de vulnerabilidad.

De la misma forma que en los otros modos de fallo estudiados en el presente trabajo, como alternativa a los criterios contenidos en los dos niveles de vulnerabilidad, para cada condición de carga del buque determinado, puede estar sujeto a alguna de las dos siguientes opciones:

- ❖ DSA para el modo de fallo de estudio, que se realiza de acuerdo con el capítulo 3.
- ❖ Medidas operativas desarrolladas de acuerdo con el capítulo 4.

La información sobre el límite de estabilidad para determinar las zonas de seguridad en función del GM, el calado y el asiento se facilitará basándose en cálculos matriciales con arreglo a los criterios contenidos en los apartados que estableces ambos niveles de vulnerabilidad (2.3.2 y 2.3.3), y si procede, en la evaluación directa de la estabilidad con arreglo a las disposiciones del capítulo 3. De la misma forma, si se procede, la información sobre el límite de estabilidad para determinar las zonas



seguras debe tener en cuenta las medidas operativas o la orientación operativa de acuerdo con las disposiciones del capítulo 4 sobre medidas operativas.

Las condiciones ambientales de referencia que se utilizarán en la evaluación pueden modificarse, de acuerdo a las directrices para las medidas operativas que se encuentran en el capítulo 4. Por último, se indica que no se deben aplicar correcciones de superficie libres.

Con respecto al primer nivel de vulnerabilidad, se considera que el buque de estudio no será vulnerable al modo de fallo de estabilidad de *Excessive Acceleration*, si para cada condición descrita en los párrafos anteriores se cumple:

$$\varphi \cdot K_L \cdot \left( g + \frac{4\pi^2 h_r}{T_r^2} \right) \leq R_{EA1} \quad (49)$$

Donde:

$$R_{EA1} = 4,64 \text{ (m/s}^2\text{)}$$

$$\varphi = 4,43 \cdot r \cdot \frac{s}{\delta_{\varphi}^{0,5}}; \text{ corresponde a la amplitud característica de balanceo, en radianes.}$$

$K_L$  = factor que tiene en cuenta la acción simultánea de los movimientos de balanceo, guiñada y cabeceo.

Este factor, corresponde a:

$$K_L = \begin{cases} 1,125 - 0,625 \cdot \frac{x}{L} & \text{si } x < 0,2L \\ 1,0 & \text{si } 0,2L \leq x \leq 0,65L \\ 0,527 + 0,727 \cdot \frac{x}{L} & \text{si } x > 0,65L \end{cases}$$

Donde  $x$  corresponde a la distancia longitudinal (m) del lugar donde pueden estar los pasajeros y/o la tripulación, desde el extremo de la popa de la eslora del buque ( $L$ ).

Volviendo a la ecuación (49), el parámetro  $h_r$  hace referencia a la altura por encima del supuesto eje de balanceo del lugar donde pueden estar los pasajeros o la tripulación (m), para cuya definición puede suponerse que el eje de balanceo está situado en el punto medio entre la línea de flotación y el centro de gravedad vertical.

Por otra parte, el factor  $r$ , que hace alusión al coeficiente de inclinación efectiva de las olas, se calcula como sigue:

$$r = \frac{K_1 + K_2 + (OG)(F)}{\frac{B^2}{12C_B d} - \frac{C_B d}{2} - OG} \quad (50)$$

De la ecuación (50), la norma indica que:

$$K_1 = \frac{g\beta T_r^2 \cdot (\tau + \tau\tilde{T} - 1/\tilde{T})}{4\pi^2}$$

$$K_2 = \frac{g\tau T_r^2 \cdot (\beta - \cos\check{B})}{4\pi^2}$$

$$OG = KG - d$$

$$F = \beta \cdot (\tau - 1/\tilde{T})$$

$$\beta = \text{sen}(\check{B})/\check{B}$$

$$\tau = \exp(-\tilde{T})/\tilde{T}$$

$$\check{B} = 2\pi^2 B / (gT_r^2)$$

$$\tilde{T} = 4\pi^2 C_B d / (gT_r^2)$$

Por último, el valor de  $s$  hace referencia a la inclinación de la ola en función del período natural de balanceo  $T_r$ . Estos valores de  $s$  se encuentran tabulados en la tabla 2.3.2.1 (MSC.1/Circ.1627, Anexo). Y el parámetro  $\delta_\varphi$ , corresponde al decremento logarítmico adimensional del descenso del balanceo.

#### 2.2.4.11 Criterio de vulnerabilidad Lv2 frente a *Excessive Acceleration*

Se considera que un buque, en una determinada condición de carga, no es vulnerable al modo de fallo de *Excessive Acceleration* si, para cada lugar a lo largo de la eslora del buque, donde se pueda encontrar pasajeros o tripulación se cumple:

$$C \leq R_{EA2} \quad (51)$$

En la ecuación (51), el término  $R_{EA2}$  es igual a 0,00039 y el factor  $C$  corresponde al índice de probabilidad a largo plazo que mide la vulnerabilidad del buque a un fallo de estabilidad debido al modo de fallo de estudio, para una condición de carga y emplazamiento considerados. Dicho factor se basa en la probabilidad de que se produzcan condiciones ambientales a corto plazo, calculándolo como una medio ponderada de un conjunto de estas, tal y como se especifica a continuación:

$$C = \sum_{i=1}^N W_i C_{S,i}$$

Donde:

$W_i$  = factor de ponderación de las condiciones ambientales a corto plazo.

$C_{S,i}$  = índice de fallo por *Excessive Acceleration* a corto plazo, para la condición a corto plazo considerada.

$N$  = número total de condiciones ambientales a corto plazo.

A su vez, el índice de fallo por *Excessive Acceleration* a corto plazo, para la condición de carga, la ubicación y para la condición ambiental a corto plazo considerada ( $C_{S,i}$ ), es una medida de la probabilidad de que el buque supere una aceleración lateral especificada. Esta se obtiene a través de la siguiente fórmula:

$$C_{S,i} = \exp\left(\frac{-R_2^2}{2 \cdot \sigma_{L_{Ai}^2}}\right) \quad (52)$$

En la expresión (52),  $R_2$  corresponde a la aceleración de la gravedad, es decir  $9,81 (m/s^2)$ . Por otra parte,  $\sigma_{L_{Ai}^2}$  equivale a la desviación estándar de la aceleración lateral a velocidad cero y en una vía marítima determinada, según (MSC.1/Circ.1627, Anexo, 2.3.3.2.2).

El valor de la desviación estándar de la aceleración lateral a velocidad cero se determina utilizando el espectro del movimiento de balanceo debido a la acción de las olas. Luego, el cuadrado de dicha desviación estándar se calcula según la siguiente expresión:

$$\sigma_{L_{Ai}^2}^2 = \frac{3}{4} \sum_{j=1}^N (a_y(\omega_j))^2 S_{zz}(\omega_j) \Delta\omega$$

Donde:

$$\Delta\omega = \text{intervalo de frecuencia de las olas} = \frac{\omega_2 - \omega_1}{N} \text{ (rad/s)}$$

$\omega_2$  = límite superior de frecuencia del espectro de olas, en el rango de evaluación

$$= \min\left(\left(\frac{25}{T_r}\right), 2.0\right) \text{ (rad/s)}$$

$\omega_1$  = límite inferior de frecuencia del espectro de olas, en el rango de evaluación

$$= \max\left(\left(\frac{0,5}{T_r}\right), 0.2\right) \text{ (rad/s)}$$

$N$  = número de intervalos de frecuencia de ola en el rango de evaluación,

nunca inferior a 100.

$\omega_j$  = frecuencia de ola en el punto medio del intervalo de frecuencia considerado

$$= \omega_1 + ((2j - 1/2)\Delta\omega \text{ (rad/s)})$$

$S_{zz}(\omega_j)$  = espectro de elevación de las olas del mar ( $m^2/(rad/s)$ ).

La expresión estándar para  $S_{zz}(\omega_j)$  se define en la sección (MSC.1/Circ.1627, Anexo, 2.7.2.1.1); la siguiente expresión es proporcionada por el espectro de energía de la ola de Bretschneider, en función de la frecuencia de la onda ( $\omega$ ), como sigue:

$$S_{zz}(\omega) = \frac{H_s^2}{4\pi} \cdot \left(\frac{2\pi}{T_Z}\right)^4 \cdot \omega^{-5} \cdot \exp\left(-\frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{2\pi}{T_Z}\right)^4 \cdot \omega^{-4}\right)$$

Asimismo, la caracterización a largo plazo de las condiciones ambientales estándar, sin restricciones, se obtiene por medio de una tabla de dispersión de olas. Esta tabla, contiene el número de ocurrencias ( $W_i$ ) dentro de cada rango de altura de ola significativa ( $H_s$ ) y del período de ola cuando corta por cero ( $T_Z$ ) en 100.000 observaciones. De esta forma, la norma establece una tabla de dispersión de olas, en la tabla 2.7.2.1.2, especifica los factores  $W_i$  como funciones de los valores  $H_s$  y  $T_Z$ , que representan los valores medios de los rangos correspondientes.

$$a_y(\omega_j) = \text{aceleración lateral por unidad de amplitud de ola} = k_L(g + h_r \cdot \omega_j^2) \cdot \varphi_a(\omega_j)$$

Los valores de  $k_L$ ,  $h_r$  son considerados según el apartado 2.3.2.1, correspondiente a  $Lv1$  de vulnerabilidad del mismo modo de fallo, ya descritos en el presente trabajo.

$$\varphi_a(\omega_j) = \text{amplitud de balanceo en las olas regulares del rayo de amplitud unitaria y}$$

$$\text{frecuencia circular } \omega_j \text{ a velocidad } 0, = (\varphi_r(\omega_j)^2 + \varphi_i(\omega_j)^2)^{0,5} \text{ (rad/m)}$$

Donde:

$$\varphi_r(\omega_j) = \frac{a \cdot \left(\frac{\rho g \nabla GM}{1000} - J_{T,roll} \omega_j^2\right) + b B_e \omega_j}{\left(\frac{\rho g \nabla GM}{1000} - J_{T,roll} \omega_j^2\right) + (B_e \omega_j)^2} \text{ (rad/m)}$$

$$\varphi_i(\omega_j) = \frac{b \cdot \left(\frac{\rho g \nabla GM}{1000} - J_{T,roll} \omega_j^2\right) - a B_e \omega_j}{\left(\frac{\rho g \nabla GM}{1000} - J_{T,roll} \omega_j^2\right) + (B_e \omega_j)^2} \text{ (rad/m)}$$

Los parámetros  $a$  y  $b$ , corresponden a los componentes del coseno y del seno, respectivamente, del momento de balanceo de Froude-Krylov en olas regulares de amplitud unitaria ( $kN \cdot m/m$ ), calculados directamente o mediante una aproximación adecuada.

El factor de amortiguación lineal equivalente del balanceo ( $B_e$ ), siendo este  $B_e = 2 \cdot J_{T,roll} \cdot \mu_e$ , siendo  $\mu_e$  (1/s) el coeficiente de amortiguación lineal equivalente del balanceo. Asimismo, el momento de inercia de balanceo que comprende la inercia añadida,  $J_{T,roll}$  se calcula como  $= \frac{1}{1000} \cdot \frac{\rho g \nabla GM T_z^2}{4\pi^2} \text{ (t} \cdot \text{m}^2\text{)}$ .



Se hace mención también, a que se pueden utilizar otras formulaciones adecuadas para la integración numérica en el rango de  $\omega_1$  a  $\omega_2$ , como alternativa.

### 2.2.5 *Direct Stability Assessment (DSA)*

Una vez se han estudiado los distintos criterios de vulnerabilidad para cada modo de fallo, se procede a explicar en este apartado la información más relevante con respecto a la evaluación directa de la estabilidad dinámica, a partir de ahora expresado como DSA. Es decir, se estudia lo que correspondería como al tercer nivel de criterios para el fenómeno de inestabilidad dinámica de interés.

De esta forma, cuando ya se ha establecido la vulnerabilidad para un determinado modo de fallo, se espera una evaluación directa de la estabilidad dinámica, como se define en el marco de los SGISc.

El objetivo de los DSA es doble; por un lado, sirve como herramienta para el análisis detallado del diseño, y por otro, como herramienta para el desarrollo de orientaciones operativas específicas para los buques. En la base de los DSA se encuentra un método capaz de reproducir los movimientos del buque en condiciones meteorológicas desfavorables, con la suficiente fidelidad como para poder tomar decisiones técnicas o de maniobrabilidad para afrontar la tormenta.

Tras consultar diversos estudios e informes (IMO, 2020), (Peters, y otros, 2011), y considerando el estado del arte actual de la hidrodinámica computacional de buques para estos problemas, las opciones generales de los DSA parecen limitarse a los ensayos de modelos y a las simulaciones rápidas en el dominio del tiempo. Las simulaciones utilizan métodos hidrodinámicos de flujo potencial, complementándose con formulaciones empíricas para las fuerzas viscosas y de vórtice, que se fundamentan a su vez en pruebas de modelos.

La ventaja principal de los actuales códigos de flujo potencial es que las fuerzas no lineales del sólido de estudio (fuerzas hidrostáticas y de Froude-Krylov) pueden calcularse de manera eficiente y precisa. De esta forma, no existe la necesidad de separar las fuerzas de restauración y las de excitación; cabe destacar que la consideración anterior únicamente se puede llevar a cabo, si se asume la hipótesis de linealidad del problema.

Teniendo en cuenta que, como ya se ha estudiado con anterioridad en el trabajo, los modos de fallo de *Pure Loss of Stability* y el *Parametric Roll* son impulsados en gran medida por las fuerzas hidrostáticas y de Froude-Krylov, la fidelidad de su modelado debe ser seriamente considerada.



Por otro lado, la evaluación de las fuerzas de radiación y difracción mediante un código de flujo potencial implica que el diseñador debe hacer suposiciones adicionales, relacionadas con las técnicas para resolver el problema de valores límite. Es por ello, que se puede esperar un aumento en la dispersión de los resultados cuando se comparan distintos códigos.

No obstante, los problemas relacionados con la maniobrabilidad en olas son más difíciles de resolver numéricamente, que aquellos problemas relacionados con la *Pure Loss of Stability* y el *Parametric Roll*. Las fuerzas del casco del buque en la maniobra dependen de los fenómenos de vórtice y no pueden modelarse fácilmente utilizando hipótesis de flujo potencial. La inclusión de aproximaciones de base empírica para el efecto del fenómeno de elevación en los códigos de flujo potencial puede dar lugar a errores significativos. Dichos errores se deben, en parte, a la doble contabilización de las fuerzas del oleaje, las cuales se incluyen implícitamente en los datos empíricos, y que son calculadas de forma inherente por el código de potencial.

A pesar de las dificultades expuestas, se han dado avances reseñables en el desarrollo de modelos hidrodinámicos para la maniobrabilidad en olas (Yen, 2010). Asimismo, la modelización mediante un sistema de ecuaciones diferenciales ordinarias sigue siendo una herramienta lo suficientemente madura y práctica (SLF 53/3/8).

Sin embargo, la validación de los DSA sigue siendo un problema importante para todas las herramientas que se puedan utilizar en el marco normativo (Reed, 2008). Debido a ello, se necesita de un trabajo adicional para poder determinar cómo la dispersión de los resultados puede influir en la aplicación de estos códigos dentro de un marco regulador. En la misma línea de pensamiento, es importante mencionar que la respuesta puede ser distinta para los diferentes modos de fallo.

Con respecto al procedimiento de implementación de los DSA, disponer de una herramienta numérica, aunque esta esté validada, resulta insuficiente para su aplicación práctica en la evaluación directa de la estabilidad. Es por ello, que debe existir un proceso de aplicación de la herramienta que lleve a una conclusión sobre la estabilidad del buque en cuestión.

El marco de los SGISc exige la evaluación del nivel de seguridad para cada modo de fallo (Anexo 2 SLF 51/4/1). De esta forma, si dicho nivel de seguridad se expresa en forma de probabilidad a largo plazo, de un determinado modo de fallo, se crea así una base de comparación y un resultado defendible de la fiabilidad de un DSA.

La importancia de establecer unos buenos criterios de nivel de seguridad, radica en que dicho nivel de seguridad de un diseño para un nuevo buque puede jugarse en



función del nivel de seguridad de un buque ya existente, con un largo historial de funcionamiento seguro.

La evaluación de la probabilidad a largo plazo no es compleja, siempre que se disponga de la probabilidad de fallo a corto plazo (Sevastianov, 1994). Esta probabilidad de fallo a corto plazo se evalúa bajo el supuesto de que el entorno pueda ser descrito como un proceso estocástico estacionario. No obstante, el cálculo de esta probabilidad supone un reto importante, ya que un fallo de estabilidad es un acontecimiento poco frecuente.

Es por ello, que la estimación de la probabilidad de fallo por recuento directo es poco práctica. Dicho cálculo de la probabilidad de fallo a corto plazo de estabilidad de un buque se define en el Anexo 2 del SLF 51/4/1, así como el problema de la rareza de que esta situación se dé. Para abordar este problema de la rareza, se requiere de procedimientos especiales de extrapolación. Cada modo de fallo puede requerir un procedimiento de extrapolación específico que se adapte a la física particular del fenómeno de inestabilidad de estudio.

### **2.3 Descripción de los buques objeto de estudio**

A lo largo de este apartado, se describen de forma detallada los buques objeto de estudio para la aplicación y comprobación de los SGISc presentados ya con anterioridad en el proyecto. Primeramente, es importante mencionar que los buques sobre los que se estudian los criterios propios de los SGISc son reales y se encuentran en operación en el momento en el que se hace el trabajo, por lo que por confidencialidad no se mencionan sus nombres.

Como se menciona en la introducción del trabajo se utilizan los datos de cuatro buques de distinta tipología para llevar a cabo la parte práctica del trabajo, correspondiente a la aplicación de los criterios recogidos en los SGISc. De esta forma, los cuatro buques de distinta clase con los que se trabaja, son los siguientes:

- ❖ Cementero
- ❖ Oceanográfico
- ❖ Portacontenedores
- ❖ *Ro-Pax*

Como ya se ha comentado, por motivos de confidencialidad no se dan los nombres de los mismos, así como de los astilleros que los fabricaron. En la misma línea de pensamiento, se darán los mínimos detalles de dichos buques, aunque se adjuntan a continuación sus dimensiones principales para poder hacerse una idea de su tamaño.

Asimismo, las fotografías de los buques que se adjuntan son correspondientes a buques similares, para contribuir así crearse la imagen de cómo son.

### 2.3.1 Buque cementero

Las dimensiones principales del buque cementero objeto de estudio son las siguientes:

Parámetro	Valor
Eslora total (LOA)	133,570 m
Eslora en la flotación (LWL)	127,337 m
Eslora entre perpendiculares (LBP)	125,000 m
Manga máxima (B)	20,500 m
Puntal máximo (D)	9,500 m
Calado de proyecto (T)	7,000 m
Coefficiente de bloque (CB)	0,804
Desplazamiento ( $\Delta$ )	15143,51 t

Tabla 1: Dimensiones principales del buque cementero

A continuación se adjunta una imagen del buque cementero SUHAR, de dimensiones similares y pabellón panameño:



Figura 21: Buque cementero SUHAR navegando. <https://photos.marinetraffic.com>

### 2.3.2 Buque oceanográfico

El buque oceanográfico que se estudia en el trabajo tiene las siguientes dimensiones principales:



Parámetro	Valor
Eslora total (LOA)	70,500 m
Eslora en la flotación (LWL)	62,000 m
Eslora entre perpendiculares (LBP)	62,000 m
Manga máxima (B)	15,500 m
Puntal máximo (D)	5,000 m
Calado de proyecto (T)	4,600 m
Coefficiente de bloque (CB)	0,613
Desplazamiento ( $\Delta$ )	2277,44 t

Tabla 2: Dimensiones principales del buque oceanográfico

El puntal máximo de la tabla anterior, corresponde al puntal a la cubierta principal. En la siguiente figura se puede observar el buque oceanográfico *RV Belgica*, el cual es un buque de investigación oceanográfica y pesquera multidisciplinar, construido en 2020 y de características similares al buque objeto de estudio:



Figura 22: Imagen del RV Belgica navegando. <https://freishipyard.com>

### 2.3.3 Buque portacontenedores

El tercer buque contemplado, es un portacontenedores con las siguientes dimensiones principales:

Parámetro	Valor
Eslora total (LOA)	89,500 m
Eslora en la flotación (LWL)	85,750 m
Eslora entre perpendiculares (LBP)	83,400 m
Manga máxima (B)	13,700 m
Puntal máximo (D)	8,000 m
Calado de proyecto (T)	6,000 m
Coefficiente de bloque (CB)	0,869
Desplazamiento ( $\Delta$ )	6110,9 t

Tabla 3: Dimensiones principales del buque portacontenedores.

Un buque con características similares a las de la tabla anterior, es el *Frakt Sund*, un buque de bandera chipriota y de 90 metros de eslora total. En la siguiente figura se puede observar dicho buque:



Figura 23: Buque Frakt Sund navegando. <https://www.marinetraffic.com>

#### 2.3.4 Buque RO-PAX

Por último, las dimensiones principales del *ferry* son las siguientes:

Parámetro	Valor
Eslora total (LOA)	175,70 m
Eslora en la flotación (LWL)	171,550 m

Eslora entre perpendiculares (LBP)	159,000 m
Manga máxima (B)	26,400 m
Puntal máximo (D)	9,500 m
Calado de proyecto (T)	6,400 m
Coefficiente de bloque (CB)	0,612
Desplazamiento ( $\Delta$ )	17114,6 t

Tabla 4: Dimensiones principales del RO-PAX

A continuación se adjunta una imagen del *RO-PAX* Girolata de características similares al buque de estudio:



Figura 24: Imagen del ferry Girolata atracado en el puerto. <https://www.vesselfinder.com/>



### 3 APLICACIÓN DE LOS CRITERIOS

Tras estudiar de forma detallada el marco normativo de los criterios de vulnerabilidad, así como su jerarquía, y los modos de fallo a los que pueden ser vulnerables los buques, que también han sido presentados, se procede a la realización del análisis comparativo para cada modo de fallo o fenómeno de inestabilidad dinámica. Debido a que en el segundo capítulo ya se han expuesto detenidamente los criterios y su origen, en los apartados que siguen en el presente capítulo no se detallan estos, para evitar duplicidades en el documento.

Asimismo, se adjuntan únicamente aquella formulación necesaria para la obtención de alguno de los factores propios del criterio en cuestión. Se recalca también, que debido a la confidencialidad de los buques sobre los que se calculan los criterios, únicamente se expondrán en el informe los datos imprescindibles para la trazabilidad de los cálculos. No obstante, para la obtención de dichos cálculos sí que se han usado los datos reales en todo momento. Asimismo, en los anexos se pueden consultar toda la documentación utilizada, así como las hojas de cálculo que se han desarrollado por parte del autor del trabajo.

La forma en la que se estructuran los siguientes apartados, correspondientes a la parte práctica del proyecto, es la siguiente:

- ❖ Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a *Pure Loss Stability*
- ❖ Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a *Parametric Rolling*
- ❖ Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a *Surf Riding/Broaching-to*
- ❖ Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a *Dead Ship Condition*
- ❖ Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a *Excessive acceleration*

De esta forma, se dedica cada uno de los apartados que siguen a un modo de fallo determinado. A su vez, en los mismos se estudian los criterios de vulnerabilidad para los cuatro buques objeto de estudio. Por último se dispone una tabla que muestra los resultados de los criterios obtenidos, así como un análisis de resultados para cada casuística, al final del tercer capítulo del trabajo.

Es de suma importancia comprender que los criterios se deben analizar para cada condición de carga del buque objeto de estudio. Para desarrollar el presente capítulo se elige la condición de salida de puerto con 100% de consumibles en todos los buques.



Por otra parte, se estipula que se ha seguido el procedimiento expuesto en la circular (IMO, 2020) para el cálculo de la totalidad de los criterios de vulnerabilidad que se exponen en los siguientes capítulos del trabajo.

Asimismo, se adjunta a continuación la tabla que resume los datos que son necesarios para el cálculo de cada criterio (SDC 8/5, Anexo I, pág.17). Esta tabla resulta muy útil, ya que los datos de la condición de carga de un buque que se necesitan para completar las evaluaciones contenidas en los SGIS, varían para cada uno de los criterios que se quieran evaluar.

Stability Failure Mode	Dead-Ship Condition		Pure Loss of Stability		Parametric Rolling		Surf-riding/ Broaching		Excessive Acceleration	
	Level 1	Level 2	Level 1	Level 2	Level 1	Level 2	Level 1	Level 2	Level 1	Level 2
<b>Ship data:</b>										
Hull form (offsets)		X		X		X		X		X
Hydrostatic data	X		X		X					
Bilge keel data	X	X			X	X			X	X
<b>Loading condition data:</b>										
Righting lever curve, calm water	X	X								
Roll radius of gyration		X				X				X
Vertical centre of gravity	X	X	X	X	X	X			X	X
<b>Propulsion data:</b>										
Operational speed							X	X		
Calm-water resistance								X		
Propulsor thrust								X		

Tabla 5: Datos del buque y de las condiciones de carga necesarios para la evaluación de la vulnerabilidad asociada a cada modo y nivel de fallo (SDC 8/5, Anexo I, pág.17)

De esta forma, el diseñador puede hacerse una primera idea de cuales van a ser los datos que se van a requerir para la obtención de los criterios. En el caso concreto de los buques objeto de estudio, se deberán de obtener dichos datos por parte del autor, lo que supone también un trabajo previo a los cálculos de los criterios notable, al tratarse de 4 buques.



Más concretamente en el ámbito de la aplicación de los criterios de vulnerabilidad, en los siguientes capítulos se analiza la totalidad de los criterios de vulnerabilidad de *Lv1*. Estos permiten determinar si un buque será vulnerable o no frente a un modo de fallo determinado. Posteriormente, se procede al cálculo de los criterios de vulnerabilidad de *Lv2*, más precisos, los cuales permiten comprobar y reafirmar si los buques son o no vulnerables a cada modo de fallo.

En este aspecto es importante destacar, que no se limita únicamente a realizar los cálculos de los criterios de vulnerabilidad de *Lv2* para los buques que resulten vulnerables tras aplicar los criterios correspondientes al primer nivel de vulnerabilidad, sino que se aplican también a aquellos buques que resultan como no vulnerables. Esto es así, ya que se pretende corroborar que no existen incoherencias o discordancias entre distintitos niveles, lo que supondría un factor a tener muy en cuenta. Es decir, se pretende comprobar que un buque que resulte no vulnerable en los criterios de primer nivel, tampoco lo sea según los criterios de segundo nivel.

### 3.1 Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a *Pure Loss of Stability*

El primer modo de fallo del que se calculan los criterios de vulnerabilidad es el de *Pure Loss of Stability*, siguiendo así el orden expuesto en el segundo capítulo del trabajo. De esta forma se otorga una mejor trazabilidad del mismo.

Primeramente se deben de recopilar todos los datos que serán necesarios para la realización de los cálculos propios de ambos criterios de vulnerabilidad para el modo de fallo de *Pure Loss of Stability*. Consultando las Notas Explicativas de la SDC (SDC 8/5, Anexo I) se observa que se deben de conocer los siguientes datos de los buques que se quieran analizar:

DATOS	Cementerero	Oceanográfico	Portacont.	RO-PAX
$L_{PP}$	125,000 m	62,000 m	83,400 m	159,000 m
$L$	125,001 m	62,000 m	83,400 m	159,000 m
$B$	20,500 m	15,500 m	13,700 m	26,400 m
$D$	9,500 m	5,000 m	8,000 m	9,500 m
$d$	7,000 m	4,600 m	6,000 m	6,500 m
$\tau$	0,180 m	0,168 m	0,967 m	0,242 m



$LCG$	63,250 m	30,572 m	41,395 m	72,701 m
$C_b$	0,804	0,613	0,869	0,612
$GM$	2,628 m	1,012 m	0,561 m	3,042 m
$VCG$	1,226 m	6,319 m	5,352 m	12,446 m
$KB$	3,762 m	2,764 m	3,412 m	3,732 m
$V_s$	5,916 m/s	7,717 m/s	10,288 m/s	12,347 m/s

Tabla 6: Datos requeridos para el cálculo de los criterios de pure loss of stability

Siendo cada uno de los datos:

$L_{PP}$  = eslora del buque entre perpendiculares

$L$  = eslora del buque como se define en el Código IS 2008<sup>3</sup>

$B$  = manga de trazado

$D$  = puntal de trazado

$d$  = calado medio de trazado

$\tau$  = asiento inicial

$LCG$  = centro de gravedad longitudinal desde la perpendicular de popa

$C_b$  = coeficiente de bloque

$GM$  = altura metacéntrica con corrección de superficie libre

$VCG$  = centro de gravedad vertical sobre la línea base

$KB$  = centro de flotación vertical sobre la línea base

$V_s$  = velocidad de servicio del buque

A la vez, se hacen ciertas indicaciones de los datos dispuestos en la tabla 6. Se indica que los asientos adjuntados en esta tabla son los correspondientes a la condición de carga de salida de puerto (100% de consumibles), en los cuatro buques. Asimismo, los puntales tomados son hasta la cubierta principal.

Además, al no disponerse del valor del coeficiente de bloque del buque oceanográfico, pero sí de las dimensiones principales del mismo, se calcula dicho coeficiente como sigue:

<sup>3</sup> En el Código IS 2008 se especifica que la eslora  $L$  se define como la eslora del buque en la línea de agua en la condición de carga máxima, en metros.

$$C_B = \frac{\Delta}{\rho \cdot L_{PP} \cdot B \cdot T} = \frac{2777,44}{1,025 \cdot 62,000 \cdot 15,500 \cdot 4,600} = 0,613 \quad (53)$$

Existe el mismo problema de disponibilidad del coeficiente de bloque para el buque portacontenedores también, por lo que se obtiene de la misma forma, es decir mediante la fórmula (53):

$$C_B = \frac{\Delta}{\rho \cdot L_{PP} \cdot B \cdot T} = \frac{6110,922}{1,025 \cdot 83,400 \cdot 13,700 \cdot 6,000} = 0,869$$

También se procede igualmente para la obtención del coeficiente de bloque del buque RO-PAX:

$$C_B = \frac{\Delta}{\rho \cdot L_{PP} \cdot B \cdot T} = \frac{17114,600}{1,025 \cdot 159,000 \cdot 26,400 \cdot 6,500} = 0,612$$

### 3.1.1 Cálculo de los criterios del Lv1 de vulnerabilidad

Una vez se conocen los datos para cada buque que son necesarios para el cálculo de los criterios de vulnerabilidad, primeramente se procede a calcular el número de Froude ( $F_n$ ) para cada uno de ellos (42). Se obtienen los siguientes resultados:

	Cementerero	Oceanográfico	Portacont.	RO-PAX
$F_n$	0,169	0,313	0,360	0,313
Aplicación criterio	Sí	Sí	Sí	Sí

Tabla 7: Valores de  $F_n$  para cada buque

Como se puede observar en la segunda fila, el criterio de vulnerabilidad de  $Lv1$  debe aplicarse a la totalidad de los buques, ya que ninguno dispone de una cubierta a la intemperie baja. Como se vio con anterioridad en el segundo capítulo del trabajo, un buque con esta característica puede hacer que los criterios para el modo de fallo de *Pure Loss of Stability* no sean aplicables.

Seguidamente, se calculan los valores del factor conocido como calado inferior ( $d_L$ ), de la siguiente forma:

$$\delta d_L = \text{Min}\{d - 0,25 \cdot d_{full}, L S_w/2\} \quad (54)$$

En la expresión (54):

$d$  = calado medio de trazado

$d_{full}$  = calado correspondiente a la condición de salida a plena carga en aguas



tranquilas

$L =$  eslora del buque como establece el Código IS 2008

$S_w = 0,034$

De esta forma, y teniendo en cuenta la consideración que establece la normativa, la cual indica que  $d - 0,25 \cdot d_{full}$  no puede tomarse como menor a 0, se obtienen los siguientes resultados:

Buque	d	L	Sw	f1	f2	Min (f1,f2)
Cement	7	125,001	0,0334	5,25	2,087517	2,087517
Oceano	4,6	62	0,0334	3,45	1,0354	1,0354
Portacont	6	83,4	0,0334	4,5	1,39278	1,39278
ROPAX	6,5	159	0,0334	4,875	2,6553	2,6553

Tabla 8: Obtención de los valores intermedios para el cálculo de los criterios

Una vez conocido el valor mínimo, representado en la última columna de la tabla 8, se procede al cálculo del valor del calado inferior ( $d_L$ ):

$$d_L = d - \delta d_L$$

Buque	dL (m)
Cement	4,912
Oceano	3,565
Portacont	4,607
ROPAX	3,845

Tabla 9: Valores de  $d_L$  para cada buque

Este valor del calado  $d_L$ , es el que permite obtener el factor  $I_L$ , correspondiente al momento de inercia del plano de agua, de la siguiente fórmula. El resto de valores se obtiene de la tabla 6:

$$GM_{min} = KB + \frac{I_L}{V} - KG$$

De esta forma, se consigue el valor de  $GM_{min}$ , que a su vez permite analizar si los buques objeto de estudio cumplen con el criterio de vulnerabilidad de  $Lv1$ . Así pues, se muestran los resultados en la siguiente tabla:



Buque	Gmmin	RLA	Vulnerable
Cement	2,657885	0,05	No
Oceano	-0,79172	0,05	Sí
Portacont	-0,19252	0,05	Sí
ROPAX	-3,86111	0,05	Sí

Tabla 10: Evaluación del criterio de vulnerabilidad  $Lv1$  frente a *Pure Loss of Stability*

Así pues, los buques que resultan como candidatos a ser vulnerables al modo de fallo de *Pure Loss of Stability* son todos menos el cementero. Esto es así ya que se considera que un buque se considera vulnerable, y por ende se debe de evaluar el  $Lv2$  de vulnerabilidad, si  $GM_{min} < R_{LA}$ , aunque como se ha mencionado al principio del presente capítulo, se va a evaluar de igual forma el buque que ha resultado no vulnerable, en busca de incoherencias entre niveles de vulnerabilidad.

Se trata de unos resultados lógicos, ya que el único buque que no resulta vulnerable, es decir el cementero, no tiene formas cuya área en flotación cambie mucho con el paso de las olas.

### 3.1.2 Cálculo de los criterios del $Lv2$ de vulnerabilidad

Se considera que un buque no es vulnerable al modo de fallo de *Pure Loss of Stability* si, cuando se encuentra navegando a la velocidad de diseño satisface (MSC. 1/Circ. 1627, Anexo, pág.25):

$$\max(CR_1, CR_2) \leq R_{PL0} \quad (55)$$

Donde el valor de  $R_{PL0}$  equivale a 0,06 y los criterios  $(CR_1, CR_2)$  son calculados de acuerdo al apartado 2.4.3.2 de la norma. Estos criterios se obtiene mediante:

$$CR_1 = \sum_{i=1}^N W_i \cdot C1_i$$

$$CR_2 = \sum_{i=1}^N W_i \cdot C2_i$$

Donde:

$CR_1$  = criterio ponderado 1, calculado mediante el criterio 1 ( $C1_i$ )

$CR_2$  = criterio ponderado 2, calculado mediante el criterio 2 ( $C2_i$ )

$W_i$  = factor de ponderación de la condición ambiental a corto plazo

$N$  = número total de casos de olas que son evaluados en  $C1_i$  y  $C2_i$

En primer lugar, se deben calcular las curvas de GZ para aquellos buques a los que se quiera estudiar su vulnerabilidad frente al modo de fallo en cuestión. Al no disponerse de las carenas de los buques, se aproximan estas mediante el *software* MAXSURF Modeler a partir de buques similares, para posteriormente obtener los datos hidrostáticos requeridos en el MAXSURF Stability. Se considera que los resultados son representativos, ya que no se utilizan buques predeterminados del programa mencionado, sino que se parametrizan mediante las dimensiones principales de cada buque así como el desplazamiento de la condición de carga de estudio.

A continuación se describe el proceso para uno de los buques objeto de estudio. Primeramente se parametriza uno de los buques predeterminados del *software* MAXSURF Modeler, con las dimensiones principales del buque cementero:

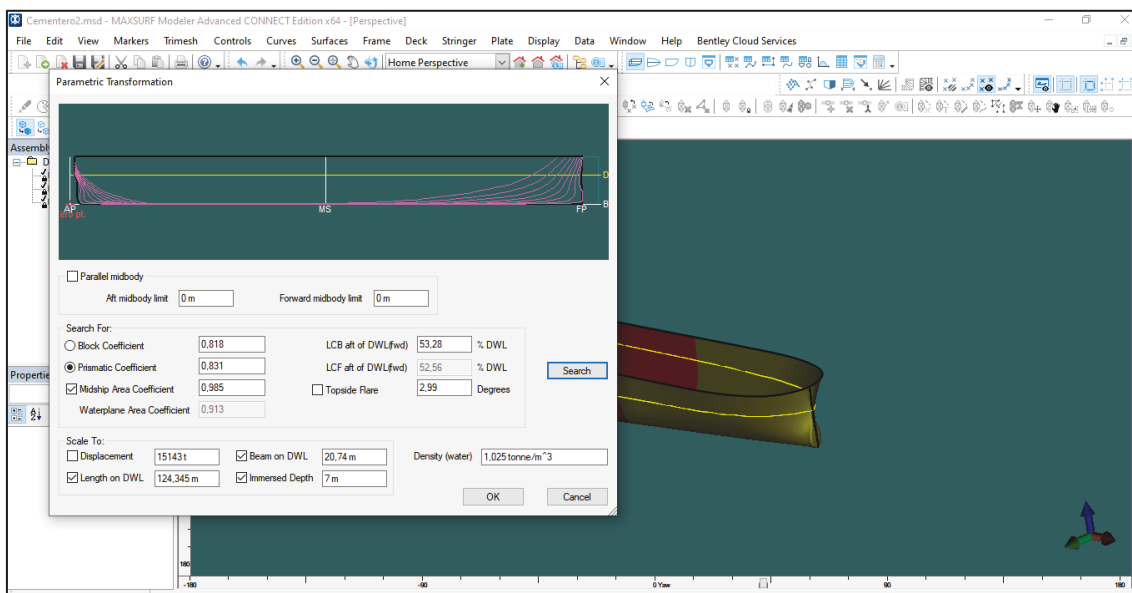


Figura 25: Parametrización del buque cementero en MAXSURF Modeler

Posteriormente, se utiliza la herramienta de estabilidad de *Bentley* (MAXSURF Stability); en esta se añade la *loadcase* necesaria para poder ejecutar el programa, donde incluso se implementa la corrección por superficie libre:

	Item Name	Quantity	Unit Mass tonne	Total Mass tonne	Unit Volume m <sup>3</sup>	Total Volume m <sup>3</sup>	Long. Arm m	Trans. Arm m	Vert. Arm m	Total FSM tonne.m	FSM Type
1	Lightship	1	15143,500	15143,500			63,250	0,000	6,246	505,920	User Specif
2	Total Loadcas			15143,500	0,000	0,000	63,250	0,000	6,246	505,920	
3	FS correction								0,033		
4	VCG fluid								6,279		

Figura 26: Implementación de la condición de carga del buque cementero en MAXSURF Stability

Luego se hace uso de la herramienta *waveform*, la cual permite introducir olas con altura y longitud determinadas.

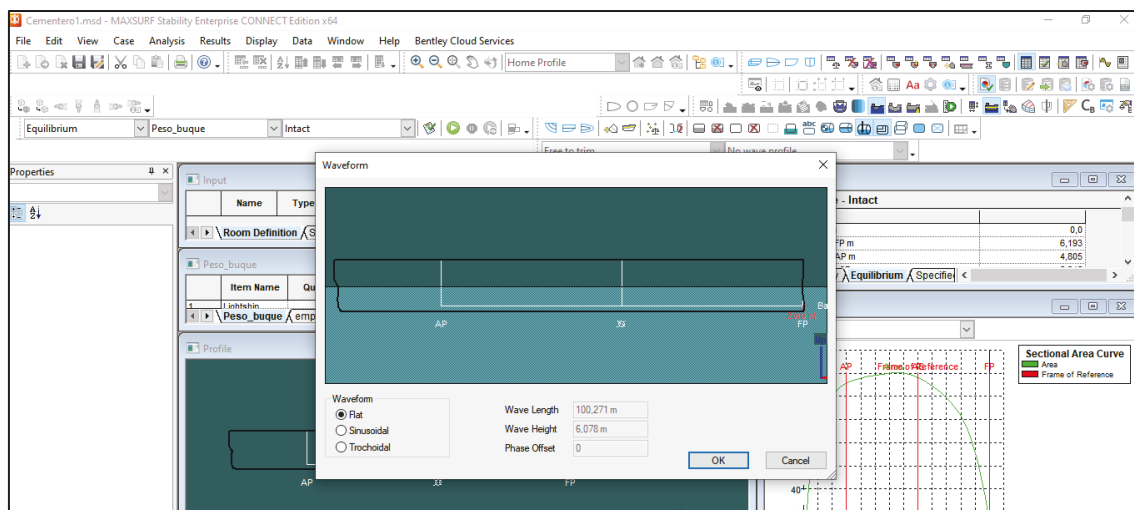


Figura 27: Implementación de las olas con su altura y longitud característica

Por último, es posible obtener la curva de GZ solicitada por la norma para el cálculo del criterio de  $Lv2$  de vulnerabilidad frente a *Pure Loss of Stability*. Se grafican estas en una hoja de *Excel*, de forma que se obtiene:

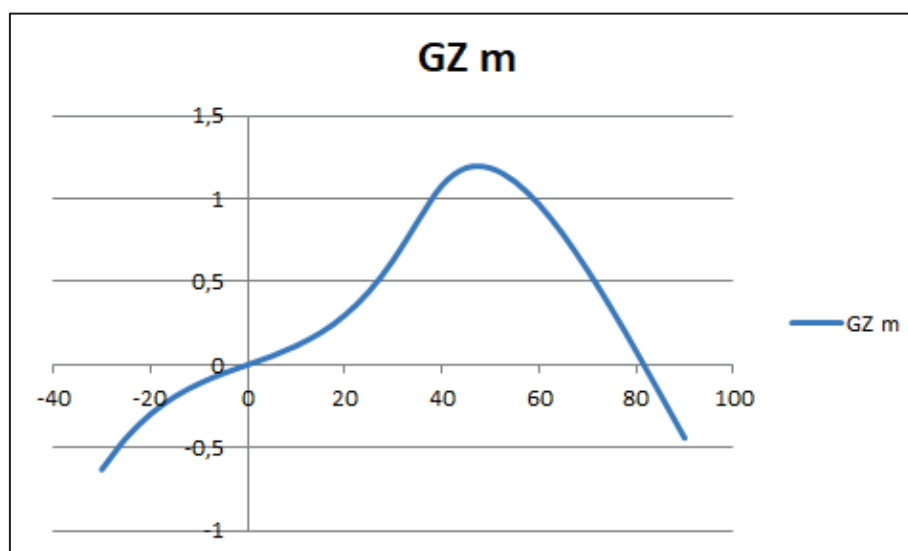


Figura 28: Ejemplo de obtención de la curva de GZ para una ola determinada

Volviendo al cálculo de los criterios propios del  $Lv2$ , cada uno de los criterios mencionados representa una media ponderada de determinados parámetros de estabilidad. Luego, para el buque considerado como estático en olas de altura definida ( $H_i$ ) y longitud determinada ( $\lambda_i$ ). Para calcular el momento restaurador en olas, la normativa establece que se deben utilizar las siguientes longitudes y alturas de ola:

$$\lambda = L$$

$$h = 0,01 \cdot iL \quad i = 0,1, \dots, 10 \quad (56)$$

Es decir, que existe una única longitud de ola, correspondiente a la eslora del buque, y un total de 10 alturas de ola. Son 10, debido a que existan 11 iteraciones en el bucle de obtención de las alturas, la primera va a ser 0, con lo que no va a computar para la obtención de olas sujetas a la evaluación del criterio. Asimismo, el índice para los dos criterios, los cuales se basan en  $\varphi_v$  y  $\varphi_s$ , debe calcularse según las formulaciones que figuran en 2.4.3.3 y 2.4.3.4, respectivamente. Esto se lleva a cabo para la condición de carga considerada y el buque se supone equilibrado en asiento y escora, en una serie de olas con las características descritas anteriormente.

En dicha serie de olas que se van a estudiar, la cresta de la ola se centrará en medio del barco, y a  $0,1 \cdot L$ ,  $0,2 \cdot L$ ,  $0,3 \cdot L$ ,  $0,4 \cdot L$  y  $0,5 \cdot L$  tanto por proa, como por popa del buque. En otras palabras, se quiere simular el paso de la ola a lo largo de la eslora del buque. MAXSURF Stability permite hacerlo mediante la herramienta *waveform*; a continuación se ejemplifica para una de las olas que se debe evaluar en el cementero, con altura de ola de 7,5 m:

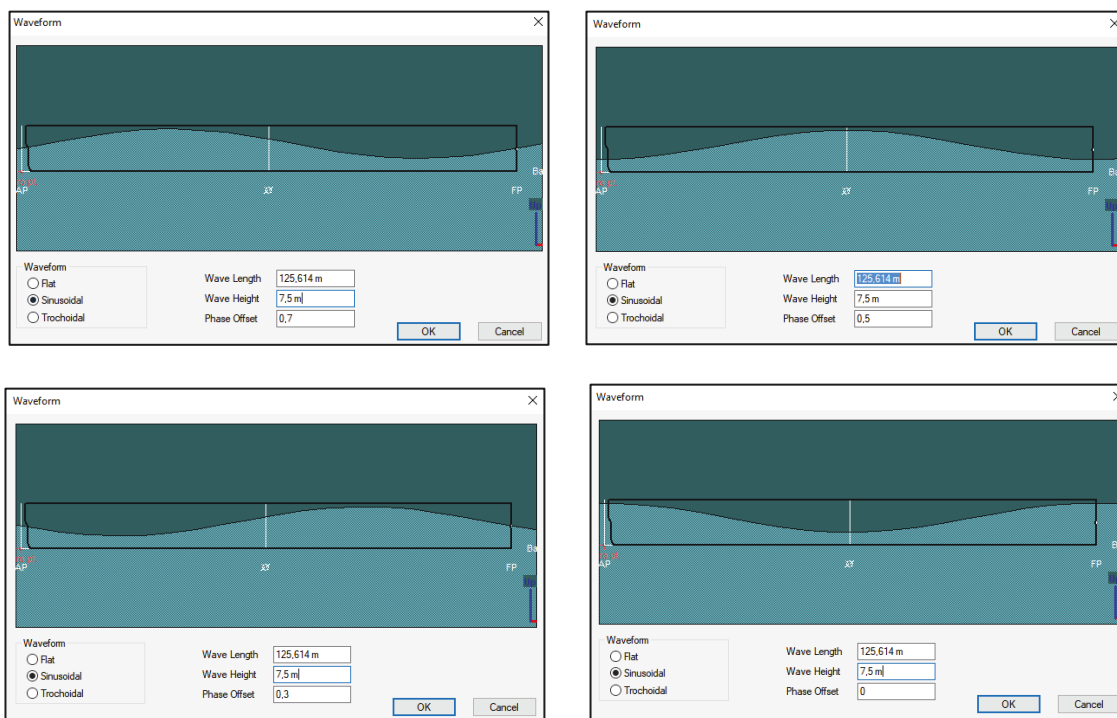


Figura 29: Paso de una ola determinada por la eslora del buque cementero

Posteriormente, para cada combinación de  $H_s$  y  $T_z$  especificada en la tabla 2.7.2.1.2 se obtiene el peso o  $W_i$  determinado, tras dividirlo por la cantidad de observaciones dadas en esta tabla (100000).

Con estos datos ya es posible calcular ambos criterios, correspondientes al nivel de vulnerabilidad de  $Lv_2$  frente a *Pure Loss of Stability*. Con respecto al primer criterio

( $CR_1$ ), se trata de un criterio basado en el cálculo del ángulo de estabilidad de desvanecimiento,  $\varphi_v$  obtenido según la formulación que sigue:

$$C1_i = \begin{cases} 1 & \varphi_v < K_{PL1} \\ 0 & \text{en otro caso} \end{cases}$$

Siendo  $K_{PL1} = 30$  grados. De esta forma, y teniendo en cuenta las consideraciones presentadas acerca de las olas que se deben de tomar para obtener los pesos ponderados, se procede al cálculo del primer criterio o  $CR_1$ .

Se busca en la tabla 2.7.2.1.2 las olas que son propias para el caso del buque de estudio. Las alturas se sacan mediante las descritas anteriormente (las 11 que hay) y el  $T_z$  se obtiene, paso previo de la obtención del periodo de pico ( $T_p$ ), mediante:

$$\lambda = \frac{g}{2\pi} \cdot T_p^2 \quad (57)$$

Asilando de la ecuación (57) el periodo de pico, ( $T_p$ ) y como ya se conoce la longitud de ola, es directa su obtención. Una vez se conoce el periodo de pico, la obtención del periodo de paso por 0 o  $T_z$  se puede estimar como:

$$T_p = 1,4 \cdot T_z \quad (58)$$

Esta aproximación comprendida en la ecuación (58) se obtiene de (BMT Group, 2011). A continuación se adjuntan los periodos de paso por cero (*zero crossing*) para cada uno de los buques:

Buque	$T_z$
Cement	6,4 s
Oceano	4,5 s
Portacont	5,2 s
ROPAX	7,2 s

Tabla 11: Periodos de paso por cero para cada buque

Seguidamente se obtendrían las alturas mediante la ecuación (55). Hay que tener en cuenta que, aunque es relativamente sencillo encontrar las alturas, se trata de un procedimiento largo, ya que se trabajará con 10 alturas distintas que se deben de evaluar a lo largo de la eslora de cada buque.

Se pueden observar a continuación las características de las olas para cada buque, expresadas en metros:



Buque	altura 1	altura 2	altura 3	altura 4	altura 5	altura 6	altura 7	altura 8	altura 9	altura 10	altura 11
Cement	0,0	1,3	2,5	3,8	5,0	6,3	7,5	8,8	10,0	11,3	12,5
Oceano	0,0	0,6	1,2	1,9	2,5	3,1	3,7	4,3	5,0	5,6	6,2
Portacoint	0,0	0,8	1,7	2,5	3,3	4,2	5,0	5,8	6,7	7,5	8,3
ROPAX	0,0	1,6	3,2	4,8	6,4	8,0	9,5	11,1	12,7	14,3	15,9

Tabla 12: Alturas de ola para cada uno de los buques

De esta forma, las alturas de ola que se deberían de evaluar para el cementero, serían las correspondientes a la segunda fila de la tabla anterior. Con esto y junto al periodo de paso por cero ya calculado, se puede consultar la tabla 2.7.2.1.2, donde se puede obtener el factor de ponderación para cada ola. Como se puede observar en la misma, el número total de observaciones es de 100000, con lo que se deben de dividir los valores que aparecen en dicha tabla entre este número de observaciones para obtener el factor de ponderación.

Como ya se ha mencionado, el primer criterio se basa en el cálculo del ángulo de estabilidad de desvanecimiento. Es decir, que únicamente tendrán relevancia aquellos ángulos  $\varphi_v$  que sean inferiores a  $30^\circ$ , ya que en caso contrario no van a computar para el cálculo de  $C1_i$ .

Para poder evaluar este criterio, es necesario obtener las curvas de GZ para cada condición de ola y a lo largo de la eslora del buque. El punto donde GZ corta el eje de abscisas, corresponde con el ángulo de estabilidad de desvanecimiento o  $\varphi_v$ . Es entonces cuando se puede visualizar de forma clara y concisa si este computará para el criterio  $C1_i$  del Lv2 de vulnerabilidad o no.

Tras aplicar todas las combinaciones posibles para el buque cementero, es decir, todas las alturas de ola, junto con su correspondiente paso por la eslora según los rangos que estipula la normativa, se ve que no hay ningún ángulo de  $\varphi_v$  inferior a  $30^\circ$  (de hecho son todos del orden de  $70$  u  $80^\circ$ ), con lo que el primer criterio sería:

$$CR_1 = 0,000$$

Asimismo, se descubre tras aplicar todas las combinaciones mencionadas al buque cementero, que las posiciones más desfavorables, corresponden a aquellas en las que las crestas de las olas se encuentran en el medio del buque, o cerca de este. Es por ello, y que debido al gran margen que existe entre el valor estipulado por el primer criterio y los ángulos de desvanecimiento obtenidos, que para el resto de buques se



analizan solo las posiciones cercanas al centro del buque, cuando en estas se encuentra la cresta de la ola.

De esta forma, tras aplicar esta metodología a cada buque, juntamente con las olas propias de cada uno de ellos (ver tabla 12), se obtienen los siguientes resultados:

Buque	C1
Cement	0,000
Oceano	0,000
Portacont	0,000
ROPAX	0,000

Tabla 13: Resultados correspondientes al criterio 1 del Lv2 de vulnerabilidad

Se destaca que en el procedimiento de obtención del primer criterio, se ha ido observando como para todos los buques el GZ máximo, así como el ángulo de desvanecimiento se han visto disminuidos al aumentar la altura de la ola, como era de esperar. No obstante, en la totalidad de los casos, este ángulo no se aproximaba a los 30° establecidos como límite en el primer criterio, por lo que no computaban en ningún caso para el  $C1_i$ . Es por ello, que como se puede observar en la tabla 13, para todos los buques este valor es nulo.

Seguidamente se debe de calcular el segundo criterio, para poder evaluar el segundo nivel de vulnerabilidad, ya que como indica la norma (55), se trata del valor máximo entre ambos criterios.

De igual forma que para el criterio anterior, en la memoria se deja constancia del procedimiento del cálculo para uno de los buques, ya que en los otros es idéntico. Para la obtención del segundo criterio o  $CR_2$ , la normativa establece que es un criterio basado en el cálculo del ángulo de escora ( $\varphi_{sw}$ ), bajo la acción del par escorante  $l_{PL2}$ , siguiendo la fórmula:

$$C2_i = \begin{cases} 1 & \varphi_{sw} > K_{PL2} \\ 0 & \text{en otro caso} \end{cases}$$

Siendo  $K_{PL2}$  un valor distinto dependiendo de si se trata de un buque de pasaje ( $K_{PL2} = 15^\circ$ ) u otro tipo de buque ( $K_{PL2} = 25^\circ$ ). Se establece así, que los buques considerados como de pasaje son el RO-PAX y el oceanográfico, el cual puede llevar un número considerable de personal técnico o científicos. Este número no se especifica por confidencialidad, pero al ser mayor de 12 se considera como buque de pasaje por definición. El buque cementero y el portacontenedores, como es obvio, son



considerados como buques mercantes. Asimismo, el valor del par escorante  $l_{PL2}$  se obtiene mediante:

$$l_{PL2} = 8 \cdot \left(\frac{H_i}{\lambda}\right) \cdot d \cdot Fn^2$$

Donde los parámetros característicos de las olas a analizar son los mismos que para el primer criterio. Es decir, para este criterio es necesario obtener los pares escorantes para cada ola, representarlos encima de las curvas de GZ mismas y luego analizar la primera intersección entre la curva de GZ y la línea de  $l_{PL2}$  en cuestión. Es entonces cuando se va a observar si este ángulo de escora ( $\varphi_{sw}$ ) es mayor al de  $K_{PL2}$ , ya que en este caso computará para el cálculo del segundo criterio. En la misma línea de pensamiento que para el cálculo del primer criterio, al tratarse de encontrar la curva de GZ más desfavorable, se analiza cada ola cuando la cresta de esta se encuentra cerca del medio del buque.

En la siguiente tabla se recogen todos los pares escorantes, para cada buque y ola considerada:

Buque	Cement	Oceano	Portacont	ROPAX	lpl2			
landa=L	125,001	62	83,4	159				
d	7	4,6	6	6,5				
Fn	0,168942	0,312909	0,359678	0,312628				
altura 1	0	0	0	0	0	0	0	0
altura 2	1,3	0,6	0,8	1,6	0,016	0,036	0,062	0,051
altura 3	2,5	1,2	1,7	3,2	0,032	0,072	0,124	0,102
altura 4	3,8	1,9	2,5	4,8	0,048	0,108	0,186	0,152
altura 5	5,0	2,5	3,3	6,4	0,064	0,144	0,248	0,203
altura 6	6,3	3,1	4,2	8,0	0,080	0,18	0,310	0,254
altura 7	7,5	3,7	5,0	9,5	0,096	0,216	0,373	0,305
altura 8	8,8	4,3	5,8	11,1	0,112	0,252	0,435	0,356
altura 9	10,0	5,0	6,7	12,7	0,128	0,288	0,497	0,407
altura 10	11,3	5,6	7,5	14,3	0,144	0,324	0,559	0,457
altura 11	12,5	6,2	8,3	15,9	0,160	0,360	0,621	0,508

Tabla 14: Resultados de todos los pares escorantes para cada ola y buque

Así pues, si se analizan las peores situaciones para cada ola en el buque cementero, se observa que en ningún caso el ángulo de escora es superior a los 25° estipulados

por la norma, por lo que ninguna ola va a computar para el cálculo de  $C2_i$ . De esta forma, el segundo criterio para el buque cementero es igual a:

$$CR_2 = 0,000$$

Se puede observar a continuación, que en la peor situación, correspondiente a la ola de altura 12,5 m y en medio del barco, si se aplica el par escorante de 0,16 m se obtiene:

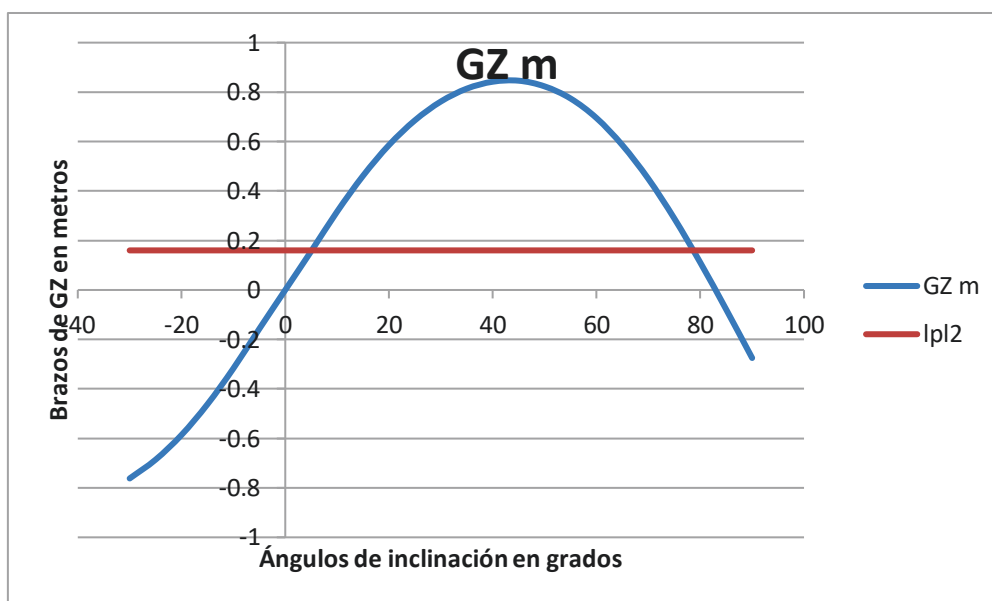


Figura 30: Par escorante para la peor situación del buque cementero

Se puede comprobar a simple vista pues, que la primera intersección entre el par escorante y la curva de GZ es claramente inferior a los 25° mencionados. Así pues, debido a que en la peor condición de ola no se da vulnerabilidad según el segundo criterio, se estipula que en ningún caso va a darse, hecho por el cual el valor del segundo criterio para este buque es nulo.

Utilizando la misma metodología para el resto de buques se obtienen los siguientes resultados:

Buque	C2
Cement	0,000000
Oceano	0,000024
Portacont	0,000012
ROPAX	0,000734

Tabla 15: Resultados correspondientes al criterio 2 del Lv2 de vulnerabilidad

Con respecto a los resultados anteriores, se indica que para el buque oceanográfico se observó que para las cinco primeras olas no rebasa el ángulo límite, en este caso

15°, pero para las siguientes sí. Es por ello que se debe comprobar una por una, en la peor situación, y consultar en la tabla 2.7.2.1.2 cuál es el peso que estas toman, para computar en el criterio. El sumatorio resultante corresponde a:

$$CR_2 = \frac{0,2}{100000} + \frac{2.2}{100000} = 0,000024$$

Solo computan dos olas, ya que el resto, aunque afectan, en la *scatter table* (2.7.2.1.2) su peso estadístico es nulo, resultando en el valor anterior.

Para el buque portacontenedores, para el cual  $K_{PL2} = 25^\circ$ , se observa que en las primeras seis olas, el ángulo de primera intersección no supera dicho valor. Tras observar la gráfica de la séptima ola se comprueba que esta tampoco influye ya que el ángulo es menor a  $25^\circ$ . No obstante, los siguientes valores de altura de ola sí que afectan, por lo que se debe buscar en la tabla 2.7.2.1.2 su peso estadístico. Se obtiene entonces:

$$CR_2 = \frac{0,2}{100000} + \frac{1}{100000} = 0,000012$$

Por último, el segundo criterio para el *RO-PAX*, para el cual el ángulo límite de escora es de  $15^\circ$ , se obtiene mediante:

$$CR_2 = \frac{52,1}{100000} + \frac{15,4}{100000} + \frac{4,3}{100000} + \frac{1,2}{100000} + \frac{0,3}{100000} + \frac{0,1}{100000} = 0,000734$$

Así pues, volviendo a la formulación propia del nivel de vulnerabilidad *Lv2* (55) el cual establece que se debe comprobar el valor máximo de ambos criterios analizados. Si este valor es inferior o igual a 0,06, el buque no se considera vulnerable frente a *Pure Loss of Stability*. En la siguiente tabla se analizan los criterios:

Buque	C2	C1	Vulnerable
Cement	0,000000	0,000	No
Oceano	0,000024	0,000	No
Portacont	0,000012	0,000	No
ROPAX	0,000734	0,000	No

Tabla 16: Resultados del *Lv2* frente a *Pure Loss of Stability*

De esta forma, ningún buque resulta vulnerable frente al modo de fallo de *Pure Loss of Stability*, en la condición de carga estudiada, ya que en ningún caso el criterio es superior al límite de 0,06, como se puede ver en la tabla 16.

### 3.2 Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a *Parametric Rolling*

Para poder obtener los criterios de vulnerabilidad para este modo de fallo, de igual forma que en capítulo anterior, las Notas Explicativas de la SDC (SDC 8/5, Anexo I) indican cuales son los datos que se requerirán en los mismos. De esta forma, se recopilan los datos de los buques objeto de estudio en la siguiente tabla:

DATOS	Cementerero	Oceanográfico	Portacont.	RO-PAX
$L_{PP}$	125,000 m	62,000 m	83,400 m	159,000 m
$L$	125,001 m	62,000 m	83,400 m	159,000 m
$B$	20,500 m	15,500 m	13,700 m	26,400 m
$D$	9,500 m	5,000 m	8,000 m	9,500 m
$d$	7,000 m	4,600 m	6,000 m	6,500 m
$\tau$	0,180 m	0,168 m	0,967 m	0,242 m
$LCG$	63,250 m	30,572 m	41,395 m	72,701 m
$C_b$	0,804	0,613	0,869	0,612
$GM$	2,628 m	1,012 m	0,561 m	3,042 m
$VCG$	1,226 m	6,319 m	5,352 m	12,446 m
$C_m$	0,998	0,981	0,967	0,981
$V_s$	5,916 m/s	7,717 m/s	10,288 m/s	12,347 m/s
$T_\phi$	9,8 s	13,1 s	14,3 s	12,0 s
$I_{BK}/L_{PP}$	0,324	0,285	0,293	0,291
$b_{BK}/B$	0,012	0,013	0,010	0,009

Tabla 17: Datos requeridos para calcular los criterios de vulnerabilidad frente a *Parametric Roll*

Donde los nuevos datos, que no se demandaban en el capítulo anterior, corresponden a:

$C_m$  = Coeficiente de la maestra

$T_\phi$  = Período de balanceo natural del buque

$\frac{I_{BK}}{L_{PP}} =$  longitud de la quilla de pantoque normalizada con la longitud del buque entre perpendiculares

$b_{BK}/B =$  anchura de la quilla de pantoque normalizada con la manga de trazado

Para obtener los coeficientes de la maestra de cada buque ( $C_m$ ), se recurre a la formulación, ya que no se disponen de los mismos. Así pues, al ser el número de Froude inferior a 0,5 en todos los casos, puede calcularse a través de la siguiente fórmula:

$$C_m = 1 - 2 * Fn^4$$

Por otra parte, el cálculo del período de balanceo natural del buque, si no se conoce de antemano, se puede aproximar mediante la formulación dada en la normativa (Código IS 2008, Parte A, 2.3):

$$T_\phi = \frac{2 \cdot C \cdot B}{\sqrt{GM}} \quad (59)$$

Se verifica esta forma de aproximación, ya que del único dato del periodo de balanceo que se dispone, este es de 9,75 s, mientras que tras obtenerlo por formulación este equivale a 9,78 s. Eso es así, ya que precisamente los *softwares* de estabilidad hacen uso de la fórmula (59) para calcular el periodo de balanceo natural del buque.

Los dos últimos valores de la tabla 17, correspondientes a las relaciones de la longitud y la anchura de la quilla respectivamente se obtienen de forma directa en los planos de los buques.

### 3.2.1 Cálculo de los criterios de Lv1 de vulnerabilidad

Primeramente se calcula la relación del área de la quilla del pantoque como sigue:

$$B_{KAR} = 100 \cdot \frac{A_K}{L_{PP} \cdot B} = 100 \cdot \left( \frac{I_{BK}}{L_{PP}} \right) \cdot \left( \frac{b_{BK}}{B} \right) \cdot 2$$

Seguidamente se calcula el factor  $R_{PR}$  mediante:

$$R_{PR} = 0,17 + 0,425 \cdot B_{KAR}$$

Luego se deben calcular los valores del factor conocido como calado inferior ( $d_L$ ), a través del mismo procedimiento mostrado para el modo de fallo anterior (54) con lo que se obtienen los mismos valores que en la tabla 8. Con ello, consultando en los datos hidrostáticos de cada buque, se obtienen los momentos de inercia del plano de

agua ( $I_L$ ). De igual forma que con los valores de  $d_L$ , estos también coinciden con los obtenidos para el cálculo del criterio de vulnerabilidad  $Lv1$  para *Pure Loss of Stability*.

El siguiente paso corresponde a la obtención del valor del calado superior ( $d_H$ ), el cual se obtiene mediante:

$$d_H = d + \delta d_H$$

Previamente, se debe calcular el valor de  $\delta d_H$  mediante la siguiente expresión:

$$\delta d_H = \text{Min}\{D - d, LS_W/2\}$$

Con estos calados, ya es posible obtener los momentos de inercia del plano de agua para estos ( $I_H$ ) y para cada buque. Por último se consigue calcular la siguiente relación, la cual corresponde al criterio de vulnerabilidad de  $Lv1$  para este modo de fallo:

$$\frac{\Delta GM}{GM} = \frac{I_H - I_L}{2 \cdot C_b \cdot L_{pp} \cdot B \cdot d}$$

De esta forma, en la siguiente tabla se representan los valores que determinan si los buques son vulnerables o no:

Buque	$R_{PR}$	$\Delta GM/GM$	Vulnerable
Cement	0,5005	0,0148	No
Oceano	0,4849	0,5498	Sí
Portacont	0,4191	0,7062	Sí
RO-PAX	0,3926	0,8263	Sí

Tabla 18: Resultados del  $Lv1$  de vulnerabilidad frente a *Parametric Roll*

Así pues, aquellos buques en los que se cumpla  $\Delta GM/GM > R_{PR}$ , es decir en el buque oceanográfico, el portacontenedores y el RO-PAX, se consideran como vulnerables ante el modo de fallo de *Parametric Roll*. De igual forma que en la evaluación del criterio de vulnerabilidad de  $Lv1$  frente a *Pure Loss of Stability*, el buque cementero no resulta vulnerable a *Parametric Roll*. Los buques que se han considerado como vulnerables en este primer criterio deben de ser evaluados mediante el nivel de vulnerabilidad  $Lv2$ . No obstante, también se evalúa el buque cementero, para comprobar que exista concordancia entre ambos niveles de vulnerabilidad.

### 3.2.2 Cálculo de los criterios de $Lv2$ de vulnerabilidad

Como es recurrente en la metodología de los niveles de vulnerabilidad de  $Lv2$  en los SGISc, la normativa establece dos criterios distintos para poder analizar la vulnerabilidad. En este caso, para el análisis del modo de fallo de *Parametric Roll*, el

MSC indica que se puede evaluar de las siguientes formas (MSC. 1/Circ. 1627, Anexo, pág.28):

$$C1 \leq R_{PR1}$$

$$C2 \leq R_{PR2}$$

Donde  $R_{PR1} = 0,06$  y  $R_{PR2} = 0,025$ . De esta forma, se considera que un buque no será vulnerable ante el modo de fallo de *Parametric Roll* si se cumple alguna de las dos inecuaciones anteriores.

Asimismo, de forma similar a como pasa en los criterios de evaluación de vulnerabilidad de Lv2 de *Pure Loss of Stability*, el primer criterio ( $C1$ ), se calcula como una media ponderada. Esta media se formula a partir de un conjunto de olas especificadas en la tabla 2.5.3.2.3 (MSC. 1/Circ. 1627, Anexo, pág.30). Así pues, el primer criterio se calcula como:

$$C1 = \sum_{i=1}^N W_i \cdot C_i$$

Donde:

$W_i$  = factor de ponderación para la ola respectiva, especificada en la tabla 2.5.3.2.3

$C_i = 0$  si se cumple alguno de los requerimientos que se muestran en los siguientes párrafos o 1 si no se cumple ninguno de dichos criterios

$N$  = el número de observaciones de olas evaluadas, como se especifica en la tabla

Asimismo, los requerimientos que determinan el valor de  $C_i$ , y por ende si la ola en cuestión computa para el cálculo del criterio  $C1$ , son los siguientes. Para cada ola especificada en la tabla 2.5.3.2.3, el primer requisito correspondiente a la variación del GM en olas se cumple si:

$$GM(H_i, \lambda_i) > 0 \quad y \quad \frac{\delta GM(H_i, \lambda_i)}{GM(H_i, \lambda_i)} < R_{PR} \quad (60)$$

Donde el valor de  $R_{PR}$  equivale al ya calculado para la obtención del Lv1 en la tabla 18, y los otros parámetros corresponden a:

- ❖  $\delta GM(H_i, \lambda_i)$ : la mitad de la diferencia entre los valores máximo y mínimo de la altura metacéntrica (GM) calculada para el buque, correspondiente a la condición de carga considerada, teniendo en cuenta que el buque se encuentra adrizado y sin asiento, en las olas caracterizadas por las dimensiones principales de la tabla 2.5.3.2.3.

- ❖  $GM(H_i, \lambda_i)$ : el valor medio de la altura metacéntrica (GM) calculada para el buque, correspondiente a la condición de carga considerada, y en las mismas condiciones que en el párrafo anterior.

El segundo requisito, correspondiente a la velocidad del buque en olas, se satisface si:

$$V_{Pri} > V_s$$

Donde:

$V_{Pri}$  = velocidad de referencia del buque  $\left(\frac{m}{s}\right)$  correspondiente a la condiciones de resonancia paramétrica, cuando  $GM(H_i, \lambda_i) > 0$ :

$$V_{Pri} = \left| \frac{2\lambda_i}{T_r} \cdot \sqrt{\frac{GM(H_i, \lambda_i)}{GM} - g \frac{\lambda_i}{2\pi}} \right|$$

$V_s$  = velocidad de servicio del buque

De esta forma, se deben calcular ambos requerimientos, para cada una de las olas establecidas en la tabla 2.5.3.2.3 y poder así establecer el valor de cada  $C_i$  (0 o 1). Es decir, si uno de los dos requerimientos se cumple, este valor será 0, con lo que la ponderación para la ola en cuestión no computará a la hora de calcular  $C1$ . Posteriormente, se debe realizar el sumatorio para conocer dicho valor de  $C1$ , y con ello poder evaluar los resultados que se obtengan.

A continuación se pueden observar las olas propuestas por la norma, así como su peso de ponderación:

caso de ola	$W_i$	$\lambda_i$	$H_i$
1	0,000013	22,574	0,35
2	0,001654	37,316	0,495
3	0,020912	55,743	0,857
4	0,092799	77,857	1,295
5	0,199218	103,655	1,732
6	0,248788	133,139	2,205
7	0,208699	166,309	2,697
8	0,128984	203,164	3,176
9	0,062446	243,705	3,625
10	0,02479	287,931	4,04
11	0,008367	335,843	4,421
12	0,002473	387,44	4,769
13	0,000658	442,723	5,097



14	0,000158	501,691	5,37
15	0,000034	564,345	5,621
16	0,000007	630,684	5,95

Tabla 19: Escenarios de olas para la evaluación del Lv2 de vulnerabilidad frente a *Parametric Rolling*

De igual forma que en el capítulo anterior, donde se calculan los criterios característicos del Lv2 de vulnerabilidad frente a *Pure Loss of Stability*, en el presente capítulo también se muestra únicamente el procedimiento de obtención de los criterios (C1 y C2) para el buque cementero. Para el resto de buques con los que se trabaja en el proyecto, la obtención de dichos criterios es análoga. Así pues, en los siguientes párrafos se expone el procedimiento de cálculo para el buque cementero.

Se introducen en MAXSURF *stability* las olas con las características de la tabla 2.5.3.2.3, y se analizan para la peor condición, es decir en el centro del buque (*amidships*). Luego se realiza el análisis de *equilibrium*, y se obtienen los valores del GMt corregido a lo largo de la fase de la onda. Entonces se grafican los resultados, obteniendo los siguientes:

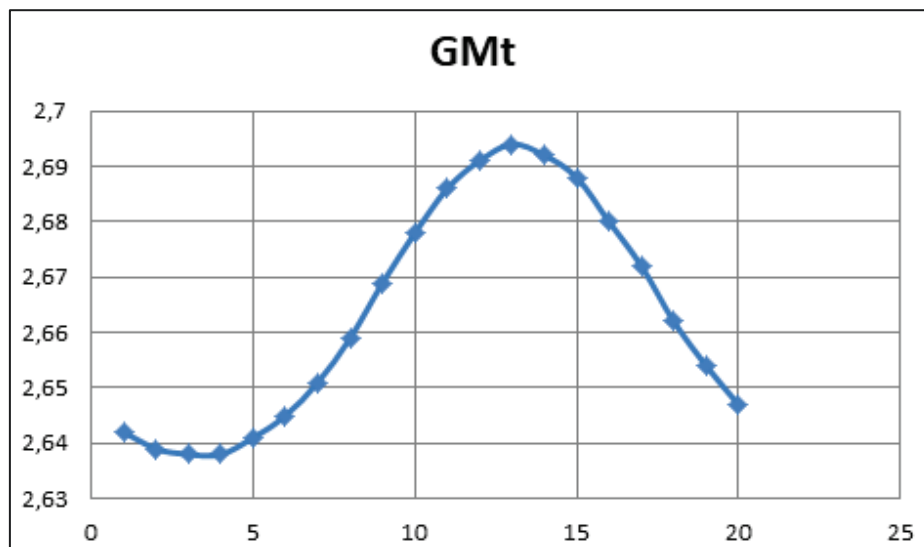


Figura 31: Gráfico correspondiente al caso de ola 4 para el buque cementero

Se ve claramente que GM es positivo, con lo que se cumple con el primer requerimiento de los correspondientes a la variación del GM en olas. Seguidamente, con los datos de GM se realizan los cálculos necesarios para poder evaluar el segundo requerimiento. Es decir, se necesitan los valores máximos y mínimos, los valores medios, y realizar la diferencia entre los valores máximo y mínimo, para cada ola. En la siguiente tabla se pueden observar los valores de los cálculos intermedios para la obtención de los requerimientos de la variación del GM en olas:



cementerero	caso de ola	gm	deltagm	requer.1	GM>0?	cumple?
	1	2,66495	0,0085	0,00319	1	1
	2	2,666	0,014	0,005251	1	1
	3	2,6707	0,0305	0,01142	1	1
	4	2,6791	0,034	0,012691	1	1
	5	2,68765	0,1	0,037207	1	1
	6	2,681526	0,124	0,046242	1	1
	7	2,68425	0,1265	0,047127	1	1
	8	2,6783	0,1135	0,042378	1	1
	9	2,67325	0,0975	0,036472	1	1
	10	2,6695	0,082	0,030717	1	1
	11	2,66705	0,0685	0,025684	1	1
	12	2,66535	0,0565	0,021198	1	1
	13	2,66445	0,047	0,01764	1	1
	14	2,66375	0,039	0,014641	1	1
	15	2,6636	0,0325	0,012202	1	1
	16	2,6633	0,028	0,010513	1	1

Tabla 20: Valores intermedios para el cálculo del  $Lv2$  de vulnerabilidad

Como se puede ver, en el caso del cementero ninguna ola afectaría para el cálculo de los requerimientos de la variación del GM en olas. Así pues, al cumplirse que las ecuaciones (60) son inferiores al  $R_{PR}$  (en este caso 0,5), el valor del primer criterio para el buque cementero es el siguiente.

$$C1 = 0,000$$

Entonces, según el apartado 2.5.3.1, el buque no es vulnerable si se cumple 2.5.3.1.1 o bien 2.5.3.1.2, es decir, con que se cualquiera de los dos ya es suficiente. Luego, sucede lo mismo con el apartado 2.5.3.2.3, ya que  $C_i$  es nulo si se cumple el criterio de variación del GM en olas (subapartado 2.5.3.2.1) o el criterio de velocidad (2.5.3.2.2). En este caso sucede exactamente lo mismo, ya que si se cumple uno de los dos, se puede asegurar que el buque no será vulnerable frente a *Parametric Rolling* en la condición de carga analizada.

En la siguiente tabla se exponen los resultados finales del requerimiento de la variación del GM en olas, para cada buque:



Buque	C1	Vulnerable
Cement	0,000	No
Oceano	0,000	No
Portacont	0,000	No
ROPAX	0,000	No

Tabla 21: Valores del criterio de variación del GM en olas

Como se puede observar en la tabla 21, en todos los buques se ha obtenido un valor nulo para el criterio de variación del GM en olas. De esta forma, y como se ha justificado en el párrafo anterior, se puede garantizar que ninguno de los cuatro buques es vulnerable frente al modo de fallo de *Parametric Rolling* para la condición de carga estudiada, correspondiente a la salida de puerto con 100% de consumibles.

### 3.3 Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a *Surf-Riding/Broaching-to*

La obtención del primer nivel de vulnerabilidad para este modo de fallo, como establece la normativa (MSC. 1/Circ. 1627, Anexo, pág.33), es mucho más directa que en los otros modos de fallo. De esta forma, los criterios que establece el SGISc para evaluar si un buque será vulnerable o no al modo de fallo de *Surf-Riding/Broaching-to*, se facilitan a continuación.

1.  $L \geq 200 \text{ m}$
2.  $F_n \leq 0,3$

Así pues, un buque se considera como no vulnerable frente al modo de fallo de estudio si cumple al menos con una de las condiciones anteriores. Si se observan las características de los buques que se estudian en el trabajo, es decir las esloras y los números de Froude, se puede establecer si será necesario evaluar con más detalle estos frente al modo de fallo de *Surf-Riding/Broaching-to*. En la siguiente tabla se muestran los datos requeridos, así como el resultado de la evaluación de los criterios propios del Lv2:

Buque	L	F <sub>n</sub>	Vulnerable
Cement	125,001	0,169	No
Oceano	62	0,313	Sí
Portacont	83,4	0,360	Sí
ROPAX	159	0,313	Sí

Tabla 22: Resultados de la evaluación del Lv1 de vulnerabilidad

Como se puede observar en la tabla 22, todos los buques tienen una eslora inferior a 200 metros, con lo que todos son hipotéticamente vulnerables al modo de fallo de estudio según el primer criterio. No obstante, el segundo criterio correspondiente al número de Froude ( $F_n$ ) descarta al buque cementero como vulnerable a *Surf-Riding/Broaching-to*. Con ello pues, los buques que deben ser evaluados con el nivel de vulnerabilidad *Lv2* son el oceanográfico, el portacontenedores y el *RO-PAX*, para poder determinar si realmente son vulnerables al modo de fallo mencionado, ya que el segundo nivel es más preciso. Por otra parte, se evaluaría también al buque cementero, para observar si existe coherencia entre ambos niveles de vulnerabilidad.

### 3.4 Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a *Dead Ship Condition*

Se describe la evaluación de la vulnerabilidad de *Lv1* en el apartado 2.2.2 de la normativa (MSC. 1/Circ. 1627, Anexo, pág.11), para el modo de fallo de *Dead Ship Condition*. Este criterio se trata, esencialmente, de una ampliación del criterio meteorológico hasta el período de balanceo calculado según la formulación propuesta por el Código IS, el cual se obtuvo anteriormente mediante la expresión (59).

Así pues, al disponerse de estos datos, ya que fueron calculados con anterioridad y que se encuentran en la tabla 17, se pueden obtener los nuevos valores para los siguientes parámetros principales, que permiten evaluar la vulnerabilidad de cada buque:

DATOS	Cementerio	Oceanográfico	Portacont.	RO-PAX
$T_\phi$	9,8 s	13,1 s	14,3 s	12,0 s
$a$	0,207	NA	0,041	0,074
$b$	0,722	NA	0,231	0,109
$\varphi_0$	10,5	NA	2,102	4,361
$\varphi_1$	23,01	NA	19,97	22,51
$r$	0,67	NA	0,67	1,28

Tabla 23: Datos requeridos para la evaluación del *Lv1* frente a *Dead Ship Condition*

Donde:

$T_\phi$  = Período de balanceo natural del buque

$a$  y  $b$  = Áreas representadas en la figura 18



$\varphi_0$  = ángulo de escora bajo la acción del viento constante (grados)

$\varphi_1$  = ángulo de balanceo a barlovento debido a la acción de las olas (grados)

$r$  = coeficiente de pendiente efectiva

Con respecto a los datos de la tabla 23 se indica que mientras se disponían de estos para el buque cementero, el portacontenedores y el RO-PAX, no era así para el oceanográfico. Es por ello, que para poder evaluar este último se tuvo que realizar el procedimiento alternativo, que consiste en obtener el criterio meteorológico en el MAXSURF Stability. A continuación se muestra el procedimiento.

Primeramente, mediante la disposición general se obtienen los datos referentes al área lateral y el centro de gravedad lateral. Una vez se obtienen estos datos, los cuales se adjuntan en la siguiente tabla, mediante el *software* de estabilidad de Bentley (MAXSURF Stability) se analiza el criterio meteorológico, implementado en el apartado 2.3 *Severe wind and Rolling criterion*.

DATOS	Oceanográfico
Área lateral	633,13 m <sup>2</sup>
Área adicional	63,33 m <sup>2</sup>
Altura del centro de gravedad lateral	17,25 m

Tabla 24: Datos del buque oceanográfico necesarios para la evaluación del criterio meteorológico

En la tabla 24, como ya se ha mencionado, los valores de los parámetros son obtenidos a través de la disposición general del buque. Asimismo, el valor del área adicional se establece como el 10% del área lateral, con la finalidad de tener en cuenta aquellos elementos expuestos al viento que no se computan en el área lateral.

El siguiente paso, es el de introducir los datos obtenidos en la tabla 24 en el programa, de forma que:

Figura 32: Implementación de los datos del buque oceanográfico en el *Severe wind and Rolling criterion*

Es entonces cuando se ejecuta este criterio en el *software*, obteniendo los siguientes resultados, los cuales permiten evaluar la vulnerabilidad del buque frente al criterio, y por ende al *Lv1* frente a *Dead Ship Condition*:

84	<b>Criteria:</b>		<b>Pass</b>	
85	<b>Angle of st</b>	<b>16,0 deg</b>	<b>10,5 Pass</b>	<b>+34,62</b>
86	<b>Angle of st</b>	<b>80,00 %</b>	<b>28,44 Pass</b>	<b>+64,45</b>
87	<b>Area1 / Are</b>	<b>100,00 %</b>	<b>449,38 Pass</b>	<b>+349,38</b>

Figura 33: Resultados del análisis de *Severe wind and Rolling criterion*

Es importante mencionar, que debido a que no se dispone del ángulo de balanceo debido a la acción de las olas ( $\varphi_1$ ) para el portacontenedores en las hidrostáticas, este se calcula según establece el apartado 2.2.2.4 de la normativa (MSC. 1/Circ. 1627, Anexo, pág. 12). De esta forma, dicho ángulo se calcula como:

$$\varphi_1 = 109 \cdot k \cdot X_1 \cdot X_2 \cdot \sqrt{r \cdot s}$$

Donde:

$X_1$  = factor expuesto en la tabla 2.2.2.4 – 1

$X_2$  = factor expuesto en la tabla 2.2.2.4 – 2

$k$  = parámetro tomado como:

$k = 1,0$  para buques con formas redondeadas y sin quillas de balance

$k = 0,7$  para buques con formas afiladas o en V

$k =$  para buques con quillas de balance, calcular según tabla 2.2.2.4 – 3



$$r = 0,73 + 0,6 \cdot \frac{KG - d}{d}; \text{ obtenido en la tabla 23}$$

$s =$  inclinación de las olas, tal y como se muestra en la tabla 2.2.2.4 – 4

Así pues, para este buque, el parámetro  $k$  se debe consultar en la tabla siguiente (2.2.2.4-3), ya que se trata de un buque con formas redondeadas, y este dispone de quillas de balance como es habitual en la mayoría de buques. Se toma la decisión de establecer quillas de balance, ya que se trata de la solución más habitual en buques mercantes. Este elemento, es un elemento completamente pasivo, que se une a la carena y no tiene ningún mecanismo o elemento móvil. La quilla de balance, tiene la finalidad principal de aportar un mayor amortiguamiento al balance.

$\frac{A_K \cdot 100}{L_{WL} \cdot B}$	$k$
0	1,0
1,0	0,98
1,5	0,95
2,0	0,88
2,5	0,79
3,0	0,74
3,5	0,72
$\geq 4,0$	0,70

Tabla 25: Valores del factor  $k$  (MSC. 1/Circ. 1627, Anexo, pág. 12)

De esta forma, al conocerse el parámetro de la primera columna ya que fue calculado para la obtención del nivel de vulnerabilidad  $Lv1$  frente al *Parametric Rolling*, obtener el valor de  $k$  es inmediato.

Siendo el parámetro  $\frac{A_K \cdot 100}{L_{WL} \cdot B}$  para el buque portacontenedores 0,586, e interpolando linealmente como indica la norma que se debe proceder en casos intermedios se obtiene un parámetro  $k$  de 0,98828, que redondeando queda en 0,99.

Para la obtención de los factores  $X_1$  y  $X_2$ , se consultan las tablas mencionadas, de forma que se obtiene:

$B/d$	$X_1$
$\leq 2,4$	1,0
2,5	0,98
2,6	0,96
2,7	0,95
2,8	0,93
2,9	0,91
3,0	0,90
3,1	0,88
3,2	0,86
3,4	0,82
$\geq 3,5$	0,80

Tabla 26: Valores del factor  $X_1$

$C_B$	$X_2$
$\leq 0,45$	0,75
0,50	0,82
0,55	0,89
0,60	0,95
0,65	0,97
$\geq 0,70$	1,00

Tabla 27: Valores del factor  $X_2$

$X_1 = 1$ , ya que la relación  $\frac{B}{d}$  es inferior a 2,4

$X_2 = 1$ , ya que el  $C_b$  es superior a 0,7

Por último se debe de obtener el factor  $s$ , que de igual forma es consulta en la tabla correspondiente que se adjunta a continuación:

Período natural de balanceo ( $T_0$ )	Factor de paso de ola ( $s$ )
$\leq 6$	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
≥ 30	0,020

Tabla 28: Valores del factor de paso de ola

Siendo el periodo natural de balanceo del buque 14,3 s, y aplicando la interpolación lineal tal y como se indica en la tabla 27, se obtiene un factor  $s$  de 0,05165.

El siguiente paso, es calcular el ángulo de balanceo debido a la acción de las olas ( $\varphi_1$ ) para el buque portacontenedores, tal que:

$$\varphi_1 = 109 \cdot k \cdot X_1 \cdot X_2 \cdot \sqrt{r \cdot s} = 19,96723 \approx 19,97^\circ$$

En la misma línea de pensamiento, la normativa establece que para los buques con dispositivos que reduzcan la amplitud de balanceo, que como ya se ha justificado los buques objeto de estudio utilizan, el cálculo del ángulo de balanceo se debe determinar sin tener en cuenta el funcionamiento de dichos dispositivos. No obstante, sí que contempla el escenario en que la Administración correspondiente esté satisfecha, con lo que entonces sí que se pueden utilizar estos dispositivos para el cálculo del ángulo de balanceo, incluso si se demuestra que los dispositivos son eficaces con una interrupción repentina de su alimentación.

Con esto, ya se disponen de todos los datos necesarios para poder evaluar el primer nivel de vulnerabilidad frente al modo de fallo de *Dead Ship Condition*. En los SGISc se establece que un buque no es vulnerable al modo de fallo de estudio, si se demuestra su capacidad para resistir los efectos combinados del viento de costados y del balanceo (MSC. 1/Circ. 1627, Anexo, pág.11). Esta capacidad queda referenciada en el esquema representado en la figura 20.



En esta se determina lo siguiente:

- ❖ El buque está sometido a una presión constante de viento que actúa de forma perpendicular a la línea central del buque, y que da lugar a una palanca de escora de viento constante ( $l_{w1}$ ).
- ❖ Con respecto al ángulo de equilibrio resultante ( $\varphi_0$ ), se supone que el buque se balancea debido a la acción de las olas hasta un ángulo de balanceo ( $\varphi_1$ ), hacia barlovento. Asimismo, el ángulo de escora bajo la acción del viento constante o  $\varphi_0$ , no debe de superar los 16° o el 80% del ángulo de inmersión de la cubierta (el menor de ellos).
- ❖ Luego, el buque se ve sometido a una presión de viento racheado, que da lugar a una palanca de escora de viento racheado ( $l_{w2}$ ). Bajo estas circunstancias, el área b debe ser igual o superior que el área a.

Así pues, los criterios que se deben contemplar para valorar la vulnerabilidad de los buques frente al modo de fallo de *Dead Ship Condition*, son que el ángulo de escora bajo la acción del viento constante o  $\varphi_0$ , no debe de superar los 16° o el 80% del ángulo de inmersión de la cubierta, y que el área b debe ser igual o superior que el área a.

Teniendo en cuenta estas restricciones, se puede ver claramente que ninguno de los buques analizados es vulnerable al fenómeno de inestabilidad dinámica de *Dead Ship Condition*. Esta validación se ha hecho ya sea tras aplicar los criterios del *Lv1* de vulnerabilidad, o en el caso del buque oceanográfico tras aplicar *Severe wind and Rolling criterion* mediante MAXSURF Stability. Este hecho es así, ya que como se ha justificado con anterioridad, al final el primer nivel de vulnerabilidad frente a *Dead Ship Condition* se trata de la evaluación del criterio meteorológico hasta el período de balanceo calculado según la formulación propuesta por el Código IS.

### **3.5 Análisis comparativo de vulnerabilidad frente a *Excessive Acceleration***

Para el cálculo de los criterios de vulnerabilidad propios para analizar el modo de fallo de *Excessive Acceleration*, es necesario establecer una localización en la que se quiera analizar dicho modo de fallo. Eso es así, ya que se requieren ciertos datos adicionales para poder analizar la vulnerabilidad frente a *Excessive Acceleration*. Así pues, y debido a que este modo de fallo afecta principalmente al desempeño de la tripulación y a su confort (índices de vomites y caídas accidentales), se establece la cubierta de puente, donde se obtienen los siguientes datos:



DATOS	Cementerero	Oceanográfico	Portacont.	RO-PAX
$h_k$	23,3 m	54,9 m	18,09 m	29,005 m
$x$	28 m	42 m	10,2 m	138,75 m
$GM$	2,628 m	1,012 m	0,561 m	3,042 m
$KG$	6,246 m	6,319 m	5,352 m	12,446 m

Tabla 29: Datos requeridos para la evaluación de *Excessive Acceleration*

Donde:

$h_k$  = altura de la cubierta considerada por encima de la quilla, en metros.

$x$   
= distancia longitudinal del lugar donde pueden estar los pasajeros o la tripulación, desde la perpendicular de popa, en metros.

$GM$  = altura metacéntrica sin la corrección por superficie libre, en metros.

$KG$  = altura del centro de gravedad del buque por encima de la quilla, en metros.

De los datos anteriores, es importante destacar que la altura metacéntrica no es la misma que la usada en el cálculo de otros criterios de vulnerabilidad, ya que para los propios del modo de fallo de *Excessive Acceleration*, se requiere que esta no considere la corrección por superficie libre.

Primeramente, para la obtención del criterio de vulnerabilidad  $Lv1$  frente al modo de fallo de estudio, se debe calcular el factor  $k_L$ , el cual toma como referencia la acción simultánea del balanceo, la guiñada y el cabeceo.

Este, dependiendo de la relación que exista entre el parámetro  $x$  anterior (distancia longitudinal del lugar donde se pueda encontrar la tripulación) y la eslora, se obtiene de una forma u otra:

$$k_L = \begin{cases} 1,125 - 0,625 \cdot \frac{x}{L} & \text{if } x < 0,2 \cdot L \\ 1,0 & \text{if } 0,2 \cdot L \leq x \leq 0,65 \cdot L \\ 0,527 + 0,727 \cdot \frac{x}{L} & \text{if } x > 0,65 \cdot L \end{cases}$$

Por otra parte, también son requeridos los periodos naturales de balanceo de cada buque. No obstante, estos ya fueron calculados para la obtención de otros criterios de vulnerabilidad.

Seguidamente, se obtiene el parámetro conocido como coeficiente de inclinación efectiva de las olas ( $r$ ), como sigue:

$$r = \frac{K_1 + K_2 + OG \cdot F}{\frac{B^2}{12 \cdot C_B \cdot d} - \frac{C_B \cdot d}{2} - OG}$$

Para la obtención de este, es necesario realizar los siguientes cálculos intermedios:

$$\tilde{B} = 2\pi^2 B / (gT_r^2)$$

$$\tilde{T} = 4\pi^2 C_B d / (gT_r^2)$$

$$\beta = \sin(\tilde{B}) / \tilde{B}$$

$$\tau = \exp(-\tilde{T}) / \tilde{T}$$

$$F = \beta(\tau - 1/\tilde{T})$$

$$K_1 = g\beta T_r^2 \cdot (\tau + \tau\tilde{T} - 1/\tilde{T}) / (4\pi^2)$$

$$K_2 = g\tau T_r^2 \cdot (\beta - \cos\tilde{B}) / (4\pi^2)$$

$$OG = KG - d$$

El siguiente paso es obtener el valor de la inclinación de la ola,  $s$  el cual se determina en función del periodo natural de balanceo. Este se obtiene de la tabla 2.3.2.1, ya sea de forma directa, o mediante interpolación lineal para los valores intermedios. Se obtuvo dicho valor para el cálculo de los criterios que analizan el modo de fallo de *Dead Ship Condition*, calculado según indica la tabla 27.

En la siguiente tabla se pueden observar los resultados obtenidos hasta el momento para cada buque objeto de estudio:

DATOS	Cementerero	Oceanográfico	Portacont.	RO-PAX
$k_L$	1	1,019	1,049	1,161
$r$	0,754	0,913	0,853	0,839
$s$	0,081	0,059	0,052	0,065

Tabla 30: Valores intermedios para la evaluación del  $Lv1$  frente a *Dead Ship Condition*

Para continuar con el proceso de obtención del primer nivel de vulnerabilidad frente a *Excessive Acceleration* se necesita calcular la disminución logarítmica no dimensional de caída del balanceo ( $\delta_\phi$ ). Esta se calcula como:

$$\delta_\phi = 0,5 \cdot \pi \cdot R_{PR}$$

Siendo  $R_{PR}$  un valor dependiente del coeficiente en la maestra, ya obtenido para el cálculo del criterio de vulnerabilidad de  $Lv1$  frente al *Parametric Rolling*. Se obtienen entonces las disminuciones logarítmicas para cada buque.

El factor *Rol3-D Direct panel integration method*  $\phi$ , se obtiene de forma directa como:

$$\phi = 4,43 \cdot r \cdot \frac{S}{\delta_{\phi}^{0,5}}$$

Por último, es posible realizar el cálculo de la aceleración lateral, el cual permite a su vez evaluar el primer nivel de vulnerabilidad para el modo de fallo de estudio en el presente capítulo. Dicha aceleración se obtiene como:

$$Acc_{lat} = \phi \cdot K_L \cdot (g + 4\pi^2 h_r / T_r^2)$$

Donde:

$$h_r = h_k - (KG + d)/2$$

Con eso, ya es posible evaluar si los buques serán vulnerables o no frente a *Excessive Acceleration*, y por ende requerirán de un análisis más detallado, mediante el segundo nivel de vulnerabilidad. La norma establece que un buque no se considerará vulnerable a este modo de fallo, si se satisface la siguiente inecuación (MSC. 1/Circ. 1627, Anexo, pág.20):

$$Acc_{lat} \leq R_{EA1}$$

Donde  $R_{EA1}$  equivale a  $4,64 \text{ m/s}^2$ . De esta forma, en la siguiente tabla, se observa que todos los buques a excepción del portacontenedores resultan vulnerables al modo de fallo de *Excessive Acceleration* según establece el criterio propio del primer nivel de vulnerabilidad establecido por el código. Así pues, estos buques vulnerables deben ser analizados mediante el  $Lv2$  de vulnerabilidad para conocer con más detalle dicha vulnerabilidad. De igual forma que con los otros modos de fallo, también se debe evaluar el buque portacontenedores. Con ello se pretende observar si existe alguna discordancia entre los resultados obtenidos en ambos niveles de vulnerabilidad.

DATOS	Cementerero	Oceanográfico	Portacont.	RO-PAX
$\delta_{\phi}$	0,786	0,762	0,658	0,617
$\phi$	0,303 rad	0,272 rad	0,242 rad	0,306 rad
$Acc_{lat}$	5,064 $\text{m/s}^2$	5,888 $\text{m/s}^2$	3,095 $\text{m/s}^2$	5,374 $\text{m/s}^2$



Vulnerable	Sí	Sí	No	Sí
------------	----	----	----	----

Tabla 31: Resultados de la evaluación del *Lv1* de vulnerabilidad frente a *Excessive Acceleration*

### 3.6 Análisis de resultados

En el último apartado del tercer capítulo se hace una discusión de los resultados obtenidos a lo largo de este capítulo. Primeramente se menciona que, debido a la naturaleza de los distintos buques analizados, se ha podido evaluar una casuística amplia de estos. De esta forma, se han estudiado buques de características más habituales en diversas clases de buques (como el cementero o el portacontenedores), y buques con formas más específicas de una tipología en concreto, como el oceanográfico o el *RO-PAX*. Con ello pues, se muestra que el análisis de criterios no se ha limitado a buques de formas muy similares, sino que ha sido evaluado a diversas formas o dimensiones principales con el fin de llegar a conclusiones representativas y veraces en cuanto al objetivo del estudio.

En relación a los criterios evaluados, se ha podido comprobar que en la totalidad de los mismos, y en todos los modos de fallo donde se han analizado ambos niveles, se ha seguido el mismo patrón. Lo que se ha podido observar es que, mientras en el primer nivel se obtenían unos resultados en los cuales todos los buques que resultaban vulnerables frente al modo de fallo de estudio, en el segundo nivel se comprobaba que la vulnerabilidad no se mantenía. Este hecho se puede explicar, debido a que los criterios propios del segundo nivel de vulnerabilidad son mucho más precisos que los criterios del primer nivel.

En otras palabras, se puede decir que mientras los criterios de primer nivel son más conservadores y por ende de carácter cualitativo, los criterios de segundo nivel son cuantitativos ya que analizan en qué cantidad el modo de fallo analizado afecta al buque. Es por ello, que los criterios de segundo nivel de vulnerabilidad son más difíciles de implementar, ya que tienen en cuenta más factores que los de primer nivel.

Por otra parte, se ha podido comprobar que el buque que ha resultado menos vulnerable ha sido el cementero, ya que únicamente ha resultado como vulnerable a los criterios del primer nivel de vulnerabilidad de *Excessive Acceleration*. Este hecho era de esperar, debido mayoritariamente a las formas del buque mencionado, así como al bajo centro de gravedad (VCG) a causa de la tipología de la carga.

En cuanto a la comprobación de la coherencia entre los criterios de ambos niveles de vulnerabilidad, se ha visto que no hay ninguna discordancia entre estos. Es decir, en



todos aquellos casos en los que se obtenía que el buque no era vulnerable según el primer nivel (correspondiente al buque cementero en todos los modos de fallo menos con el de *Excessive Acceleration*) se lograba el mismo resultado tras aplicar los criterios correspondientes al segundo nivel de vulnerabilidad. En el caso que hubiera ocurrido lo contrario, se habría incurrido en una incoherencia entre los resultados, lo que conllevaría una revisión exhaustiva de la aplicación de los criterios analizados.

En la misma línea de pensamiento, todos aquellos resultados positivos en el primer nivel de vulnerabilidad, resultaron como negativos tras aplicar los criterios de segundo nivel de vulnerabilidad. Este hecho es lógico y fundamentado, tal y como se ha explicado anteriormente en este apartado.

Asimismo, tras realizar la totalidad de los cálculos ejecutados y consultar la literatura que se ha ido exponiendo a lo largo del trabajo, así como distintos estudios donde se evaluaban estos criterios para distintas tipologías de buques (Peters, y otros, 2011) (Umeda & Francescutto, 2016), se ve que los resultados obtenidos tienen concordancia con los que se exponen en dichos documentos. Por ello se puede verificar pragmáticamente, que el procedimiento de los criterios aplicados en el tercer capítulo del proyecto ha sido implementado correctamente.

Por último, se reitera que la evaluación de vulnerabilidad frente a los cinco modos de fallo ha sido llevada a cabo para una condición de carga determinada, que en este caso ha sido para la salida de puerto con 100% de consumibles. Con ello se quiere hacer entender al lector, que la no vulnerabilidad obtenida que se puede observar en el capítulo de aplicación de los criterios, indican que el buque en cuestión no será vulnerable frente a ningún modo de fallo, para la condición de carga analizada. Esto no significa que el buque no vaya a ser en ningún caso vulnerable a alguno de los modos de fallo, ya que para ello se deberían analizar tantas condiciones de carga como así conste en el libro de estabilidad del buque.



## 4 CONCLUSIONES

La primera conclusión que se expone es que se han conseguido los objetivos que se perseguían en la realización del proyecto. Esto es así, ya que ha sido posible aplicar los criterios explicados en el presente trabajo a todos los buques analizados, y obtener unos resultados que permitían establecer si estos son vulnerables o no frente a cada modo de fallo.

Asimismo, se quiere dejar constancia del trabajo que ha conllevado obtener los distintos datos o valores requeridos a lo largo del procedimiento de cálculo de los criterios. Es decir, el trabajo previo a obtener los resultados de los distintos criterios ha sido notable, ya que se han debido de llevar a cabo distintas acciones.

Primeramente, se tuvieron que parametrizar las formas de los cuatro buques al no disponer de los archivos correspondientes, (únicamente se disponían de los planos de formas y las disposiciones generales). Posteriormente, se requerían algunos datos que no aparecían en las condiciones de estabilidad, así como la aplicación del criterio de *Severe wind and Rolling criterion* para el buque oceanográfico, como se muestra en el capítulo tercero. Asimismo en diversos momentos del procedimiento de cálculo de los criterios se han obtenido valores intermedios ya sea por interpolación lineal o mediante formulación.

Con respecto a los resultados finales que se calcularon se ha observado que estos son lógicos y coherentes, a la vez que mantienen una clara concordancia con los resultados propios de otros estudios consultados. Estos estudios y artículos, que han sido citados, muestran también una congruencia entre los distintos niveles de vulnerabilidad frente a cada modo de fallo. Así pues, los resultados de los distintos artículos fueron utilizados primeramente como referencia y, tras validar los cálculos necesarios para la obtención de los criterios de vulnerabilidad en el presente trabajo, se usaron para corroborar los resultados finales obtenidos.

Por último, en cuanto a la aplicación de los SGISc, hay que tener en cuenta que en el momento de redactar el presente trabajo no eran de aplicación obligatoria, sino recomendable. Además, se recalca que estos criterios no son contemplados por las SSCC ni por los distintos pabellones. Como se puede observar en las Reglas de Clasificación de los Buques de Acero de Bureau Veritas, en la segunda sección del tercer capítulo correspondiente a la estabilidad intacta, no se mencionan en ningún momento los criterios de segunda generación (Bureau Veritas, Julio 2021). Es decir,





por el momento los SGISc no son contemplados ni siquiera por las SSCC, las cuales suelen ser las más interesadas en ser la primera institución en contemplar una nueva normativa en sus guías o normas. Como cualquier normativa nueva, se requiere un intervalo de tiempo para su creación, corrección, ratificación e implementación antes de que esta se establezca de obligado cumplimiento. Este procedimiento se puede prolongar durante varios años, haciendo que se retrase la incorporación de, en este caso, los SGISc, los cuales complementen y actualicen a los actuales criterios de estabilidad intacta.

No obstante, se considera que la formación en este campo es importante a la par que interesante, ya que indudablemente en un futuro próximo se establecerán como normativa de obligado cumplimiento en el campo de la estabilidad intacta. Con ello queda constancia de que el Ingeniero Naval y Oceánico deberá estudiar los SGISc y aprender a calcularlos y aplicarlos, igual que se hace con todas las otras normativas, ya sea en el apartado de estabilidad o en cualquiera de los otros que intervienen en el ámbito naval.

## 5 TRABAJOS FUTUROS

En este último apartado de la memoria se pretende establecer las líneas y pautas de posibles trabajos futuros que pueden realizarse y que toman como punto de partida el trabajo realizado en el proyecto de final de máster.

El primer punto que se trata es el de la realización de los cálculos propios del segundo nivel de vulnerabilidad de los modos de fallo que no se han realizado en el trabajo. Estos no fueron realizados ya que superan con creces los límites del TFM tanto en horas de trabajo como en conocimientos acerca de programación requeridos para la creación de los modelos matemáticos, los cuales son necesarios generar para la obtención de los resultados que permitan establecer la vulnerabilidad del buque analizado frente al modo de fallo de estudio.

En segundo lugar, durante la realización del trabajo se ha podido observar que una vez comprendidos tanto los modos de fallo como los criterios a aplicar, el procedimiento de cálculo se convierte en mecánico y directo para cada condición de carga. De esta forma se quiere dejar constancia de que una línea de trabajo interesante sería la de programar mediante un sistema de cómputo numérico como MATLAB todas las condiciones de carga que se contemplan para el buque.

En este caso se podría desarrollar un código que permitiera introducir los datos requeridos para el cálculo de los SGISc y para cada condición de carga. Posteriormente, se podría implementar este código en un lenguaje de programación de más alto nivel, como C++ o Python. Asimismo, una vez desarrollado dicho código, sería posible añadir a los actuales *softwares* existentes, los cuales permiten introducir condiciones de carga a bordo y obtener información a tiempo real de las mismas. De esta forma se conseguiría una herramienta muy completa para la tripulación, en lo que a la estabilidad intacta del buque se refiere.

## BIBLIOGRAFIA

- ABS. (2004). *Guide for the Assessment of Parametric Roll Resonance in the Design of Container Carriers*. Houston, TX: American Bureau of Shipping.
- Asociación Vizcaína de Capitanes de la Marina Mercante. (Abril de 2021). *RECALADA*. Obtenido de <https://avccmm.org/recalada/>:  
<https://avccmm.org/wp-content/uploads/2021/04/RECA-184-web.pdf>
- Bassler, C. C. (2011). Review of available methods for application to second level vulnerability criteria. *Contemporary ideas on ship stability and capsizing in waves*, págs. 3-23.
- Belenky, V. (2010). Procedures for Early-Stage Naval Ship Design Evaluation of Dynamic Stability: Influence of the Wave Crest. *Naval Engineers Journal*, 122(2), págs. 93-106.
- Belenky, V. d. (2008). Toward performance-based criteria for intact stability. *Marine Technology and SNAME News*, págs. 45(2), 101.
- Belenky, V. L. (2019). Contemporary Ideas on Ship Stability: Risk of Capsizing. *Springer*, pág. Vol. 119.
- BMT Group. (2011). *Global Wave Statistics Online*. Obtenido de BMT Group Web site: [http://www.globalwavestatisticsonline.com/Help/period\\_data.htm](http://www.globalwavestatisticsonline.com/Help/period_data.htm)
- Brunswig, J. P. (Septiembre de 2006). Validation of parametric roll motion predictions for a modern containership design. *Proceedings of the 9th International Conference on Stability of Ships and Ocean Vehicles*, págs. 157-168.
- Bulian, G. (2004). Approximate analytical response curve for a parametrically excited highly nonlinear 1-DOF system with an application to ship roll motion prediction. *Nonlinear analysis: real world applications*, 5(4), págs. 725-748.
- Bureau Veritas. (Julio 2021). *Rules for the Classification of Steel Ships*. Paris .
- Butikov, E. I. (2018). Analytical expressions for stability regions in the Ince–Strutt diagram of Mathieu equation. *American Journal of Physics*, 86(4), págs. 257-267.
- Francescutto, A. (2016). Intact stability criteria of ships—Past, present and future. *Ocean Eng*, págs. 312–317.
- Germany, F. B. (2008). *Fatal accident on board the CMV CHICAGO EXPRESS during Typhoon “HAGUPIT” 24 September 2008 off the coast of Hong Kong*. Investigation Report 510/08.
- Hayashi, C. (2014). Nonlinear oscillations in physical systems. *Nonlinear Oscillations in Physical Systems*. Princeton University Press.
- Ikeda, Y. K. (2008). Proc. 6th Osaka Colloquium on Seakeeping and Stability of Ships. *Osaka Colloquium*. Osaka, Japón.
- IMO. (2006). *DIRECTRICES PROVISIONALES PARA LA EVALUACIÓN ALTERNATIVA DEL CRITERIO METEOROLÓGICO*. 81st session: IMO Maritime Safety Committee.
- IMO. (2006). *Explanatory Notes To The Interim Guidelines For Alternative Assessment Of The Weather Criterion*. 82nd session: IMO Maritime Safety Committee.



- IMO. (2006). *Interim Guidelines for Alternative Assessment of the Weather Criterion*. 81st session: IMO Maritime Safety Committee.
- IMO. (2007). *ORIENTACIÓN REVISADA QUE SIRVA DE GUÍA AL CAPITÁN PARA EVITAR SITUACIONES PELIGROSAS EN CONDICIONES METEOROLÓGICAS Y ESTADOS DE LA MAR ADVERSOS*. 82nd session: IMO Maritime Safety Committee.
- IMO. (2008). *ADOPTION OF THE INTERNATIONAL CODE ON INTACT STABILITY, 2008 (2008 IS CODE)*. 85th session: IMO Maritime Safety Committee.
- IMO. (2008). *NOTAS EXPLICATIVAS DEL CÓDIGO INTERNACIONAL DE ESTABILIDAD SIN AVERÍA, 2008*. 85th Session: IMO Maritime Safety Committee.
- IMO. (2020). *INTERIM GUIDELINES ON THE SECOND GENERATION INTACT STABILITY CRITERIA*. 102nd session: IMO Maritime Safety Committee.
- Japan Transport Safety Board. (2010). *Marine Accident Investigation Report of the Fishing vessel DAIEI-MARU No.11*. Tokyo: JTSB.
- Jensen, J. J. (2007). Efficient estimation of extreme non-linear roll motions using the first-order reliability method (FORM). *Journal of marine science and technology*, 12(4), págs. 191-202.
- Kan, N. (1990). A guideline to avoid the dangerous surf-riding. *Proc. 4th Int'l Conf. Stability of Ships & Ocean Vehicles, University Federico II of Naples*, págs. 90–97.
- Kobylinski, L. K. (2003). *Stability and safety of ships. Volume I: regulation and operation*. Kidlington, Oxford: Elsevier.
- Kroeger, H. P. (1986). Rollsimulation von schiffen im seegang. *Schiffstechnik*, 33, págs. 187-216.
- Lin, W. M. (1990). Numerical solutions for large-amplitude ship motions in the time domain. *Ann Arbor*, págs. 41–66.
- Longuet-Higgins, M. S. (1957). The statistical analysis of a random, moving surface. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 249(966), págs. 321-387.
- Longuet-Higgins, M. S. (1976). On the nonlinear transfer of energy in the peak of a gravity-wave spectrum: a simplified model. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 347(1650), págs. 311-328.
- Longuet-Higgins, M. S. (1984). Statistical properties of wave groups in a random sea state. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 312(1521), págs. 219-250.
- Ogawa, Y. (2015). An Investigation of a Safety Level in Terms of Excessive Acceleration in Rough Seas. *Proceedings of STAB*, págs. 251-259.
- Oh, I. G. (2000). A theoretical and experimental investigation of indirectly excited roll motion in ships. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 358(1771), págs. 1853-1881.
- Paulling, J. R. (1961). The tranverse Stability of a Ship in a Longitudinal Seaway. *Journal of Ship Research, SNAME*, 4(4), págs. 37-49.
- Petacco, N., & Gualeni, P. (Julio de 2020). IMO Second Generation Intact Stability criteria: general overview and focus on Operational Measures. *Journal of Marine Science and Engineering*, págs. 8(7), 494.

- Peters, W. S. (Junio de 2010). On Vulnerability criteria for righting lever variations in waves. *Proceedings of the 11th International Ship Stability Workshop, Wageningen*, págs. 6-16.
- Peters, W., Belenky, V., Bassler, C., Spyrou, K., Umeda, N., Bulian, G., & Altmayer, B. (2011). The Second Generation Intact Stability Criteria: An Overview of Development. *TRANSACTIONS - THE SOCIETY OF NAVAL ARCHITECTS AND MARINE ENGINEERS*, págs. 225-264.
- Rahola, J. (1939). The Judging of the Stability of Ships and the Determination of the Minimum Amount of Stability. *Ph.D. Thesis, Technical University of Finland, Helsinki, Finland*.
- Reed, A. M. (2008). Discussion of: Belenky, V. JO de Kat & N. Umeda (2008) "Towards Performance-Based Criteria for In-tact Stability.". *Marine Tech*, 45(2), págs. 122-123.
- Rice, S. O. (1944). Mathematical analysis of random noise. *The Bell System Technical Journal*, 23(3), págs. 282-332.
- Sadat-Hosseini, H. C. (2011). CFD, system-based and EFD study of ship dynamic instability events: Surf-riding, periodic motion, and broaching. *Ocean Engineering*, 38(1), págs. 88-110.
- SAFETY4SEA. (Enero de 2021). SAFETY4SEA. Obtenido de <https://safety4sea.com/dmaib-investigation-parametric-rolling-responsible-for-maersk-essen-loss-of-containers/>
- Sanchez, N. E. (1990). Nonlinear rolling motions of ships in longitudinal waves. *International Shipbuilding Progress*, 37(411).
- Sevastianov, N. B. (1994). An algorithm of probabilistic stability assessment and standards. *Proc. 5th Int'l Conf. Stability of Ships & Ocean Vehicles (STAB '94)*, Vol. 5, pág. 12.
- Shigunov, V. R. (Junio de 2011). On the consideration of lateral accelerations in ship design rules. *Proc. 12th International Ship Stability Workshop, Washington, USA*.
- Shigunov, V., & Pereira, R. (Septiembre de 2009). Direct Assessment Procedure and Operational Guidance for Avoidance of Cargo Loss and Damage on Container Ships in Heavy. *International Workshop on Dynamic Stability Considerations in Ship Design (DSCSD)*, pág. 15.
- Spyrou, K. J. (2005). Design criteria for parametric rolling. *Oceanic Engineering International*, 9(1), pág. 11.
- Spyrou, K. J. (2006). Asymmetric surging of ships in following seas and its repercussions for safety. *Nonlinear Dynamics*, 43(1), págs. 149-172.
- St Denis, M. (1980). Some comments on certain idealized variance spectra of the seaway currently in fashion. *Journal of Ship Research*, 24(04), págs. 271-278.
- Themelis, N., & Spyrou, K. J. (Marzo de 2008). Probabilistic assessment of ship stability based on the concept of critical wave groups. *Proc. 10th Intl. Ship Stability Workshop*.
- Umeda, N. (2007). Theoretical prediction of broaching probability for a ship in irregular astern seas. *Proceedings of the 9th International Ship Stability Workshop*, págs. 1-5.



- Umeda, N., & Francescutto, A. (Junio de 2016). Current state of the second generation intact stability criteria-achievements and remaining issues. *Proceedings of the 15th International Ship Stability Workshop*, págs. 13-15.
- Umeda, N., & Yamamura, S. (Junio de 2010). Designing new generation intact stability criteria on broaching associated with surf-riding. *Proceedings of the 11th International Ship Stability Workshop, Wageningen*, págs. 17-25.
- Yen, T. G. (Septiembre de 2010). Development and validation of numerical simulations for ship maneuvering in calm water and in waves. *Proceedings of the 28th Symposium on Naval Hydrodynamics*, págs. 12-27.



## ANEXOS

A continuación se adjuntan los datos hidrostáticos y las condiciones de estabilidad utilizados en el trabajo de cada buque, pero censurando el nombre por confidencialidad. Asimismo se incluyen las hojas de cálculo desarrolladas por el autor del proyecto, para llevar a cabo el cálculo de los criterios trabajados en la presenta memoria.

Se indica a continuación y por orden los anexos que se adjuntan:

- ❖ Condiciones de estabilidad del buque cementero
- ❖ Condiciones de estabilidad del buque oceanográfico
- ❖ Libro de estabilidad intacta portacontenedores
- ❖ Libro de estabilidad intacta *RO-PAX*
- ❖ Hojas de *Excel* más significativas para los cálculos de los criterios



CONDICION DE CARGA : 100% PLENA CARGA

CONCEPTOS DE LA CARGA

CAPA No	DESCRIPCION	X1 (m)	X2 (m)	PESO (t)	KG (m)	LCG (m)	YG (m)	CSL (t.m)
1	EC1P	94.200	115.000	1095.59	5.940	103.488	-4.502	0.00
2	EC1S	94.200	115.000	1095.59	5.940	103.488	4.502	0.00
3	EC2P	72.600	94.200	1294.71	5.940	83.924	-5.089	0.00
4	EC2S	72.600	94.200	1294.71	5.940	83.924	5.089	0.00
5	EC3P	51.000	72.600	1296.08	5.938	61.266	-5.096	0.00
6	EC3S	51.000	72.600	1296.08	5.938	61.266	5.096	0.00
7	EC4P	29.400	51.000	1295.89	5.938	40.733	-5.096	0.00
8	EC4S	29.400	51.000	1295.89	5.938	40.733	5.096	0.00
CARGA CEMENTO				9964.55	5.939	71.098	0.000	0.00
27	FO1P	23.100	25.200	15.90	7.347	24.150	-6.510	4.80
28	FO1S	23.100	25.200	15.90	7.347	24.150	6.510	4.80
29	FO2P	25.200	27.300	15.90	7.347	26.250	-6.510	4.80
30	FO2S	25.200	27.300	15.90	7.347	26.250	6.510	4.80
31	FO3P	25.200	29.400	116.72	4.283	27.512	-2.468	19.65
32	FO3S	25.200	29.400	116.72	4.283	27.512	2.468	19.65
33	FO4P	23.100	29.400	136.80	4.806	26.521	-7.209	24.05
34	FO4S	23.100	29.400	136.80	4.806	26.521	7.209	24.05
35	FO5	23.100	25.200	11.52	0.708	24.298	-2.409	13.10
FUEL-OIL				582.16	4.793	26.730	-0.048	119.67
36	DO1P	21.000	23.100	14.69	7.347	22.050	-6.510	4.43
37	DO2P	18.900	23.100	28.24	7.348	20.454	-7.597	18.92
38	DO3S	19.600	23.100	26.93	7.347	21.235	7.739	11.66
DIESEL-OIL				69.86	7.348	21.091	-1.457	35.02
39	FW1P	-3.300	2.100	64.22	8.434	-0.387	-6.427	112.99
40	FW1S	-3.300	2.100	64.22	8.434	-0.387	6.427	112.99
AGUA DULCE				128.43	8.434	-0.387	0.000	225.98
21	LO01	17.500	18.900	8.38	7.361	18.200	-6.200	1.60
22	LO02	16.100	17.500	8.38	7.361	16.800	-6.200	1.60
23	LO03	15.400	16.100	4.19	7.361	15.750	-6.200	0.80
24	LO04	18.900	23.100	1.17	0.270	21.370	-3.247	2.48
25	LO5P	16.800	22.400	4.01	0.384	19.606	-1.249	0.50
26	LO5S	16.800	22.400	4.01	0.384	19.606	1.249	0.50
ACEITE LUBRICANTE				30.14	5.230	17.967	-4.435	7.49





CONDICION DE CARGA : 100% PLENA CARGA

CONCEPTOS DE LA CARGA

CAPA No	DESCRIPCION	X1 (m)	X2 (m)	PESO (t)	KG (m)	LCG (m)	YG (m)	CSL (t.m)
41	MI01	14.700	18.900	3.80	0.798	17.311	-3.195	3.50
42	MI02	14.700	18.900	3.80	0.798	17.311	3.195	3.50
43	MI03	11.200	14.700	12.49	0.519	13.063	0.000	43.09
44	MI04	18.900	23.100	8.54	0.635	21.304	3.851	19.64
45	MI05	23.100	24.500	4.10	5.400	23.800	0.000	48.05
VARIOS				32.74	1.226	17.545	1.004	117.78
TRIPULACION Y EFE		7.350	29.400	5.00	17.000	22.050	0.000	0.00
PROVISIONES		-2.800	2.100	15.00	10.000	-0.700	0.000	0.00
VARIOS		2.100	48.300	10.00	7.000	17.500	0.000	0.00
TRIP. Y EFECTOS VARIOS SP				30.00	10.167	9.158	0.000	0.00

RESUMEN DE CARGA

	PESO (t)	KG (m)	LCG (m)	YG (m)	CSL (t.m)
CARGA CEMENTO	9964.55	5.939	71.098	0.000	0.00
FUEL-OIL	582.16	4.793	26.730	-0.048	119.67
DIESEL-OIL	69.86	7.348	21.091	-1.457	35.02
AGUA DULCE	128.43	8.434	-0.387	0.000	225.98
ACEITE LUBRICANTE	30.14	5.230	17.967	-4.435	7.49
VARIOS	32.74	1.226	17.545	1.004	117.78
TRIP. Y EFECTOS VARIOS SP	30.00	10.167	9.158	0.000	0.00
PESO MUERTO	10837.88	5.912	67.064	-0.021	505.92
PESO ROSCA	4305.63	7.089	53.651	0.000	0.00
PESO TOTAL	15143.51	6.246	63.250	-0.015	505.92



CONDICION DE CARGA : 100% PLENA CARGA

	PESO (t)	KG (m)	LCG (m)	YG (m)	CSL (t.m)	CORR.KG (m)
PESO TOTAL	15143.51	6.246	63.250	-0.015	505.92	6.280

CALCULO SEGÚN PLANO DE FORMAS

CALADOS Y ASIEN TO EN EL EQUILIBRIO

	Popa	Medio	Proa	Asiento
Calado sobre LB en perpendiculares .....	7.233	7.143	7.053	0.180
Calado bajo quilla en perpendiculares .....	7.247	7.157	7.067	0.180
Calado bajo quilla medido en marcas .....	7.237	7.158	7.073	0.163

CRITERIOS DE ESTABILIDAD.RESOLUCION IMO A. 562

ESCORA EN EQUILIBRIO .....	0.331 gra	
PUNTO DE INUNDACION .....	58.849 gra	
AREA [ 0,30] .....	(Curva de GZ limitada a 58.8 gra)	0.328 m.rad (0.055)
AREA [ 0,40] .....	(Curva de GZ limitada a 58.8 gra)	0.538 m.rad (0.090)
AREA [30,40] .....	(Curva de GZ limitada a 58.8 gra)	0.210 m.rad (0.030)
Angulo GZmax[ 0.3,60] (Curva de GZ limitada a 58.8 gra)		42.379 gra (25.000)
GZ Max [ 0.3,60] ....	(Curva de GZ limitada a 58.8 gra)	1.285 m
GM .....		2.628 m (0.150)
GM (0 gra) .....		2.627 m
RANGO GZ > 0 .....	(Curva de GZ limitada a 58.8 gra)	58.518 gra
GZ Max [30,60] .....	(Curva de GZ limitada a 58.8 gra)	1.285 m (0.200)
AREA GZmax .....		0.591 m.rad
GZ (30 gra) .....		1.101 m
Angulo de estabilidad dinámica .....		22.210 gra
Brazo adrizante asociado.....		0.912 m

	FRANCOBORDO EN EQUILIBRIO (m)	ANGULO DE INMERSION (gra)
PUNTOS CONTORNO DE CUBIERTA	2.206	13.1
PUNTOS LINEA DE MÁRGEN	2.130	12.7
PUNTOS ESTANCOS INTEMPERIE	2.872	20.3
PTOS NO ESTANCOS A INTEMPERIE	8.063	58.8



CONDICION DE CARGA : 100% PLENA CARGA

CALCULO DE LA RESOLUCION OMI 562(14) (CRITERIO METEREOLÓGICO)

Presión del viento..... (P)	0.0514	t/m2
Area lateral expuesta al viento ..... (A)	965.703	m2
Coordenada X del centro del área lateral expuesta .....	50.958	m
Coordenada Z del centro del área lateral expuesta .....	12.563	m
Area lateral sumergida .....	880.264	m2
Brazo de palanca .....	8.938	m
Coefficiente de bloque .....	0.8071	
Coefficiente k .....	1.000	
Periodo de balance .....	9.744	
Angulo de balance por acción de las olas .....	23.01	gra
Brazo escorante por viento constante .....	0.029	m
Angulo de equilibrio resultante .....	1.0	gra
Angulo de escora límite con viento constante .....	10.5	gra
Brazo escorante por viento racheado .....	0.044	m
Angulo de equilibrio resultante .....	1.3	gra
Angulo segunda intersección entre Lw2 y curva GZ ..	60.0	gra
Angulo mínimo entre Theta f, 50 gra. y Theta c ..	50.0	gra
Area a .....	0.207	m.rad
Area b .....	0.722	m.rad (0.207)



CONDICION DE CARGA : 100% PLENA CARGA

CURVA GZ - Escora en babor

ESCORA (gra)	TMED (m)	ASIENTO (m)	LCB (m)	YB (m)	KB (m)	KN (m)	GZ (m)	AREA (m.rad)
0.0	7.143	0.182	63.246	0.000	3.762	0.000	-0.015	0.000
0.3	7.143	0.180	63.249	0.030	3.761	0.051	0.000	0.000
5.0	7.136	0.149	63.247	0.451	3.781	0.779	0.217	0.009
10.0	7.119	0.063	63.248	0.909	3.842	1.562	0.457	0.038
15.0	7.097	-0.060	63.251	1.368	3.943	2.342	0.702	0.089
20.0	7.145	-0.317	63.256	1.739	4.059	3.022	0.860	0.158
25.0	7.250	-0.708	63.264	2.065	4.194	3.644	0.976	0.238
30.0	7.375	-1.171	63.275	2.393	4.365	4.255	1.101	0.328
40.0	7.729	-2.047	63.289	2.956	4.757	5.323	1.274	0.538
50.0	8.272	-3.156	63.305	3.309	5.106	6.038	1.218	0.760
60.0	9.150	-4.909	63.318	3.503	5.380	6.411	0.965	0.951



CONDICION DE CARGA : ESCENARIO ROV SALIDA PUERTO 100% CONSUMOS

CONCEPTOS DE LA CARGA

CAPA No	DESCRIPCION	X1 (m)	X2 (m)	PESO (t)	KG (m)	LCG (m)	YG (m)	CSL (t.m)
	PERTRECHOS BOD.			20.00	6.200	9.000	0.000	0.00
	VARIOS L.CIENT			15.00	6.200	14.400	0.000	0.00
	PERTRECHOS PAÑOLE			17.00	6.200	-0.600	0.000	0.00
	PERTRECHOS PAÑOL			3.00	6.200	60.600	0.000	0.00
	ROSETA CTD			3.50	8.800	25.200	0.000	0.00
	ROV VICTOR 6000			4.60	8.900	7.200	0.000	0.00
	CHIGRE PROFUND.			32.00	9.100	15.600	0.000	0.00
	CONT. HIDRAULICO			13.00	9.200	10.200	0.000	0.00
	CONT. CONTROL			6.40	9.200	10.200	0.000	0.00
	CONT. MECANICO			9.00	9.200	4.800	0.000	0.00
	CONT. E. ELECT.			6.70	9.200	4.800	0.000	0.00
	CONT. REPUESTOS			8.70	6.300	12.000	0.000	0.00
	CARRO TRANSP.			2.70	8.000	7.800	0.000	0.00
	ANTIBALANCE			2.60	10.400	7.800	0.000	0.00
	DEPRESOR			1.20	8.200	-1.800	0.000	0.00
	RAILES DESMONT.			1.00	8.000	6.000	0.000	0.00
	EQUIP. VARIOS			29.00	8.900	7.800	0.000	0.00
	CABLE MAQU. FIJAS			16.40	11.000	24.200	0.000	0.00
	PESOS FIJOS ROV			191.80	8.272	11.648	0.000	0.00
3	T01C	49.800	55.800	51.72	1.277	52.621	0.000	0.00
4	T02C	41.400	49.800	60.98	1.390	45.960	-0.027	825.09
7	T04ER	34.200	41.400	23.88	1.227	38.076	2.525	0.00
8	T04BR	34.200	41.400	23.88	1.227	38.076	-2.525	0.00
11	T06B	25.200	33.000	23.83	0.662	29.100	-1.666	0.00
12	T06E	25.200	33.000	23.83	0.662	29.100	1.666	0.00
15	T08E	12.000	22.800	20.69	0.574	17.846	1.128	0.00
16	T08B	12.000	22.800	20.57	0.571	17.819	-1.133	0.00
17	T09E	13.200	22.800	27.85	1.171	18.829	3.773	0.00
18	T09B	13.200	22.800	27.85	1.171	18.829	-3.773	0.00
25	T15B	7.200	13.200	63.95	3.431	10.522	-3.230	0.00
26	T15E	7.200	13.200	56.36	3.465	10.730	3.456	0.00
36	UD1	30.600	32.400	8.27	6.749	31.500	3.000	0.00
37	UD2	32.400	34.200	8.27	6.749	33.300	3.000	0.00
	GASOIL 100%			441.94	1.937	27.895	0.082	825.09
19	T10E	49.800	55.800	49.92	3.975	52.586	2.305	60.14
20	T10B	49.800	55.800	49.92	3.975	52.586	-2.305	60.14
	AGUA DULCE 100%			99.85	3.975	52.586	0.000	120.28



CONDICION DE CARGA : ESCENARIO ROV SALIDA PUERTO 100% CONSUMOS

CONCEPTOS DE LA CARGA

CAPA No	DESCRIPCION	X1 (m)	X2 (m)	PESO (t)	KG (m)	LCG (m)	YG (m)	CSL (t.m)
33	T26C	33.600	34.200	7.13	3.052	33.900	0.000	2.10
34	T27	-3.000	-0.600	2.99	6.491	-1.800	2.800	0.74
	ACEITE LUBRIC. 100%			10.12	4.067	23.361	0.827	2.84
21	T11E	41.400	45.000	14.89	2.982	43.127	5.264	12.49
22	T11B	41.400	45.000	14.89	2.982	43.127	-5.264	12.49
	TANQUES ANTIESCORA			29.78	2.982	43.127	0.000	24.98
1	ESTB	47.000	51.000	23.90	16.250	49.404	0.000	686.53
	TANQUE ESTABILIZADOR			23.90	16.250	49.404	0.000	686.53
	VIVERES			15.00	14.050	52.100	0.000	0.00
	TRIP. Y EFECTOS			1.50	14.050	42.000	0.000	0.00
	CIENT. Y EFECTOS			2.50	14.050	42.000	0.000	0.00
	TRIP. Y VIVERES 100%			19.00	14.050	49.974	0.000	0.00

RESUMEN DE CARGA

	PESO (t)	KG (m)	LCG (m)	YG (m)	CSL (t.m)
PESOS FIJOS ROV	191.80	8.272	11.648	0.000	0.00
GASOIL 100%	441.94	1.937	27.895	0.082	825.09
AGUA DULCE 100%	99.85	3.975	52.586	0.000	120.28
ACEITE LUBRIC. 100%	10.12	4.067	23.361	0.827	2.84
TANQUES ANTIESCORA	29.78	2.982	43.127	0.000	24.98
TANQUE ESTABILIZADOR	23.90	16.250	49.404	0.000	686.53
TRIP. Y VIVERES 100%	19.00	14.050	49.974	0.000	0.00
PESO MUERTO	816.39	4.440	28.741	0.055	1659.71
PESO ROSCA	1961.05	7.101	31.335	-0.023	0.00
PESO TOTAL	2777.44	6.319	30.572	0.000	1659.71



CONDICION DE CARGA : ESCENARIO ROV SALIDA PUERTO 100% CONSUMOS

	WEIGHT (t)	KG (m)	LCG (m)	YG (m)	FSM (t.m)	CORR.KG (m)
PESO TOTAL	2777.44	6.319	30.572	0.000	1659.71	6.917

CALCULO SEGÚN PLANO DE FORMAS

CALADOS Y ASIEN TO EN EL EQUILIBRIO

	Popa	Medio	Proa	Asiento
Calado sobre LB en perpendiculares .....	4.856	4.772	4.688	0.168
Calado bajo quilla en perpendiculares .....	4.869	4.785	4.701	0.168
Draught under keel at corresponding mark ...	4.852	4.785	4.703	0.150

CRITERIOS DE ESTABILIDAD

ESCORA EN EQUILIBRIO .....	0.000 gra
PUNTO DE INUNDACION .....	52.319 gra
AREA [ 0,30] .....	(GZ curve limited to 52.3 gra) 0.128 m.rad (0.055)
AREA [ 0,40] .....	(GZ curve limited to 52.3 gra) 0.211 m.rad (0.090)
AREA [30,40] .....	(GZ curve limited to 52.3 gra) 0.083 m.rad (0.030)
Angulo GZmax[ 0.0,60] (Curva de GZ limitada a 52.3 gra)	34.927 gra (25.000)
GZ Max [ 0.0,60] .....	(GZ curve limited to 52.3 gra) 0.480 m
GM .....	1.012 m (0.150)
GZ Max [30,60] .....	(GZ curve limited to 52.3 gra) 0.480 m (0.200)
AREA GZmax .....	0.169 m.rad
GZ (30 gra) .....	0.464 m
Angulo de estabilidad dinámica .....	19.641 gra
Brazo adrizante asociado.....	0.318 m

FRANCOBORDO EN EQUILIBRIO (m)	ANGULO DE INMERSION (gra)
----------------------------------	------------------------------

PTOS NO ESTANCOS A INTEMPERIE	3.853	52.3
-------------------------------	-------	------



CONDICION DE CARGA : ESCENARIO ROV SALIDA PUERTO 100% CONSUMOS

GZ CURVE - Heel on starboard

ESCORA (gra)	TMED (m)	ASIENTO (m)	LCB (m)	YB (m)	KB (m)	KN (m)	GZ (m)	AREA (m.rad)
0.0	4.772	0.168	30.560	0.000	2.764	0.000	0.000	0.000
5.0	4.762	0.127	30.564	0.449	2.783	0.690	0.087	0.004
10.0	4.733	0.009	30.571	0.888	2.841	1.368	0.167	0.015
15.0	4.683	-0.167	30.581	1.318	2.937	2.034	0.244	0.033
20.0	4.611	-0.381	30.596	1.745	3.071	2.690	0.324	0.058
25.0	4.510	-0.613	30.612	2.165	3.245	3.333	0.411	0.090
30.0	4.388	-0.806	30.623	2.542	3.442	3.923	0.464	0.128
40.0	4.062	-0.807	30.615	3.153	3.867	4.901	0.455	0.211
50.0	3.606	-0.473	30.595	3.565	4.274	5.565	0.267	0.277
60.0	2.970	0.082	30.570	3.808	4.617	5.903	-0.087	0.293





GRUPO : clave PLENA ; nombre PLENA CARGA

CONDICION : clave SALIDA; nombre SALIDA PUERTO 100% CONSUMOS

DESCRIPCION	PESO (T)	XG MAESTRA	Mto. Long Tons.*M.	ZG W. S/B.	Mto. Y. Tons.*M.	MTO.S.L.
<b>PESOS LOCALIZADOS</b>						
PAÑOL PROA	5.00	40.410	202.050	9.000	45.000	
ACEITES, REPUESTOS Y VARIOS	10.00	-31.700	-317.000	2.000	20.000	
TRIPULACION Y EFECTOS	1.00	-34.700	-34.700	12.000	12.000	
VIVERES Y CONSUMOS	5.00	-39.200	-196.000	8.000	40.000	
PESO DE LA BODEGA	4283.00	3.187	13649.921	5.318	22768.428	
<b>CARGAS (ZONAS) % LLENADO</b>						
FUEL UDFOER 100.00	4.45	-40.130	-178.533	5.791	25.784	0.0
FUEL UDFOBR 100.00	4.45	-40.130	-178.533	5.791	25.764	0.0
FUEL GQPR 100.00	92.13	8.200	755.488	0.550	50.672	176.7
FUEL GQPP 100.00	97.05	-16.487	-1600.070	0.557	54.064	190.0
FUEL SDFOBR 100.00	10.50	-37.992	-398.762	5.624	59.032	0.0
FUEL FUELBR 100.00	7.36	-35.531	-281.393	3.801	27.964	0.0
DESTIL DESTBR 100.00	6.59	-33.274	-285.818	3.419	29.370	0.0
GASOIL GOUDE 100.00	4.48	-27.900	-125.062	5.590	25.057	0.0
GASOIL GOUDB 100.00	4.93	-27.900	-137.524	5.590	27.554	0.0
GASOIL GOCWER 100.00	17.40	-34.343	-587.504	3.596	62.556	0.0
DULCE DULCER 100.00	27.79	-24.488	-880.077	6.180	171.215	0.0
DULCE DULCBR 100.00	27.79	-24.488	-880.077	6.160	171.215	0.0
<b>PESO MUERTO</b>	<b>4610.922</b>	<b>1.938</b>	<b>8936.387</b>	<b>5.122</b>	<b>23615.652</b>	
<b>PESO ROSCA</b>	<b>1500.000</b>	<b>-7.200</b>	<b>-10800.000</b>	<b>6.080</b>	<b>9090.000</b>	
<b>PESO TOTAL</b>	<b>6110.922</b>	<b>-0.305</b>	<b>-1863.613</b>	<b>5.352</b>	<b>32705.656</b>	<b>189.967</b>



GRUPO : clave PLENA ; nombre PLENA CARGA  
CONDICION : clave SALIDA; nombre SALIDA PUERTO 100% CONSUMOS

RESUMEN	PESO (T)	XG NAESTRA	Mto. Long Tons.*M.	ZG M. S/B.	Mto. V. Tons.*M.	MTO.S.L.
PESOS LOCALIZADOS	4304.00	3.091	13304.211	5.317	22885.428	
CARGAS HOMOG. % LLEADO						
FUEL 100.00	215.93	-8.622	-1881.822	1.127	243.250	190.0
DESTIL 100.00	6.59	-33.274	-285.818	3.418	29.370	0.0
GASDIL 100.00	28.81	-32.081	-860.090	4.298	115.187	0.0
DOLCE 100.00	65.59	-24.458	-1360.154	6.180	342.430	0.0
PESO MUERTO	4810.922	1.938	8936.387	5.122	23615.652	
PESO ROSCA	1500.000	-7.200	-10800.000	6.080	9090.900	
PESO TOTAL	6110.922	-0.305	-1863.613	5.352	32705.656	189.987

DATOS DE LA POSICION DE EQUILIBRIO

=====

DESPLAZAMIENTO.....	=	6110.922 (T)
ABSCISA DEL C. DE G. RESPECTO A PERP. PP.	=	41.395 (M)
ABSCISA DEL C. DE G. RESPECTO A PERP. PP.	=	41.370 (M)
CALADO EN LA PERP. DE POPA. (A LA L.B.)....	=	6.484 (M)
CALADO EN LA PERP. DE PROA. (A LA L.B.)....	=	5.517 (M)
CALADO MEDIO. (A LA L.B.).....	=	6.000 (M)
CALADO MEDIO REAL (CANTO BAJO QUILLA)....	=	6.000 (M)
ESGORA ( + A ER. ) .....	=	0.0 (GR)
ASIENTO..(REAL).....	=	0.967 (M)
CALADO A POPA EN MARCAS.....	=	6.484 (M)
CALADO A PROA EN MARCAS.....	=	5.517 (M)

FLOTACION PLANA

ESTABILIDAD INICIAL

KMT (METACENTRO TRANSVERSAL S/B).....	=	5.844 (M)
XG (ALTURA DEL C. DE G. S/B).....	=	5.352 (M)
GMT (ALTURA METACENTRICA).....	=	0.582 (M)
CORRECCION POR SUPERFICIES LIBRES.....	=	0.031 (M)
GMT (CORREGIDO).....	=	0.561 (M)
XNL (METACENTRO LONGITUDINAL S/B).....	=	107.755 (M)
GML (ALTURA METACENTRICA LONG.).....	=	102.403 (M)
TONELADAS POR CM. DE INVERSION.....	=	11.427 (T)
MOMENTO PARA TRIMAR UN CM. ....	=	78.638 (T*M)



GRUPO : clave PLENA ; nombre PLENA CARGA  
CONDICION : clave SALIDA; nombre SALIDA PUERTO 100% CONSUMOS

ESTABILIDAD ESTÁTICA Y DINÁMICA

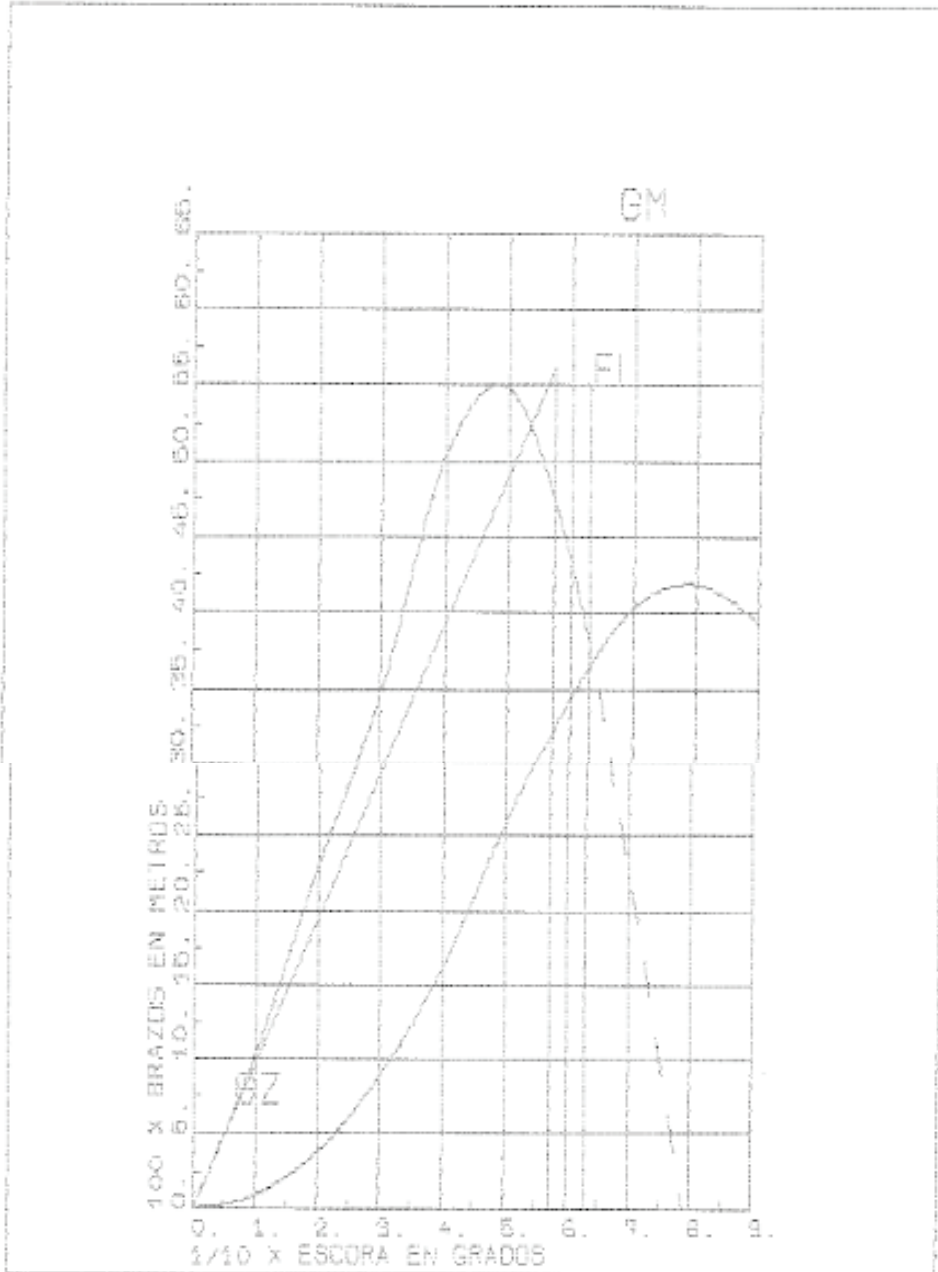
ESORA (FI)	XN	KGx SEN(FI)	GZ	CORR. S. L.	GZ CORR.	ESTAB. DINAM.
0.	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
5.	0.519	0.486	0.052	0.003	0.050	0.002
10.	1.038	0.929	0.109	0.005	0.104	0.009
15.	1.558	1.385	0.174	0.007	0.167	0.021
20.	2.071	1.830	0.240	0.008	0.232	0.038
25.	2.558	2.262	0.296	0.009	0.288	0.060
30.	3.032	2.676	0.356	0.009	0.347	0.089
35.	3.508	3.070	0.430	0.009	0.430	0.122
40.	3.952	3.440	0.512	0.009	0.504	0.161
45.	4.335	3.784	0.551	0.008	0.543	0.209
50.	4.855	4.100	0.555	0.008	0.548	0.258
60.	5.075	4.835	0.440	0.007	0.434	0.343
70.	5.260	5.029	0.231	0.005	0.226	0.404
80.	5.245	5.271	-0.026	0.004	-0.029	0.419
90.	5.058	5.352	-0.294	0.002	-0.295	0.393

CRITERIO DE ESTABILIDAD ( CRITERIO Buques de Carga y Pasaje - Circular 12/90 Mto. T. y C.)

=====

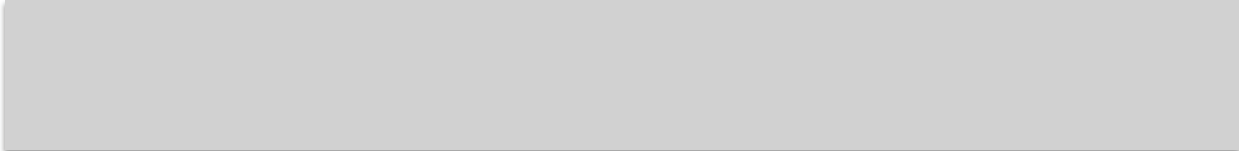
GM - ALTURA METACÉNTRICA CORREG.	0.581 (M)	VALOR MIN. 0.150	OK
ÁNGULO DE ESCORA LÍMITE.....	83.04 (GR)		
GZ MÁXIMO.....	0.551 (M)	VALOR MIN. 0.200	OK
ÁNGULO CORRESPONDIENTE A GZ MÁX.	48.33 (GR)	VALOR MIN. 25.	OK
BRAZO GZ DE 0.200 PARA ANG>30 GR	SI		OK
BRAZO DINÁMICO A 30 GRADOS.....	0.089 (M/RAD)	VALOR MIN. 0.055	OK

GRUPO : clave PLENA ; nombre PLENA CARGA  
CONDICION : clave SALIDA; nombre SALIDA PUERTO 100% CONSUMOS



CARACTERISTICAS GENERALES :  
\*\*\*\*\*

DESPLAZAMIENTO .....	6110.822 TONS.	CALADO MEDIO (A L.Base) ..	6.000 Metros
ALT. METACENTRICA TRANS..	0.581 M	ANGULO DE ESCORA LIMITE ..	63.04 Grados
BRAZO GZ MAXIMO .....	0.551 M	ANGULO DEL GZ MAXIMO .....	48.33 Grados



```

GRUPO : clave PLENA ; nombre PLENA CARGA

CONDICION: clave SALIDA; nombre SALIDA PUERTO 100% CONSUMOS

===== I M O =====

      EFECTO DEL VIENTO Y BALANCE INTENSOS
      SOBRE LA ESTABILIDAD
=====

-----
DESPLAZAMIENTO ..... = 8110.9 T
CALADO MEDIO ..... = 6.000 M
ORD. BARICENTRO AREA EXPUESTA (L.B.) .. = 9.132 M
LONGITUD PALANCA, H ..... = 6.132 M
SUP. PROY. POR ENCIMA DE LA FLOTACION.. = 400.877 M2

                                :RMW1 = 128.355 T*M
MOMENTOS PROVOCADOS POR EL VIENTO :
                                :RMW2 = 189.532 T*M

ESORA CON VIENTO CONSTANTE ..... = 2.102 GR
ESORA MAXIMA CONTRA EL VIENTO ..... = -18.196 GR
ESORA CON VIENTO RACHEADO ..... = 3.143 GR
AREA POSITIVA (AREA B ) ..... = 0.231 M*GR
AREA NEGATIVA (AREA A ) ..... = 0.041 M*GR
RELACION DE AREAS (B/A) ..... = 5.641

-----

      CRITERIO      OX

DATOS ADICIONALES I M O

BALANCE POR EFECTO DE LA OLA -----
FACTOR K ..... = 1.000
FACTOR X1 ..... = 1.000
FACTOR X2 ..... = 1.000
FACTOR R ..... = 0.685
FACTOR S ..... = 0.0518
ANGULO DE BALANCE =
--- 109.3*K*X1*X2*SQRT(R*S).... = 20.298 gr
=====

```





Situación de carga "2000" PLENA CARGA SALIDA

Cargas en compartimentos

----- datos usuario -----				CCCCCCCCCC				valores calculados				CCCCCCCCCC			
IDSP	PF	DN	WT	CN	I	G	PF	DN	WT	CN	DESCRIPCION				
D09C	100.0				Y	D	98.00	0.900	4.0	4	D09E	DO	GR.EMERG.C.47-51		
D10C	100.0				Y	D	98.00	0.900	95.7	4	D10C	DIESEL-OIL	C.75-81		
D11B	100.0				Y	D	98.00	0.900	10.8	4	D11B	DIARIO DO	C.77-79		
D12B	100.0				N	D	98.00	0.900	10.8	4	D12B	DIARIO DO	C.79-81		
F14B	100.0				Y	D	98.00	0.950	213.6	3	F14B	FUEL-OIL	C.108-120		
F14E	100.0				Y	D	98.00	0.950	213.6	3	F14E	FUEL-OIL	C.108-120		
F15B	100.0				Y	D	98.00	0.950	104.0	3	F15B	DECANT.FUEL	C.73-84		
F15E	100.0				N	D	98.00	0.950	210.8	3	F15E	FUEL-OIL	C.73-84		
F16B	100.0				Y	D	98.00	0.950	53.4	3	F16B	DIARIO FO	C.77-81		
F17B	100.0				N	D	98.00	0.950	53.4	3	F17B	DIARIO FO	C.73-77		
O20B	100.0				Y	D	98.00	0.900	10.2	5	O20B	AC.RETORNO	C.57-69		
O20E	100.0				Y	D	98.00	0.900	10.2	5	O20E	AC.RETORNO	C.57-69		
O21B	100.0				N	D	98.00	0.900	10.2	5	O21B	AC.RETORNO	C.57-69		
O21E	100.0				N	D	98.00	0.900	10.2	5	O21E	AC.RETORNO	C.57-69		
O22C	100.0				N	D	98.00	0.900	16.9	5	O22C	AC.ALMACEN	C.60-63		
W27B	100.0				Y	N	100.00	1.000	79.3	6	W27B	AG.DULCE	C.180-186		
W27E	100.0				Y	N	100.00	1.000	79.3	6	W27E	AG.DULCE	C.180-186		
W28C	100.0				Y	N	100.00	1.000	13.0	15	W28C	AG.CILINDR.C.	67-69		
W29C	100.0				Y	D	100.00	1.000	23.8	16	W29C	AG.TECNICA	C.44-48		

Otras cargas

NL	DESCRIPCION	PESO			ZCG			DFR			XCG			YCG		
		TM	S/B	M	AFR	M	FFR	M	A/AFR	M	M	M	CN			
1	LIQ.CIRCUITOS	15.0		4.750	24	0.000	85	0.000	27.000	-0.00	47					
2	PASAJE Y TRIP.	150.0		23.550	-5	0.000	185	0.000	89.500	-0.00	50					
3	VIVERES/EPECT.	10.0		27.600	143	0.150	157	0.000	6.900	-0.00	50					
4	PISCINA	20.0		20.105	1	0.015	10	0.585	2.985	-0.00	0					
5	RESPETOS	10.0		10.000	-7	0.000	225	0.000	88.700	-0.00	50					
6	LASHING+CAB.	5.0		10.000	27	0.000	39	0.000	4.500	-0.00	50					
7	TRAILERS CTA.1	350.0		4.750	72	0.000	168	0.000	38.659	-1.33	44					
8	TRAILERS CTA.3	1560.0		11.300	-5	0.000	195	0.000	89.268	0.01	44					
9	TRAILERS CTA.5	1791.0		16.740	-5	0.000	195	0.000	84.420	0.10	44					



Situación de carga "2000"		PLENA CARGA SALIDA			
IDSF	DESCRIP.	WT TONS.	Z.C.G. M	X.C.G. M	INER. M4
	PESO EN ROSCA	11980.4	12.751	68.791	
D09C	D09E DO GR.EMERG.C.47-51	4.0	27.605	34.950	0.2
D10C	D10C DIESEL-OIL C.75-81	95.7	1.925	56.700	648.0
D11B	D11B DIARIO DO C.77-79	10.8	7.392	56.700	3.4
D12B	D12B DIARIO DO C.79-81	10.8	7.393	58.200	
F14B	F14B FUEL-OIL C.108-120	213.6	5.779	83.669	82.9
F14E	F14E FUEL-OIL C.108-120	213.6	5.779	83.669	82.9
F15B	F15B DECANT. FUEL C.73-84	104.0	4.959	58.230	76.0
F15E	F15E FUEL-OIL C.73-84	210.8	5.868	57.075	
F16B	F16B DIARIO FO C.77-81	53.4	6.753	57.450	27.6
F17B	F17B DIARIO FO C.73-77	53.4	6.753	54.450	
O20B	O20B AC.RETORNO C.57-69	10.2	1.608	45.713	5.4
O20E	O20E AC.RETORNO C.57-69	10.2	1.608	45.715	5.4
O21B	O21B AC.RETORNO C.57-69	10.2	1.608	45.713	
O21E	O21E AC.RETORNO C.57-69	10.2	1.608	45.715	
O22C	O22C AC.ALMACEN C.60-63	16.9	1.506	44.328	
W27B	W27B AG.DULCE C.180-186	79.3	5.979	135.450	22.2
W27E	W27E AG.DULCE C.180-186	79.3	5.979	135.450	22.2
W28C	W28C AG.CILINDR.C.67-69	13.0	1.477	49.200	3.4
W29C	W29C AG.TECNICA C.44-48	23.8	3.550	32.700	6.8
	LIQ.CIRCUITOS	15.0	4.750	43.200	
	PASAJE Y TRIP.	150.0	23.550	86.500	
	VIVERES/EPECT.	10.0	27.600	112.500	
	PISCINA	20.0	20.105	3.600	
	RESPETOS	10.0	10.000	84.500	
	LASHING+CAB.	5.0	10.000	22.950	
	TRAILERS CTA.1	350.0	4.750	90.859	
	TRAILERS CTA.3	1560.0	11.300	86.268	
	TRAILERS CTA.5	1791.0	16.740	81.420	
	DESPLAZAMIENTO	17114.6	12.446	72.701	
	C.G. S/BASE (CORREGIDO SUP. LIBRE)		12.499		

Abscisas referidas a la perpendicular de popa





Situación de carga "2000"		PLENA CARGA SALIDA		
CONTENIDO	PESO TM.	CENTRO DE GRAVEDAD S/BASE M.	A PPP M.	
COMBUSTIBLE PESADO	848.8	5.823	70.458	
COMBUSTIBLE LIGERO	121.3	3.741	56.123	
ACEITE LUBRICANTE	57.6	1.578	45.308	
AGUA DULCE	158.6	5.979	135.450	
AGUA CILINDROS	13.0	1.477	49.200	
AGUA TECNICA	23.8	3.550	32.700	
TRAILERS	3701.0	13.313	84.356	
LIQ.CIRCUITOS	15.0	4.750	43.200	
TRIPULACION Y EFFECT	175.0	22.620	86.056	
OTRAS CARGAS	20.0	20.105	3.600	
PESO MUERTO	5134.2	11.734	81.826	
PESO EN ROSCA	11980.4	12.751	68.791	
DESPLAZAMIENTO	17114.6	12.446	72.701	

Situación de carga "2000" PLENA CARGA SALIDA

FLOTACION DE EQUILIBRIO

CALADOS (TRAZADO)	PERPENDICULAR DE POPA =	6.621	M
	PERPENDICULAR DE PROA =	6.379	M
	MEDIO =	6.500	M
	ASIENTO (POPA) =	0.242	M
CALADOS (EN LAS MARCAS)	POPA =	6.637	M
(REFERIDOS AL FONDO DEL CASCO)	PROA =	6.397	M
CALADOS (EN LAS MARCAS)	POPA =	6.621	M
(REFERIDOS A LA LINEA BASE)	PROA =	6.381	M
MOMENTO PARA CAMBIAR EL TRIMADO 1 CM	MCT =	454.6	T
CENTRO DE GRAVEDAD (P.P.)	LCG =	72.701	M
CENTRO DE CARENA (P.P.)	LCB =	72.689	M
CENTRO DE FLOTACION (P.P.)	LCF =	64.821	M
	ALTURA METACENTRICA	GM =	3.145
	ALTURA METACENTRICA CORREGIDA	GMC =	3.092
	METACENTRO TRANSVERSAL	KM =	15.591

CURVAS DE ESTABILIDAD

ANG (DEG)	KN (M)	GZ (M)	DN NM*RADIAN
-0.00	0.000	0.000	0.00
10.00	2.591	0.383	34.08
20.00	5.022	0.718	131.47
30.00	7.180	0.913	276.47
40.00	8.916	0.877	437.46
60.00	10.309	-0.496	540.12
80.00	9.652	-2.631	16.42



Cálculo de Fn

Buque	Fn	Vs	L	g
Prueba	0,240	12,165	262	9,81
Cement	0,169	5,916	125,001	9,81
Oceano	0,313	7,717	62	9,81
Portacont	0,360	10,288	83,4	9,81
ROPAX	0,313	12,347	159	9,81

Cálculo del lower draught

Buque	d	L	Sw	f1	f2	Min (f1,f2)	dL
Prueba	11,5	262	0,0334	8,625	4,3754	4,3754	7,125
Cement	7	125,001	0,0334	5,25	2,087517	2,087517	4,912
Oceano	4,6	62	0,0334	3,45	1,0354	1,0354	3,565
Portacont	6	83,4	0,0334	4,5	1,39278	1,39278	4,607
ROPAX	6,5	159	0,0334	4,875	2,6553	2,6553	3,845

CALCULO DEL CRITERIO LV1

650436,8

Buque	KB	IL	Cb	Lpp	B	d	VCG	Gmmin	RLA	Vulnerable
Prueba	6,54	665500	0,559	262	40	11,5	18,4	-1,98182	0,05	Sí
Cement	3,762	1757,813	0,804	125,001	20,5	7	1,226	2,657885	0,05	No
Oceano	2,764	7488	0,613	62	15,5	4,6	6,319	-0,79172	0,05	Sí
Portacont	3,412	10410,48	0,869	83,4	13,7	6	5,352	-0,19252	0,05	Sí
ROPAX	3,732	81033,75	0,612	159	26,4	6,5	12,446	-3,86111	0,05	Sí



### Cálculo de Cm

Buque	Fn	Cm
Prueba	0,240	0,993
Cement	0,169	0,998
Oceano	0,313	0,981
Portacont	0,360	0,967
ROPAX	0,313	0,981

### Calculo del periodo de balanceo

Buque	C	B	GM	d	L	Tr
Prueba	0,34034	40	1,965	11,5	262	19,4
Cement	0,386607	20,5	2,628	7	125,001	9,8
Oceano	0,42384	15,5	1,012	4,6	62	13,1
Portacont	0,389655	13,7	0,561	6	83,4	14,3
ROPAX	0,398045	26,4	3,042	6,5	159	12,0

### CÁLCULO DEL LV1

Buque	IBK/Lpp	bbk/B	Bkar	Rpr	dl	IL	dH	d	D	L	Sw	f1	f2	min{f1,f2}	IH	LVL1
Prueba	0,292	0,01	0,584	0,4182	7,1246	847948	14,528	12,34	24,45	262	0,0167	12,11	2,1877	2,187	1106866	0,884445
Cement	0,324	0,012	0,778	0,5005	4,912483	1757,813	8,044	7	9,5	125,001	0,0167	2,5	1,043758	1,047	2878,263	0,014781
Oceano	0,285	0,013	0,741	0,4849	3,5646	7488	5,000	4,6	5	62	0,0167	0,4	0,5177	0,4	10503,28	0,549763
Portacont	0,293	0,01	0,586	0,4191	4,60722	10410,48	6,696	6	8	83,4	0,0167	2	0,69639	0,696	15131,18	0,706245
ROPAX	0,291	0,009	0,524	0,3926	3,8447	81033,75	7,828	6,5	9,5	159	0,0167	3	1,32765	1,327	164981,4	0,82633



### CÁLCULO DEL LVL 1

Buque	L	Fn	Vulnerable
Prueba	34,5		
Cement	125,001	0,169	No
Oceano	62	0,313	Sí
Portacont	83,4	0,360	Sí
ROPAX	159	0,313	Sí

#### 2.6.2 Level 1 vulnerability criteria for the surf-riding/broaching failure mode

2.6.2.1 A ship is considered not to be vulnerable to the surf-riding/broaching failure mode if:

- .1  $L \geq 200$  m; or
- .2  $Fn \leq 0.3$ .



CÁLCULO DEL LV1

Buque	GM	KG	hk	x	kl	x/L	L	r	K1	K2	d	F	B	Cb
Prueba	8	12,75	48,72	177,41	1,019	0,677137	262	0,690	-2,35126	14,541	11,5	-0,76713	40	0,559
Cement	2,628	6,246	23,3	28	1,000	0,223998	125,0	0,754	-2,33271	4,8192	7	-0,86301	20,5	0,804
Oceano	1,012	6,319	54,9	42	1,019	0,677419	62	0,913	-1,3414	6,6209	4,6	-0,96208	15,5	0,613
Portacont	0,561	5,352	18,09	10,2	1,049	0,122302	83,4	0,853	-2,42682	2,7004	6	-0,94719	13,7	0,869
ROPAX	3,042	12,446	29,005	138,75	1,161	0,872642	159	0,839	-1,80772	12,901	6,5	-0,92587	26,4	0,612

Tr	Bñ	Tñ	beta	tau	s	dislog	rpr	rol3ddir	Acclat	hr
9,63	0,867897	0,278964	0,879103	2,712063	0,082	0,650	0,414	0,311	8,044	36,595
9,78	0,431453	0,236899	0,969262	3,330829	0,081	0,786	0,50048	0,303	5,064	16,677
13,06	0,182829	0,066522	0,994438	14,06526	0,059	0,762	0,48492 5	0,272	5,888	49,4405
14,25	0,13567	0,103268	0,996935	8,733489	0,052	0,658	0,41905	0,242	3,095	12,414
12,05	0,36584	0,110251	0,977842	8,123384	0,065	0,617	0,39261 5	0,306	5,374	19,532



CALCULO DEL CRITERIO LV2

Buque	CR1	CR2	wi	C1i	C2i	phiv	KPL1
Cement							30
Oceano							30
Portacont							30
ROPAX							30

Obtencion de periodo Tz

Buque	Tp	Tz	landa=L	phi	g	didvision
Cement	8,947716	6,4	125,001	3,141593	9,81	1,56131
Oceano	6,301606	4,5	62			
Portacont	7,308672	5,2	83,4			
ROPAX	10,09146	7,2	159			

$$\lambda = \frac{g}{2\pi} \cdot T_p^2$$

$$T_p = 1,4 \cdot T_z$$

Obencion de las alturas de ola

		0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Buque	landa=L	altura 1	altura 2	altura 3	altura 4	altura 5	altura 6	altura 7	altura 8	altura 9	altura 10	altura 11
Cement	125,001	0,0	1,3	2,5	3,8	5,0	6,3	7,5	8,8	10,0	11,3	12,5
Oceano	62	0,0	0,6	1,2	1,9	2,5	3,1	3,7	4,3	5,0	5,6	6,2
Portacont	83,4	0,0	0,8	1,7	2,5	3,3	4,2	5,0	5,8	6,7	7,5	8,3
ROPAX	159	0,0	1,6	3,2	4,8	6,4	8,0	9,5	11,1	12,7	14,3	15,9



Obtención del par escorante

Buque	landa=L	d	Fn	altura 1	altura 2	altura 3	altura 4	altura 5	altura 6	altura 7	altura 8	altura 9	altura 10	altura 11
Cement	125,001	7	0,168942	0	1,3	2,5	3,8	5,0	6,3	7,5	8,8	10,0	11,3	12,5
Oceano	62	4,6	0,312909	0	0,6	1,2	1,9	2,5	3,1	3,7	4,3	5,0	5,6	6,2
Portacont	83,4	6	0,359678	0	0,8	1,7	2,5	3,3	4,2	5,0	5,8	6,7	7,5	8,3
ROPAX	159	6,5	0,312628	0	1,6	3,2	4,8	6,4	8,0	9,5	11,1	12,7	14,3	15,9

Buque	Cement	Oceano	Portacont	ROPAX	lpl2			
landa=L	125,001	62	83,4	159				
d	7	4,6	6	6,5				
Fn	0,168942	0,312909	0,359678	0,312628				
altura 1	0	0	0	0	0	0	0	0
altura 2	1,3	0,6	0,8	1,6	0,016	0,036	0,062	0,051
altura 3	2,5	1,2	1,7	3,2	0,032	0,072	0,124	0,102
altura 4	3,8	1,9	2,5	4,8	0,048	0,108	0,186	0,152
altura 5	5,0	2,5	3,3	6,4	0,064	0,144	0,248	0,203
altura 6	6,3	3,1	4,2	8,0	0,080	0,180	0,310	0,254
altura 7	7,5	3,7	5,0	9,5	0,096	0,216	0,373	0,305
altura 8	8,8	4,3	5,8	11,1	0,112	0,252	0,435	0,356
altura 9	10,0	5,0	6,7	12,7	0,128	0,288	0,497	0,407
altura 10	11,3	5,6	7,5	14,3	0,144	0,324	0,559	0,457
altura 11	12,5	6,2	8,3	15,9	0,160	0,360	0,621	0,508

$$l_{PL2} = 8 \cdot \left(\frac{H_i}{\lambda}\right) \cdot dFn^2$$



Obtencion del primer check

$$C1 = \sum_{i=1}^N W_i C_i$$

- .1  $C1 \leq R_{PR1}$ ; or
- .2  $C2 \leq R_{PR2}$ ;

Cálculo de la GM

caso de ola	wi	landai	Hi
1	0,000013	22,574	0,35
2	0,001654	37,316	0,495
3	0,020912	55,743	0,857
4	0,092799	77,857	1,295
5	0,199218	103,655	1,732
6	0,248788	133,139	2,205
7	0,208699	166,309	2,697
8	0,128984	203,164	3,176
9	0,062446	243,705	3,625
10	0,02479	287,931	4,04
11	0,008367	335,843	4,421
12	0,002473	387,44	4,769
13	0,000658	442,723	5,097
14	0,000158	501,691	5,37
15	0,000034	564,345	5,621
16	0,000007	630,684	5,95

Wave case number	Weight factor $W_i$	Wavelength $\lambda_i$ (m)	Wave height $H_i$ (m)
1	0.000013	22.574	0.350
2	0.001654	37.316	0.495
3	0.020912	55.743	0.857
4	0.092799	77.857	1.295
5	0.199218	103.655	1.732
6	0.248788	133.139	2.205
7	0.208699	166.309	2.697
8	0.128984	203.164	3.176
9	0.062446	243.705	3.625
10	0.024790	287.931	4.040
11	0.008367	335.843	4.421
12	0.002473	387.440	4.769
13	0.000658	442.723	5.097
14	0.000158	501.691	5.370
15	0.000034	564.345	5.621
16	0.000007	630.684	5.950

$$GM(H_i, \lambda_i) > 0 \quad \text{and} \quad \frac{\delta GM(H_i, \lambda_i)}{GM(H_i, \lambda_i)} < R_{PR}$$





Para el cementero

cementerio	caso de ola	gm	deltagm	requer.1	GM>0?	cumple?
	1	2,66495	0,0085	0,00319	1	1
	2	2,666	0,014	0,005251	1	1
	3	2,6707	0,0305	0,01142	1	1
	4	2,6791	0,034	0,012691	1	1
	5	2,68765	0,1	0,037207	1	1
	6	2,681526	0,124	0,046242	1	1
	7	2,68425	0,1265	0,047127	1	1
	8	2,6783	0,1135	0,042378	1	1
	9	2,67325	0,0975	0,036472	1	1
	10	2,6695	0,082	0,030717	1	1
	11	2,66705	0,0685	0,025684	1	1
	12	2,66535	0,0565	0,021198	1	1
	13	2,66445	0,047	0,01764	1	1
	14	2,66375	0,039	0,014641	1	1
	15	2,6636	0,0325	0,012202	1	1
16	2,6633	0,028	0,010513	1	1	

Para el oceano

oceanografico	caso de ola	gm	deltagm	requer.1	GM>0?	cumple?
	1	0,8412	0,014	0,016643	1	1
2	0,8433	0,022	0,026088	1	1	



	3	0,84645	0,0495	0,05848	1	1
	4	0,84485	0,0545	0,064508	1	1
	5	0,8418	0,0475	0,056427	1	1
	6	0,83975	0,038	0,045252	1	1
	7	0,83835	0,0305	0,036381	1	1
	8	0,83745	0,024	0,028658	1	1
	9	0,8371	0,019	0,022697	1	1
	10	0,837	0,015	0,017921	1	1
	11	0,83725	0,013	0,015527	1	1
	12	0,8374	0,01	0,011942	1	1
	13	0,8376	0,0085	0,010148	1	1
	14	0,83795	0,007	0,008354	1	1
	15	0,83815	0,006	0,007159	1	1
	16	0,83825	0,005	0,005965	1	1

Para el portacont

portaconenedores	caso de	gm	deltagm	requer.1	GM>0?	cumple?
	ola					
	1	1,22535	0,03	0,024483	1	1
	2	1,22435	0,053	0,043288	1	1
	3	1,2296	0,0835	0,067908	1	1
	4	1,23335	0,08	0,064864	1	1
	5	0,949225	0,0635	0,051565	1	1
	6	1,22875	0,0495	0,040285	1	1
	7	1,22595	0,038	0,030996	1	1
	8	1,22445	0,03	0,024501	1	1
	9	1,22425	0,025	0,020421	1	1



Anexos

Sergi Choy Solanellas

---

	10	1,22475	0,02	0,01633	1	1
	11	1,2248	0,016	0,013063	1	1
	12	1,2248	0,013	0,010614	1	1
	13	1,22495	0,0115	0,009388	1	1
	14	1,22475	0,009	0,007348	1	1
	15	1,22485	0,0085	0,00694	1	1
	16	1,22485	0,0065	0,005307	1	1