



UNIVERSIDADE DA CORUÑA



Escola Politécnica Superior

Trabajo Fin de Grado
CURSO 2019/2020

PETROLERO SUEZMAX 150000 TPM

Grado en Ingeniería Naval y Oceánica

ALUMNO

Julián Rodríguez Cortegoso

TUTOR

Fernando Lago Rodríguez

FECHA

Septiembre, 2019

8.1. RPA



GRADO EN INGENIERÍA NAVAL Y OCEÁNICA **TRABAJO FIN DE GRADO**

CURSO 2019-2020

PROYECTO NÚMERO: GENO-1920-04.

TIPO DE BUQUE: Petrolero Suezmax 150000 TPM.

CLASIFICACIÓN, COTA Y REGLAMENTOS DE APLICACIÓN: DNV GL, MARPO, SOLAS.

CARACTERÍSTICAS DE LA CARGA: Crudo de densidad máxima 0,86 t/m³.

VELOCIDAD Y AUTONOMÍA: 15 nudos (85 % MCR – 10 % MM) y 10000 millas.

SISTEMAS Y EQUIPOS DE CARGA / DESCARGA: Cámara de bombas.

PROPULSIÓN: Diésel eléctrica.

TRIPULACIÓN Y PASAJE: 25 personas con camarotes individuales.

OTROS EQUIPOS E INSTALACIONES: Los habituales en este equipo.

Ferrol, 10 septiembre 2019

ALUMNO: D. JULIÁN RODRÍGUEZ CORTEGOSO



UNIVERSIDADE DA CORUÑA



Escola Politécnica Superior

**TRABAJO FIN DE GRADO
CURSO 2019/2020**

PETROLERO SUEZMAX 150000 TPM

Grado en Ingeniería Naval y Oceánica

Cuaderno 8

CUADERNA MAESTRA

ÍNDICE

8.1. RPA	2
8.2. Introducción	10
8.3. Consideraciones previas	11
8.3.1. Consideraciones estructurales.....	11
8.3.2. Selección del tipo de estructura.....	11
8.3.3. Definición de los materiales.....	11
8.4. Definiciones dimensionales.....	12
8.4.1. Eslora de escantillonado.....	12
8.4.2. Manga de escantillonado.....	12
8.4.3. Calado de escantillonado	12
8.4.4. Desplazamiento de escantillonado	12
8.4.5. Coeficiente de bloque.....	12
8.5. Espesores de chapa mínimos	13
8.5.1. Quilla.....	13
8.5.2. Fondo	13
8.5.3. Traca de pantoque	14
8.5.4. Costado.....	14
8.5.4.1. Final hasta $T_{SC} + 4,6$ m	14
8.5.4.2. Desde $T_{SC} + 4,6$ m a $T_{SC} + 6,9$ m	14
8.5.4.3. Desde $T_{SC} + 6,9$ m a $T_{SC} + 9,2$ m	15
8.5.4.4. Traca de cinta	15
8.5.5. Cubierta.....	15
8.5.6. Doble fondo.....	16
8.5.7. Mamparos	16
8.6. Espesores de chapa debidos a la presión.....	17
8.6.1. Tensión longitudinal del casco.....	17
8.6.1.1. Aguas tranquilas en quebranto	17
8.6.1.2. Aguas tranquilas en arrufo	21
8.6.1.3. Carga dinámica vertical.....	22
8.6.1.4. Carga dinámica horizontal.....	24
8.6.1.5. Resultados finales.....	25
8.6.1.6. Comprobación de los resultados.....	25
8.6.2. Fondo	27
8.6.2.1. Presiones.....	27
8.6.2.2. Coeficientes	43
8.6.2.3. Espesor.....	44

8.6.3. Doble fondo.....	45
8.6.3.1. Presiones.....	45
8.6.3.2. Coeficientes.....	53
8.6.3.3. Espesor.....	54
8.6.4. Costado final hasta +6 m.....	55
8.6.4.1. Presiones.....	55
8.6.4.2. Coeficientes.....	61
8.6.4.3. Espesor.....	62
8.6.5. Costado desde +6 m hasta +9 m.....	63
8.6.5.1. Presiones.....	63
8.6.5.2. Coeficientes.....	68
8.6.5.3. Espesor.....	68
8.6.6. Costado desde +9 m hasta +12 m.....	70
8.6.6.1. Presiones.....	70
8.6.6.2. Coeficientes.....	75
8.6.6.3. Espesor.....	75
8.6.7. Costado desde +12 m hasta +15 m.....	77
8.6.7.1. Presiones.....	77
8.6.7.2. Coeficientes.....	82
8.6.7.3. Espesor.....	82
8.6.8. Costado desde +15 m hasta +18 m.....	84
8.6.8.1. Presiones.....	84
8.6.8.2. Coeficientes.....	89
8.6.8.3. Espesor.....	89
8.6.9. Costado desde +18 m hasta +21 m.....	91
8.6.9.1. Presiones.....	91
8.6.9.2. Coeficientes.....	94
8.6.9.3. Espesor.....	95
8.6.10. Costado desde +21 m hasta +24 m.....	96
8.6.10.1. Presiones.....	96
8.6.10.2. Coeficientes.....	99
8.6.10.3. Espesor.....	100
8.6.11. Doble casco hasta +6 m.....	101
8.6.11.1. Presiones.....	101
8.6.11.2. Coeficientes.....	106
8.6.11.3. Espesor.....	107
8.6.12. Doble casco desde +6 m hasta +9 m.....	108

8.6.12.1. Presiones.....	108
8.6.12.2. Coeficientes	110
8.6.12.3. Espesor.....	111
8.6.13. Doble casco desde +9 m hasta +12 m.....	113
8.6.13.1. Presiones.....	113
8.6.13.2. Coeficientes	115
8.6.13.3. Espesor.....	116
8.6.14. Doble casco desde +12 m hasta +15 m.....	118
8.6.14.1. Presiones.....	118
8.6.14.2. Coeficientes	120
8.6.14.3. Espesor.....	121
8.6.15. Doble casco desde +15 m hasta +18 m.....	123
8.6.15.1. Presiones.....	123
8.6.15.2. Coeficientes	125
8.6.15.3. Espesor.....	126
8.6.16. Doble casco desde +18 m hasta +21 m.....	128
8.6.16.1. Presiones.....	128
8.6.16.2. Coeficientes	130
8.6.16.3. Espesor.....	131
8.6.17. Doble casco desde +21 m hasta +24 m.....	133
8.6.17.1. Presiones.....	133
8.6.17.2. Coeficientes	135
8.6.17.3. Espesor.....	136
8.6.18. Cubierta.....	138
8.6.18.1. Presiones.....	138
8.6.18.2. Coeficientes	139
8.6.18.3. Espesor.....	140
8.6.19. Mamparo	141
8.6.19.1. Presiones.....	141
8.6.19.2. Coeficientes	145
8.6.19.3. Espesor.....	146
8.7. Espesores mínimos en refuerzos primarios	147
8.7.1. Varengas.....	147
8.7.2. Vagra central.....	147
8.7.3. Vagras.....	147
8.7.4. Bulárcamas	147
8.7.5. Baos.....	148

8.7.6. Palmejares	148
8.8. Espesores de refuerzos primarios debidos a la presión	149
8.8.1. Varengas.....	149
8.8.2. Vagras.....	149
8.8.2.1. Vagras no estancas	149
8.8.2.2. Vagra estanca.....	149
8.8.3. Bulárcamas	150
8.8.3.1. Espesor.....	151
8.8.4. Baos.....	152
8.8.4.1. Espesor.....	152
8.8.5. Palmejares	153
8.9. Espesores mínimos de refuerzos secundarios	154
8.10. Espesores de refuerzos secundarios debidos a la presión.....	155
8.10.1. Refuerzos secundarios en el fondo.....	155
8.10.1.1. Módulo mínimo	155
8.10.1.2. Espesor.....	156
8.10.1.3. Elección de refuerzos.....	158
8.10.2. Refuerzos secundarios en el doble fondo	159
8.10.2.1. Módulo mínimo	159
8.10.2.2. Espesor.....	160
8.10.2.3. Elección de refuerzos.....	162
8.10.3. Refuerzos secundarios del costado desde final hasta +6 m	163
8.10.3.1. Módulo mínimo	163
8.10.3.2. Espesor.....	164
8.10.3.3. Elección de refuerzos.....	166
8.10.4. Refuerzos secundarios del costado desde +6 m a +12 m.....	167
8.10.4.1. Módulo mínimo	167
8.10.4.2. Espesor.....	168
8.10.4.3. Elección de refuerzos.....	170
8.10.5. Refuerzos secundarios del costado desde +12 m a +18 m.....	171
8.10.5.1. Módulo mínimo	171
8.10.5.2. Espesor.....	172
8.10.3.3. Elección de refuerzos.....	174
8.10.6. Refuerzos secundarios del costado desde +18 m a +24 m.....	175
8.10.6.1. Módulo mínimo	175
8.10.6.2. Espesor.....	176
8.10.6.3. Elección de refuerzos.....	178

8.10.7. Refuerzos secundarios desde doble casco a +6 m.....	179
8.10.7.1. Módulo mínimo	179
8.10.7.2. Espesor.....	180
8.10.7.3. Elección de refuerzos.....	182
8.10.8. Refuerzos secundarios del doble casco desde +6 m a +12 m	183
8.10.8.1. Módulo mínimo	183
8.10.8.2. Espesor.....	184
8.10.8.3. Elección de refuerzos.....	186
8.10.9. Refuerzos secundarios del doble casco desde +12 m a +18 m	187
8.10.9.1. Módulo mínimo	187
8.10.9.2. Espesor.....	188
8.10.9.3. Elección de refuerzos.....	190
8.10.10. Refuerzos secundarios del doble casco desde +18 m a +24 m	191
8.10.10.1. Módulo mínimo	191
8.10.10.2. Espesor.....	192
8.10.10.3. Elección de refuerzos.....	194
8.10.11. Refuerzos secundarios en la cubierta.....	195
8.10.11.1. Módulo mínimo	195
8.10.11.2. Espesor.....	196
8.10.11.3. Elección de refuerzos.....	198
8.10.12. Refuerzos secundarios del mamparo desde doble fondo a +6 m.....	199
8.10.12.1. Módulo mínimo	199
8.10.12.2. Espesor.....	200
8.10.12.3. Elección de refuerzos.....	202
8.10.13. Refuerzos secundarios del mamparo desde +6 m a +12 m	203
8.10.13.1. Módulo mínimo	203
8.10.13.2. Espesor.....	204
8.10.13.3. Elección de refuerzos.....	206
8.10.14. Refuerzos secundarios del mamparo desde +12 m a +18 m	207
8.10.14.1. Módulo mínimo	207
8.10.14.2. Espesor.....	208
8.10.14.3. Elección de refuerzos.....	210
8.10.15. Refuerzos secundarios del mamparo desde +18 m a +24 m	211
8.10.15.1. Módulo mínimo	211
8.10.15.2. Espesor.....	212
8.10.15.3. Elección de refuerzos.....	214
8.11. Resumen de los espesores.....	215

8.11.1. Resultados obtenidos	215
8.11.2. Adición por corrosión	216
8.12. Comprobación del módulo e inercia mínima	218
8.13. Bibliografía	226
Anexo I: Buque base.....	227
Anexo II: Catálogo de llantas	229
Anexo III: Plano	231

8.2. INTRODUCCIÓN

El objetivo de este cuaderno es realizar el escantillonado de la estructura del barco siguiendo el reglamento de la sociedad de clasificación *DNV GL*.

Las dimensiones y coeficientes principales obtenidas en el Cuaderno 3: *Diseño de formas* se muestran en la siguiente tabla:

Dimensiones	Valor	Unidades
L _{pp}	263,6	m
B	48	m
D	24	m
T	17,2	m
Δ	186563	t
v	15	kn
C _b	0,823	-
C _p	0,826	-
C _m	0,996	-
C _{wf}	0,896	-

8.3. CONSIDERACIONES PREVIAS

En este apartado se establecerá el punto de partida para el desarrollo del *Cuaderno 8* recogiendo toda la información establecida en cuadernos anteriores.

8.3.1. CONSIDERACIONES ESTRUCTURALES

De acuerdo con la reglamentación aplicable, el barco del proyecto cuenta con un doble fondo con una altura de dos metros y medio que se extiende desde el primer tanque de carga hasta el pique de popa.

Del mismo modo, este buque dispone de un doble casco que recorre longitudinalmente el barco a lo largo de toda la zona de carga. Está situado a dos metros y medio con respecto al costado del buque.

La separación entre cuadernas fijada en el *Cuaderno 4: Cálculos de arquitectura naval* es de 800 mm y la separación de bulárcamas es de 3 claras de cuadernas (2400 mm) en las zonas de proa y popa y 3200 mm, cada 4 claras de cuadernas, a lo largo de la zona central (zona de carga). Debido a que la cuaderna maestra se encuentra en la zona central, se tomará 3200 mm como clara de bulárcamas para los cálculos del presente cuaderno.

8.3.2. SELECCIÓN DEL TIPO DE ESTRUCTURA

A la hora de decidir el tipo de estructura consideramos dos tipos de configuraciones estructurales: estructuras transversales y estructuras longitudinales.

Se ha optado por disponer de una estructura longitudinal para el barco del proyecto por tratarse de un buque de elevada extensión longitudinal y buscándose con este tipo de estructura una solución más resistente y ligera.

8.3.3. DEFINICIÓN DE LOS MATERIALES

El barco del proyecto se construirá con acero de *grado A* y sus principales características vienen definidas en la *Parte 3, Capítulo 3, Sección 1* de la sociedad de clasificación.

El valor de la tensión elástica en función del grado del acero se muestra en la siguiente tabla:

<i>Steel grades for plates with $t_{as_built} \leq 150$ mm</i>	<i>Specified minimum yield stress R_{eH} in N/mm^2</i>	<i>Specified tensile strength R_{m} in N/mm^2</i>
A-B-D-E	235	400 - 520

$$R_{eH} = 235 \text{ N/mm}^2$$

El factor del material, k , se toma en función del valor del límite elástico como:

<i>Specified minimum yield stress R_{eH} in N/mm^2</i>	k
235	1.00

$$k = 1$$

El módulo de Young E en el acero es:

$$E = 206000 \text{ N/mm}^2$$

8.4. DEFINICIONES DIMENSIONALES

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 1, Parte B* recoge las definiciones de los siguientes parámetros:

8.4.1. ESLORA DE ESCANTILLONADO

L es la eslora del barco en metros definida como la distancia al calado de verano desde la parte de proa de la roda hasta la mecha del timón.

$$L = 263,65 \text{ m}$$

L no será menor que el 96 %, y no es necesario que sea mayor que el 97 %, de la eslora de flotación al calado de verano.

$$L_{WL} = 268 \text{ m}$$

$$L_{WL\text{mín}} = 0,96 \cdot L_{WL} = 0,96 \cdot 268 \text{ m} = 257,28 \text{ m}$$

$$L_{WL\text{máx}} = 0,97 \cdot L_{WL} = 0,97 \cdot 268 \text{ m} = 259,96 \text{ m}$$

$$L_{WL} = 259,96 \text{ m}$$

8.4.2. MANGA DE ESCANTILLONADO

B es la manga máxima en metros, medida en el calado de verano:

$$B = 48 \text{ m}$$

8.4.3. CALADO DE ESCANTILLONADO

T es el calado de verano en metros. Tomaremos un margen de seguridad de medio metro al calado de verano quedando:

$$T = 17,7 \text{ m}$$

8.4.4. DESPLAZAMIENTO DE ESCANTILLONADO

Es el desplazamiento en agua salada ($\rho = 1,025 \text{ t/m}^3$) al calado T . Entrando con este valor en *Maxsurf* obtenemos la siguiente tabla de hidrostáticas:

Displacement	192476	t
Volume (displaced)	187781,025	m ³
Draft Amidships	17,700	m
Immersed depth	17,700	m

$$\Delta = 192476 \text{ t}$$

8.4.5. COEFICIENTE DE BLOQUE

Se calcula con las dimensiones y el desplazamiento de escantillonado:

$$Cb = \frac{\Delta}{1,025 \cdot L \cdot B \cdot T} = \frac{192476 \text{ t}}{1,025 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot 48 \text{ m} \cdot 17,7 \text{ m}} = 0,85$$

$$Cb = 0,85$$

8.5. ESPESORES DE CHAPA MÍNIMOS

La sociedad de clasificación *DNV GL* define en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 3* los espesores mínimos de las chapas con la siguiente ecuación:

$$t = a + bL_2\sqrt{k}$$

where:

a = coefficient as defined in Table 1

b = coefficient as defined in Table 1.

Tanto L_2 como k vienen definidos por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4*:

L_2	rule length, L , but need not be taken greater than 300 m	m
-------	---	---

En nuestro caso L_2 es la eslora de escantillado (L) definida anteriormente, por ser esta inferior a 300 m:

$$L_2 = L = 259,96 \text{ m}$$

k	material factor, see Ch.3 Sec.1 [2]
-----	-------------------------------------

K es el factor de material que para el acero empleado en el barco tomará el siguiente valor:

$$k = 1$$

8.5.1. QUILLA

Los coeficientes para la quilla tomarán los siguientes valores:

Element	Location	a	b
	Keel	5.0	0.05

$$a = 5$$

$$b = 0,05$$

El espesor mínimo de esta chapa será:

$$t = 5 + 0,05 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 18,00 \text{ mm}$$

$$t = 18 \text{ mm}$$

8.5.2. FONDO

Los valores de a y b para la chapa del fondo son los siguientes:

Element	Location	a	b
	Bottom and bilge	4.5	0.035

$$a = 4,5$$

$$b = 0,035$$

Por tanto, el espesor mínimo del fondo:

$$t = 4,5 + 0,035 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 13,60 \text{ mm}$$

$$t = 14 \text{ mm}$$

8.5.3. TRACA DE PANTOQUE

Es la plancha que une el costado y el fondo. Sus coeficientes coinciden con los de la plancha del fondo:

Element	Location	a	b
	Bottom and bilge	4.5	0.035

$$a = 4,5$$

$$b = 0,035$$

Obteniendo el mismo espesor mínimo:

$$t = 4,5 + 0,035 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 13,60 \text{ mm}$$

$$t = 14 \text{ mm}$$

8.5.4. COSTADO

El espesor del costado varía a lo largo del puntal diferenciando las siguientes partes:

8.5.4.1. FINAL HASTA $T_{SC} + 4,6 \text{ M}$

Son las planchas que unen el costado con el pantoque y los coeficientes tendrán el siguiente valor:

Element	Location	a	b	
Shell	Keel	5.0	0.05	
	Bottom and bilge	4.5	0.035	
	Side shell and superstructure side	From upper end of bilge plating to $T_{SC} + 4.6 \text{ m}$	4.0	0.035
		From $T_{SC} + 4.6 \text{ m}$ to $T_{SC} + 6.9 \text{ m}$		0.025
		From $T_{SC} + 6.9 \text{ m}$ to $T_{SC} + 9.2 \text{ m}$		0.015
		Elsewhere ⁶⁾		0.01
Sea chest boundaries	4.5	0.05		

$$a = 4$$

$$b = 0,035$$

Obteniendo el siguiente espesor mínimo:

$$t = 4 + 0,035 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 13,10 \text{ mm}$$

$$t = 14 \text{ mm}$$

8.5.4.2. DESDE $T_{SC} + 4,6 \text{ M}$ A $T_{SC} + 6,9 \text{ M}$

Para esta altura tendremos los siguientes valores de a y b:

Element	Location	a	b	
Shell	Keel	5.0	0.05	
	Bottom and bilge	4.5	0.035	
	Side shell and superstructure side	From upper end of bilge plating to $T_{SC} + 4.6 \text{ m}$	4.0	0.035
		From $T_{SC} + 4.6 \text{ m}$ to $T_{SC} + 6.9 \text{ m}$		0.025
		From $T_{SC} + 6.9 \text{ m}$ to $T_{SC} + 9.2 \text{ m}$		0.015
		Elsewhere ⁶⁾		0.01
Sea chest boundaries	4.5	0.05		

$$a = 4$$

$$b = 0,025$$

El espesor mínimo en esta parte será de:

$$t = 4 + 0,025 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 10,50 \text{ mm}$$

$$t = 11 \text{ mm}$$

8.5.4.3. DESDE $T_{SC} + 6,9 \text{ M}$ A $T_{SC} + 9,2 \text{ M}$

A esta parte le corresponden los siguientes valores:

Element	Location	a	b	
Shell	Keel	5.0	0.05	
	Bottom and bilge	4.5	0.035	
	Side shell and superstructure side	From upper end of bilge plating to $T_{SC} + 4.6 \text{ m}$	4.0	0.035
		From $T_{SC} + 4.6 \text{ m}$ to $T_{SC} + 6.9 \text{ m}$		0.025
		From $T_{SC} + 6.9 \text{ m}$ to $T_{SC} + 9.2 \text{ m}$		0.015
		Elsewhere ⁶⁾		0.01
Sea chest boundaries	4.5	0.05		

$$a = 4$$

$$b = 0,015$$

El espesor mínimo será de:

$$t = 4 + 0,015 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 7,90 \text{ mm}$$

$$t = 8 \text{ mm}$$

8.5.4.4. TRACA DE CINTA

Es la parte más alta del costado y tanto los coeficientes como el espesor serán más pequeños:

Element	Location	a	b	
Shell	Keel	5.0	0.05	
	Bottom and bilge	4.5	0.035	
	Side shell and superstructure side	From upper end of bilge plating to $T_{SC} + 4.6 \text{ m}$	4.0	0.035
		From $T_{SC} + 4.6 \text{ m}$ to $T_{SC} + 6.9 \text{ m}$		0.025
		From $T_{SC} + 6.9 \text{ m}$ to $T_{SC} + 9.2 \text{ m}$		0.015
		Elsewhere ⁶⁾		0.01
Sea chest boundaries	4.5	0.05		

$$a = 4$$

$$b = 0,01$$

$$t = 4 + 0,01 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 6,60 \text{ mm}$$

$$t = 7 \text{ mm}$$

8.5.5. CUBIERTA

La chapa de cubierta en barcos con tanques de carga tiene los siguientes coeficientes:

Element	Location	a	b
---------	----------	---	---

Deck	Weather deck ^{1),2),3),4)} , strength deck ^{2),3)} and platform deck in machinery space	4.5	0.02
	Boundary for cargo tanks, water ballast tanks and hold intended for cargo in bulk		0.015
	Other decks ^{3),4),5)}		0.01

$$a = 4,5$$

$$b = 0,015$$

La chapa tiene el siguiente espesor mínimo:

$$t = 4,5 + 0,015 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 8,40 \text{ mm}$$

$$t = 9 \text{ mm}$$

8.5.6. DOBLE FONDO

Para esta chapa los coeficientes a y b son:

Element	Location	a	b
Inner bottom	Cargo spaces loaded through cargo hatches except container holds	5.5	0.025
	Other spaces	4.5	0.02

$$a = 4,5$$

$$b = 0,02$$

El doble fondo tendrá un espesor que será como mínimo de:

$$t = 4,5 + 0,02 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 9,70 \text{ mm}$$

$$t = 10 \text{ mm}$$

8.5.7. MAMPAROS

Los mamparos en este barco son los encargados de dividir longitudinal y transversalmente los tanques de carga. Los mamparos tienen los siguientes valores de a y b :

Element	Location	a	b
Bulkheads	Bulkheads for cargo tanks, water ballast tanks and hold intended for cargo in bulk	4.5	0.015
	Peak bulkheads and machinery space end bulkheads		0.01
	Watertight bulkheads and other tanks bulkheads		
	Non-tight bulkheads in tanks	5.0	0.005
	Other non-tight bulkheads		0
	Walls in accommodation	4.5	0

$$a = 4,5$$

$$b = 0,015$$

El espesor mínimo de los mamparos es de:

$$t = 4,5 + 0,015 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 8,40 \text{ mm}$$

$$t = 9 \text{ mm}$$

8.6. ESPESORES DE CHAPA DEBIDOS A LA PRESIÓN

Una vez calculados los espesores mínimos se procede a calcular el espesor de cada chapa debido a la presión ejercida. Para ello *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* define que el espesor, en mm, se obtiene de la siguiente fórmula:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

where:

C_a = permissible bending stress coefficient for plate taken equal to:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

β_a = coefficient as defined in [Table 1](#)

α_a = coefficient as defined in [Table 1](#)

C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in [Table 1](#).

α_p = correction factor for the panel aspect ratio to be taken as follows but not to be taken greater than 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

a = length of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)

b = breadth of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)

P = design pressure for the considered design load set, see [Sec.2 \[2\]](#), calculated at the load calculation point defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.2\]](#), in kN/m^2

σ_{hg} = hull girder longitudinal stress, in N/mm^2 , as defined in [Sec.2 \[1\]](#), calculated at the load calculation point as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.2\]](#).

8.6.1. TENSIÓN LONGITUDINAL DEL CASCO

La tensión longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 5, Sección 3* según la siguiente ecuación:

$$\sigma_{hg} = \sigma_{hg-sw} + \sigma_{hg-dyn}$$

Donde:

$$\sigma_{hg-sw} = \begin{cases} \sigma_{sw-h} \\ \sigma_{sw-s} \end{cases}$$

$$\sigma_{hg-dyn} = \sigma_{wv-LC} + \sigma_{wh-LC}$$

La tensión longitudinal se divide a su vez en aguas tranquilas y la debida a cargas dinámicas. La primera a su vez está compuesta por dos escenarios que son arrufo y quebranto.

8.6.1.1. AGUAS TRANQUILAS EN QUEBRANTO

Esta tensión es definida en la *Parte 3, Capítulo 5, Sección 3* con la siguiente fórmula:

$$\sigma_{sw-h} = \frac{M_{sw-h}}{I_{y-n50}} (z - z_{n-n50}) 10^{-3}$$

8.6.1.1.1. MOMENTOS FLECTORES

El momento, en kNm , para la condición de quebranto se toma como:

$$M_{sw-h-min} = f_{sw} (171 C_w L^2 B (C_B + 0.7) 10^{-3} - M_{wv-h-mid})$$

El momento vertical en el centro del barco, $M_{wv-h-mid}$, es:

$M_{wv-h-mid}$ = vertical wave bending moment for strength assessment amidships in hogging condition, as defined in [3.1.1] using f_p and f_m equal to 1.0

$$M_{wv-h} = 0.19 f_{nl-vh} f_m f_p C_w L^2 B C_B$$

Con:

$$f_p = 1$$

$$f_m = 1$$

f_{nl-vh} = coefficient considering non-linear effects applied to hogging, shall be taken as:
 $f_{nl-h} = 1.0$ for strength and fatigue assessment

$$f_{nl-vh} = 1$$

El coeficiente de ola, en m, para barcos con una eslora entre 90 y 300 metros es:

C_w = wave coefficient, in m, shall be taken as:

$$C_w = 0.0856L \quad \text{for } L < 90$$

$$C_w = 10.75 - \left(\frac{300-L}{100}\right)^{1.5} \quad \text{for } 90 \leq L \leq 300$$

$$C_w = 10.75 \quad \text{for } 300 < L \leq 350$$

$$C_w = 10.75 - \left(\frac{L-350}{150}\right)^{1.5} \quad \text{for } 350 < L \leq 500$$

$$C_w = 10.75 - \left(\frac{300-L}{100}\right)^{1.5} = 10.75 - \left(\frac{300-259,96 \text{ m}}{100}\right)^{1.5} = 10,50 \text{ m}$$

$$C_w = 10,50 \text{ m}$$

La tabla siguiente recoge los valores para poder calcular el momento vertical en el centro del barco:

f_{nl-vh}	f_m	f_p	C_w	L	B	Cb
1	1	1	10,50	259,96	48	0,850

El momento vertical en el centro del barco:

$$M_{wv-h} = 0,19 \cdot f_{nl-vh} \cdot f_m \cdot f_p \cdot C_w \cdot L^2 \cdot B \cdot C_b =$$

$$= 0,19 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 10,50 \text{ m} \cdot 259,96^2 \text{ m}^2 \cdot 48 \text{ m} \cdot 0,850 = 5500343 \text{ kNm}$$

$$M_{wv-h-mid} = M_{wv-h} = 5500343 \text{ kNm}$$

El factor de distribución f_{sw} depende de la coordenada x, que es el punto donde se realiza el cálculo. En nuestro caso se situará en mitad de la eslora:

$$x = 0,5 \cdot L$$

f_{sw} = distribution factor along the ship length, shall be taken as, see Figure 1:

$$f_{sw} = 0.0 \quad \text{for } x \leq 0$$

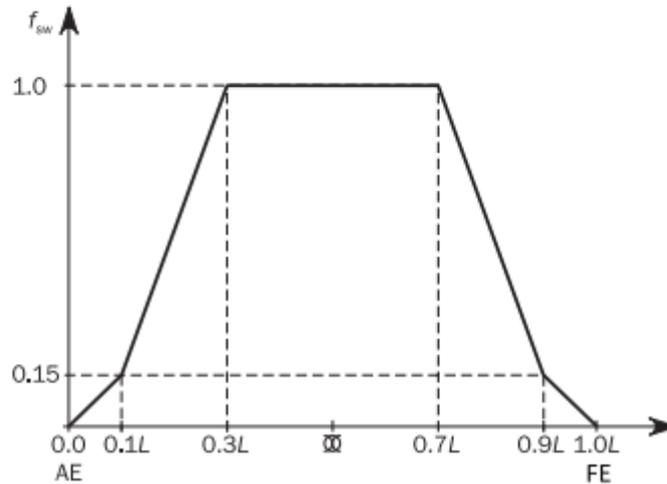
$$f_{sw} = 0.15 \quad \text{at } x = 0.1 L$$

$$f_{sw} = 1.0 \quad \text{for} \quad 0.3 L \leq x \leq 0.7 L$$

$$f_{sw} = 0.15 \quad \text{at} \quad x = 0.9 L$$

$$f_{sw} = 0.0 \quad \text{for} \quad x \geq L$$

Intermediate values of f_{sw} may be obtained by linear interpolation.



$$f_{sw} = 1$$

Ahora ya disponemos de todos los datos para poder calcular el momento mínimo:

f_{sw}	C_w	L	B	C_b	$M_{wv-h-mid}$
1	10,50	259,96	48	0,850	5500343

El momento mínimo es:

$$M_{sw-h-min} = f_{sw} \cdot (171 \cdot C_w \cdot L^2 \cdot B \cdot (C_b + 0,7) \cdot 10^{-3} - M_{wv-h-mid}) =$$

$$= 1 \cdot$$

$$\cdot (171 \cdot 10,50 \text{ m} \cdot 259,96^2 \text{ m}^2 \cdot 48 \cdot (0,850 + 0,7) \cdot 10^{-3} - 5500343 \text{ kNm})$$

$$= 3661400 \text{ kNm}$$

$$M_{sw-h-min} = M_{sw-h} = 3525632 \text{ kNm}$$

8.6.1.1.2. INERCIA

Como primera aproximación para el cálculo de la inercia se empleará la inercia mínima, definida en la *Parte 3, Capítulo 5, Sección 2*:

$$I_{yR-gr} = 3f_r C_w L^3 B (C_B + 0,7) 10^{-8}$$

Donde:

f_r = reduction factor related to service restrictions as defined in [Pt.1 Ch.2 Sec.5](#):

- 1.0 for service area notation **R0** (No reduction)
- 0.9 for service area notation **R1** (10% reduction)
- 0.8 for service area notation **R2** (20% reduction)

La siguiente tabla muestra las distintas restricciones:

Table 1 Service area restrictions

Service area notations	Seasonal zones (nautical miles)		
	Winter	Summer	Tropical
R0	250	No restrictions	No restrictions
R1	100	200	300
R2	50	100	200
R3	20	50	100
R4	5	10	20
RE	Enclosed waters		

En nuestro caso no tenemos restricciones por lo que el factor de reducción será:

$$f_r = 1$$

La siguiente tabla muestra los valores de los datos empleados en el cálculo de la inercia mínima:

f_r	C_w	L	B	C_b
1	10,50	259,96	48	0,850

La inercia horizontal mínima, en m^4 , será:

$$I_{yR-gr} = 3 \cdot f_r \cdot C_w \cdot L^3 \cdot B \cdot (C_b + 0,7) \cdot 10^{-8} =$$

$$= 3 \cdot 1 \cdot 10,50 \text{ m} \cdot 259,96^3 \text{ m}^3 \cdot 48 \text{ m} \cdot (0,850 + 0,7) \cdot 10^{-8} = 411,6 \text{ m}^4$$

Como primera aproximación consideraremos la inercia mínima pero escalando la manga:

$$I_{yR-gr} = 411,6 \text{ m}^4 \cdot \frac{B^2}{D^2} = 411,6 \text{ m}^4 \cdot \frac{48^2 \text{ m}^2}{24^2 \text{ m}^2} = 1646,6 \text{ m}^4$$

$$I_{yR-gr} = \mathbf{1646,6 \text{ m}^4}$$

8.6.1.1.3. COORDENADAS

La coordenada z es el punto del cálculo, que en este caso es la cubierta:

$$z = \mathbf{24 \text{ m}}$$

La coordenada z_{n-50} es el eje neutro que se considerará como el 40 % del puntal:

$$z_{n-50} = 24 \text{ m} \cdot \frac{40}{100} = 9,6 \text{ m}$$

$$z_{n-50} = \mathbf{9,6 \text{ m}}$$

8.6.1.1.4. RESULTADO TENSIÓN

Ahora ya disponemos de todos los datos para poder realizar el cálculo de la tensión longitudinal en aguas tranquilas para la condición de quebranto:

M_{sw-h}	I_{yR-gr}	z	z_{n-50}
3525632	1646,6	24	9,6

La tensión en N/mm^2 en la condición de quebranto es:

$$\sigma_{sw-h} = \frac{M_{sw-h}}{I_{y-n50}} \cdot (z - z_{n-50}) \cdot 10^{-3} = \frac{3525632 \text{ kNm}}{1646,6 \text{ m}^4} \cdot (24 \text{ m} - 9,6 \text{ m}) \cdot 10^{-3} =$$

$$= 30,8 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{sw-h} = 30,8 \text{ N/mm}^2$$

8.6.1.2. AGUAS TRANQUILAS EN ARRUF0

La tensión se calcula con la siguiente fórmula descrita en la *Parte 3, Capítulo 5, Sección 3*:

$$\sigma_{sw-s} = \frac{M_{sw-s}}{I_{y-n50}} (z - z_{n-n50}) 10^{-3}$$

8.6.1.2.1. MOMENTOS FLECTORES

Para el cálculo del momento en aguas tranquilas se puede tomar como primera aproximación, en kNm, la siguiente fórmula:

$$M_{sw-s-min} = -0.85 f_{sw} (171 C_w L^2 B (C_B + 0.7) 10^{-3} + M_{wv-s-mid})$$

Donde:

$M_{wv-s-mid}$ = vertical wave bending moment for strength assessment amidships in sagging condition, as defined in [3.1.1] using f_p and f_m equal to 1.0

El momento vertical citado se puede calcular como:

$$M_{wv-s} = -0.19 f_{nl-vs} f_m f_p C_w L^2 B C_B$$

Usando:

$$f_p = 1$$

$$f_m = 1$$

El coeficiente f_{nl-vs} se obtiene de la siguiente expresión:

f_{nl-vs} = coefficient considering non-linear effects applied to sagging, shall be taken as:

$$f_{nl-s} = 0.58 \left(\frac{C_B + 0.7}{C_B} \right) \quad \text{for strength assessment}$$

$$f_{nl-s} = 1.0 \quad \text{for fatigue assessment}$$

Para el caso que nos ocupa:

$$f_{nl-s} = 0.58 \cdot \left(\frac{Cb + 0,7}{Cb} \right) = 0.58 \cdot \left(\frac{0,850 + 0,7}{0,850} \right) = 1,06$$

Conocidos los valores de todos los coeficientes según recoge la tabla que se muestra a continuación:

f_{nl-s}	f_m	f_p	C_w	L	B	Cb
1,06	1	1	10,50	259,96	48	0,850

El momento vertical obtenido es:

$$\begin{aligned} M_{wv-s} &= -0,19 \cdot f_{nl-vs} \cdot f_m \cdot f_p \cdot C_w \cdot L^2 \cdot B \cdot C_b = \\ &= -0,19 \cdot 1,06 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 10,50 \text{ m} \cdot 259,96^2 \text{ m}^2 \cdot 48 \text{ m} \cdot 0,850 = \\ &= -5816740 \text{ kNm} \end{aligned}$$

$$M_{wv-s-mid} = M_{wv-s} = -5816740 \text{ kNm}$$

El valor de f_{sw} ya se ha calculado para la condición de quebranto y no varía, por lo tanto:

$$f_{sw} = 1$$

Ahora ya disponemos de todos los datos para poder calcular el momento mínimo:

f_{sw}	C_w	L	B	C_b	$M_{wv-s-mid}$
1	10,50	259,96	48	0,850	-5816740

El momento mínimo es:

$$\begin{aligned}
 M_{sw-s-min} &= -0,85 \cdot f_{sw} \cdot (171 \cdot C_w \cdot L^2 \cdot B \cdot (C_b + 0,7) \cdot 10^{-3} - M_{wv-s-mid}) = \\
 &= -0,85 \cdot 1 \cdot \\
 &\quad \cdot (171 \cdot 10,50 \text{ m} \cdot 259,96^2 \text{ m}^2 \cdot 48 \cdot (0,850 + 0,7) \cdot 10^{-3} - 5816740 \text{ kNm}) \\
 &= -2727851 \text{ kNm}
 \end{aligned}$$

$$M_{sw-s-min} = M_{sw-s} = -2727851 \text{ kNm}$$

8.6.1.2.2. INERCIA

Como primera aproximación consideraremos la inercia mínima pero escalando la manga:

$$\begin{aligned}
 I_{yR-gr} &= 411,6 \text{ m}^4 \cdot \frac{B^2}{D^2} = 411,6 \text{ m}^4 \cdot \frac{48^2 \text{ m}^2}{24^2 \text{ m}^2} = 1646,6 \text{ m}^4 \\
 I_{yR-gr} &= \mathbf{1646,6 \text{ m}^4}
 \end{aligned}$$

8.6.1.2.3. COORDENADAS

La coordenada z es el punto del cálculo, que en este caso es el fondo:

$$z = 0 \text{ m}$$

La coordenada z_{n-50} es el eje neutro que se considerará como el 40 % del puntal:

$$z_{n-50} = 24 \text{ m} \cdot \frac{40}{100} = 9,6 \text{ m}$$

$$z_{n-50} = \mathbf{9,6 \text{ m}}$$

8.6.1.2.4. RESULTADO

Ahora ya disponemos de todos los datos para poder realizar el cálculo de la tensión longitudinal en aguas tranquilas para la condición de quebranto:

M_{sw-s}	I_{yR-gr}	z	z_{n-50}
-2727851	1646,6	0	9,6

La tensión en N/mm^2 en la condición de quebranto es:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{sw-s} &= \frac{M_{sw-s}}{I_{y-n50}} \cdot (z - z_{n-50}) \cdot 10^{-3} = \frac{-2727851 \text{ kNm}}{1646,6 \text{ m}^4} \cdot (0 \text{ m} - 9,6 \text{ m}) \cdot 10^{-3} = \\
 &= 15,9 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}
 \end{aligned}$$

$$\sigma_{sw-s} = \mathbf{15,9 \text{ N/mm}^2}$$

8.6.1.3. CARGA DINÁMICA VERTICAL

En cuanto a las cargas dinámicas por acción vertical la definición se obtiene en la *Parte 3, Capítulo 5, Sección 3*:

$$\sigma_{wv-LC} = \frac{M_{wv-LC}}{I_{y-n50}} (z - z_{n-n50}) 10^{-3}$$

8.6.1.3.1. MOMENTOS FLECTORES

El momento vertical, M_{wv-LC} , en kNm, viene definido por la siguiente tabla:

Table 3 Vertical wave bending moment for dynamic load cases

Load combination factor	M_{wv-LC}
$C_{wv} \geq 0$	$f_{\beta} C_{wv} M_{wv-h}$
$C_{wv} < 0$	$f_{\beta} C_{wv} M_{wv-s} $

Donde:

C_{wv} = load combination factor for vertical wave bending moment, shall be taken as specified in [Sec.2](#)

M_{wv-h}, M_{wv-s} = hogging and sagging vertical wave bending moment taking into account the considered design load scenario, as defined in [\[3.1.1\]](#).

C_{wv} es un factor que depende la combinación de carga según la siguiente tabla:

Load component	LCF	HSM-1	HSM-2	HSA-1	HSA-2	FSM-1	FSM-2	
Hull girder loads	M_{wv}	C_{wv}	-1	1	-0.7	0.7	$-0.4f_T - 0.6$	$0.4f_T + 0.6$
	Q_{wv}	C_{qw}	$-1.0f_{tp}$	$1.0f_{tp}$	$-0.6f_{tp}$	$0.6f_{tp}$	$-1.0f_{tp}$	$1.0f_{tp}$
	M_{wh}	C_{wh}	0	0	0	0	0	0
	M_{wt}	C_{wt}	0	0	0	0	0	0

Los casos de carga dinámica son definidos a continuación:

– HSM load cases:

HSM-1 and HSM-2: head sea EDWs that minimise and maximise the vertical wave bending moment amidships respectively.

Considerando la situación *HSM-2* obtenemos el siguiente factor:

$$C_{wv} = 1 \geq 0$$

El momento vertical en quebranto ha sido calculado anteriormente y tiene el siguiente valor:

$$M_{wv-h} = 5500343 \text{ kNm}$$

El factor f_{β} es definido para las siguientes situaciones:

f_{β} = heading correction factor, shall be taken as:

for strength assessment:

$f_{\beta} = 1.0$ in general

$f_{\beta} = 0.8$ for BSR and BSP load cases for the extreme sea loads design load scenario

for fatigue assessment:

$f_{\beta} = 1.0$

En nuestro caso tiene un valor de:

$$f_{\beta} = 1$$

Conocidos todos los valores como muestra la siguiente tabla:

C_{wv}	f_{β}	M_{wv-h}
1	1	5500343

Ya se puede calcular el momento vertical siguiendo la definición dada anteriormente:

$$M_{wv-LC} = f_{\beta} \cdot C_{wv} \cdot M_{wv-h} = 1 \cdot 1 \cdot 5500343 \text{ kNm} = 5500343 \text{ kNm}$$

$$M_{wv-LC} = 5500343 \text{ kNm}$$

8.6.1.3.2. INERCIA

Como primera aproximación consideraremos la inercia mínima pero escalando la manga:

$$I_{yR-gr} = 411,6 \text{ m}^4 \cdot \frac{B^2}{D^2} = 411,6 \text{ m}^4 \cdot \frac{48^2 \text{ m}^2}{24^2 \text{ m}^2} = 1646,6 \text{ m}^4$$

$$I_{yR-gr} = 1646,6 \text{ m}^4$$

8.6.1.3.3. COORDENADAS

La coordenada z es el punto del cálculo, que en este caso es la cubierta:

$$z = 24 \text{ m}$$

La coordenada z_{n-50} es el eje neutro que se considerará como el 40 % del puntal:

$$z_{n-50} = 24 \text{ m} \cdot \frac{40}{100} = 9,6 \text{ m}$$

$$z_{n-50} = 9,6 \text{ m}$$

Ahora ya disponemos de todos los datos para poder realizar el cálculo de la tensión longitudinal en aguas tranquilas para la condición de quebranto:

M_{wv-h}	I_{yR-gr}	z	z_{n-50}
5500343	1646,6	24	9,6

La tensión vertical en N/mm^2 :

$$\sigma_{wv-LC} = \frac{M_{wv-h}}{I_{y-n50}} \cdot (z - z_{n-50}) \cdot 10^{-3} = \frac{5500343 \text{ kNm}}{1646,6 \text{ m}^4} \cdot (24 \text{ m} - 9,6 \text{ m}) \cdot 10^{-3} =$$

$$= 48,1 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{wv-LC} = 48,1 \text{ N/mm}^2$$

8.6.1.4. CARGA DINÁMICA HORIZONTAL

Esta tensión es definida en el *DNV GL* como:

$$\sigma_{wh-LC} = -\frac{M_{wh-LC}}{I_{z-n50}} y \cdot 10^{-3}$$

8.6.1.4.1. MOMENTOS FLECTORES

El momento horizontal, M_{wh-LC} , en kNm , viene definido como:

$$M_{wh-LC} = f_{\beta} C_{WH} M_{wh}$$

Donde:

C_{WH} = load combination factor for horizontal wave bending moment, shall be taken as specified in [Sec.2](#)

M_{wh} = horizontal wave bending moment taking into account the appropriate design load scenario, as defined in [\[3.3.1\]](#).

El coeficiente C_{WH} viene definido por la siguiente tabla:

Load component	LCF	HSM-1	HSM-2	HSA-1	HSA-2	FSM-1	FSM-2	
Hull girder loads	M_{WV}	C_{WV}	-1	1	-0.7	0.7	$-0.4f_T - 0.6$	$0.4f_T + 0.6$
	Q_{WV}	C_{QW}	$-1.0f_{ip}$	$1.0f_{ip}$	$-0.6f_{ip}$	$0.6f_{ip}$	$-1.0f_{ip}$	$1.0f_{ip}$
	M_{WH}	C_{WH}	0	0	0	0	0	0
	M_{WT}	C_{WT}	0	0	0	0	0	0

En el caso que nos ocupa, el valor del coeficiente C_{WH} es nulo:

$$C_{WH} = 0$$

Y como multiplica al momento horizontal y al factor f_β , el momento horizontal M_{wh-LC} también será nulo:

$$M_{wh-LC} = 0$$

8.6.1.4.2. RESULTADOS

Finalmente, la tensión horizontal valdrá cero:

$$\sigma_{wh-LC} = 0 \text{ N/mm}^2$$

8.6.1.5. RESULTADOS FINALES

La siguiente tabla recoge los valores de las tensiones calculadas anteriormente:

σ_{sw-h} (N/mm ²)	σ_{sw-s} (N/mm ²)	σ_{wv-LC} (N/mm ²)	σ_{wh-LC} (N/mm ²)
30,8	15,9	48,1	0

La tensión del buque viga se calcula como muestra la sociedad de clasificación:

$$\sigma_{hg} = \sigma_{hg-sw} + \sigma_{hg-dyn}$$

Donde:

$$\sigma_{hg-sw} = \begin{cases} \sigma_{sw-h} \\ \sigma_{sw-s} \end{cases}$$

$$\sigma_{hg-dyn} = \sigma_{wv-LC} + \sigma_{wh-LC}$$

Es decir, se considera la peor de las situaciones entre quebranto y arrufo y se les suma la tensión debido a cargas dinámicas. En nuestro caso, el peor escenario se produce en quebranto, por tanto:

$$\sigma_{hg} = \sigma_{hg-h} + \sigma_{wv-LC} + \sigma_{wh-LC} = 30,8 \frac{N}{mm^2} + 48,1 \frac{N}{mm^2} + 0 \frac{N}{mm^2} = 78,9 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{hg} = 78,9 \text{ N/mm}^2$$

8.6.1.6. COMPROBACIÓN DE LOS RESULTADOS

La tensión longitudinal (σ_{hg}), en N/mm², debe cumplir con el siguiente criterio:

$$|\sigma_{hg}| \leq \sigma_{hg-perm}$$

Donde:

$\sigma_{hg-perm}$ = permissible longitudinal stress, in N/mm², to be taken as:

$$\sigma_{hg-perm} = \frac{205}{k}$$

K es el factor de material que para el acero empleado en el barco tomará el siguiente valor:

$$k = 1$$

Por lo tanto, la tensión máxima permitida será de:

$$\sigma_{hg-perm} = \frac{205}{k} = \frac{205}{1} = 205 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{hg-perm} = 205 \text{ N/mm}^2$$

El valor de la tensión longitudinal del barco del proyecto es bastante menor por lo que cumplimos holgadamente con este criterio:

$$78,9 \frac{N}{mm^2} < 205 \frac{N}{mm^2}$$

8.6.2. FONDO

Conocida la tensión se procede a realizar los siguientes cálculos que serán específicos para cada chapa:

8.6.2.1. PRESIONES

A la hora de realizar el cálculo de las presiones distinguimos dos tipos: presión externa y presión interna.

8.6.2.1.1. PRESIÓN EXTERNA

La presión externa en el casco, en kN/m^2 , se toma como la suma de las presiones estáticas y dinámicas y nunca serán menor que cero como indica la siguiente fórmula:

$$P_{ex} = P_S + P_W \text{ but not less than } 0.$$

Donde:

P_S = hydrostatic pressure, in kN/m^2 , defined in [1.2]

P_W = wave pressure, in kN/m^2 , is defined in [1.3].

PRESIÓN HIDROSTÁTICA

La presión hidrostática se obtiene de la siguiente tabla:

Location	Hydrostatic pressure, P_S , in kN/m^2
$z \leq T_{LC}$	$\rho g (T_{LC} - z)$
$z > T_{LC}$	0

En el caso de la chapa del fondo tenemos que:

$$z = 0 \text{ m} \leq T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$P_S = \rho \cdot g \cdot (T_{LC} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (17,7 \text{ m} - 0 \text{ m}) = 178 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_S = 178 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN HIDRODINÁMICA

La presión hidrodinámica depende de las condiciones de carga. En nuestro caso, para HSM-2 sería:

Load case	Wave pressure, in kN/m^2		
	$z \leq T_{LC}$	$T_{LC} < z \leq h_W + T_{LC}$	$z > h_W + T_{LC}$
HSM-1	$P_W = \max\{-P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$	$P_W = P_{W,WL} - \rho g(z - T_{LC})$	$P_W = 0.0$
HSM-2	$P_W = \max\{P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$		

Es decir, la presión hidrodinámica es la mayor de las siguientes presiones:

- P_{HS}

$$P_{HS} = C_{f_T} f_{ps} f_{n\ell} f_h k_a k_p f_{yz} C_w \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}}$$

Donde:

$$C_{fT} = f_T + 0.5 - (0.7f_T - 0.2)C_B$$

f_{nl} = coefficient considering non-linear effects, to be taken as:

for extreme sea loads design load scenario:

$$f_{nl} = 0.7 \text{ at } f_{xL} = 0$$

$$f_{nl} = 0.9 \text{ at } f_{xL} = 0.3$$

$$f_{nl} = 0.9 \text{ at } f_{xL} = 0.7$$

$$f_{nl} = 0.6 \text{ at } f_{xL} = 1$$

for ballast water exchange design load scenario:

$$f_{nl} = 0.85 \text{ at } f_{xL} = 0$$

$$f_{nl} = 0.95 \text{ at } f_{xL} = 0.3$$

$$f_{nl} = 0.95 \text{ at } f_{xL} = 0.7$$

$$f_{nl} = 0.80 \text{ at } f_{xL} = 1$$

Intermediate values are obtained by linear interpolation

f_{yz} = girth distribution coefficient, to be taken as:

$$f_{yz} = C_x \cdot \frac{z}{T_{LC}} + (2 - C_x)f_{yB} + 1$$

C_x = coefficient to be taken as:

$$C_x = 1.5 - \frac{|x - 0.5L|}{L}$$

f_h = coefficient to be taken as:

$$f_h = 3.0(1.21 - 0.66f_T)$$

k_a = amplitude coefficient in the longitudinal direction of the ship, to be taken as:

$$k_a = (0.5 + f_T) \left[(3 - 2\sqrt{f_{yB}}) - \frac{20}{9}f_{xL}(7 - 6\sqrt{f_{yB}}) \right] + \frac{2}{3}(1 - f_T) \quad \text{for } f_{xL} < 0.15$$

$$k_a = 1.0 \quad \text{for } 0.15 \leq f_{xL} < 0.7$$

$$k_a = 1 + (f_{xL} - 0.7) \left\{ \left[\frac{40}{3}f_T - 5 \right] + 2 \left(1 - f_{yB} \right) \left[\frac{18}{C_B}f_T(f_{xL} - 0.7) - 0.25(2 - f_T) \right] \right\} \quad \text{for } f_{xL} \geq 0.7$$

λ = wave length of the dynamic load case, in m, to be taken as: $\lambda = 0.6(1 + f_T)L$

Para el cálculo del coeficiente C_{fT} es necesario antes definir el valor de f_T que:

f_T = ratio between draught at a loading condition and scantling draught, shall be taken as:

$$f_T = \frac{T_{LC}}{T_{SC}}, \text{ but shall not be taken less than } 0.5$$

Tomaremos el caso más desfavorable que se produce con:

$$f_T = 1$$

Entonces:

$$C_{fT} = f_T + 0.5 - (0.7 \cdot f_T - 0.2) \cdot C_B = 1 + 0.5 - (0.7 \cdot 1 - 0.2) \cdot 0.850 = 1.075$$

$$C_{fT} = 1.075$$

El siguiente coeficiente:

f_{ps} = coefficient for strength assessments which is dependant on the applicable design load scenario specified in [Sec.7](#), and shall be taken as:

$$f_{ps} = 1.0 \text{ for extreme sea loads design load scenario}$$

$$f_{ps} = f_r \text{ for extreme sea loads design load scenario for vessels with service restriction}$$

$$f_{ps} = 0.8 \text{ for the ballast water exchange design load scenario}$$

$$f_{ps} = 0.8 \cdot f_r \text{ for the ballast water exchange design load scenario for vessels with service restriction}$$

$$f_{ps} = 1$$

Antes de calcular f_{nl} se ha de definir f_{xL} :

f_{xL} = ratio between X-coordinate of the load point and L , to be taken as:
 $f_{xL} = \frac{x}{L}$, but shall not be taken less than 0.0 or greater than 1.0

Por estar situados en el centro del barco el coeficiente f_{xL} valdrá:

$$f_{xL} = 0,5$$

Para el escenario de carga que nos ocupa tendremos el siguiente valor de f_{nl} :

$$f_{nl} = 0,9$$

El coeficiente f_h depende de f_T según la siguiente ecuación:

$$f_h = 3 \cdot (1,21 - 0,66 \cdot f_T) = 3 \cdot (1,21 - 0,66 \cdot 1) = 1,65$$

$$f_h = 1,65$$

El valor de k_a para $f_{xL} = 0,5$ es:

$$k_a = 1$$

Para el cálculo del coeficiente k_p se empleará la siguiente tabla:

k_p = phase coefficient to be obtained from Table 3. Intermediate values shall be interpolated.

Table 3 k_p values for HSM load cases

f_{xL}	0	$0.3 - 0.1 f_T$	$0.35 - 0.1 f_T$	$0.8 - 0.2 f_T$	$0.9 - 0.2 f_T$	1.0
k_p	$-0.25 f_T(1 + f_{yB})$	-1	1	1	-1	-1

En nuestro caso, como $f_{xL} = 0,5$, el coeficiente será:

$$k_p = 1$$

Antes de calcular f_{yz} se deben obtener los coeficientes C_x y f_{yB} :

$$C_x = 1,5 - \frac{|x - 0,5 \cdot L|}{L} = 1,5$$

$$C_x = 1,5$$

f_{yB} = ratio between Y-coordinate of the load point and B_x , to be taken as:

$$f_{yB} = \frac{|2y|}{B_x} \quad \text{but not greater than 1.0.}$$

$$f_{yB} = 0$$

Por tanto:

$$f_{yz} = C_x \cdot \frac{z}{T_{LC}} + (2 - C_x) \cdot f_{yB} + 1 = 1,5 \cdot \frac{0 \text{ m}}{17,7 \text{ m}} + (2 - 1,5) \cdot 0 + 1 = 1$$

$$f_{yz} = 1$$

El coeficiente de ola, en m, para barcos con una eslora entre 90 y 300 metros es:

C_w = wave coefficient, in m, shall be taken as:

$$C_w = 0.0856L \quad \text{for } L < 90$$

$$C_w = 10.75 - \left(\frac{300 - L}{100}\right)^{1.5} \quad \text{for } 90 \leq L \leq 300$$

$$C_w = 10.75 \quad \text{for } 300 < L \leq 350$$

$$C_w = 10.75 - \left(\frac{L - 350}{150}\right)^{1.5} \quad \text{for } 350 < L \leq 500$$

$$C_w = 10,75 - \left(\frac{300 - L}{100}\right)^{1,5} = 10,75 - \left(\frac{300 - 259,96 \text{ m}}{100}\right)^{1,5} = 10,50 \text{ m}$$

$$C_w = 10,50 \text{ m}$$

La eslora L_0 viene definida en el *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4*:

L_0	rule length, L , but not to be taken less than 110 m	m
-------	--	---

Por lo tanto, como la eslora de escantillado es superior a 110 m:

$$L_0 = L = 259,96 \text{ m}$$

La longitud de onda se calcula con la siguiente expresión:

$$\lambda = 0,6 \cdot (1 + f_T) \cdot L = 0,6 \cdot (1 + 1) \cdot 259,96 \text{ m} = 312,0 \text{ m}$$

$$\lambda = 312,0 \text{ m}$$

La siguiente tabla recoge los valores de los datos obtenidos:

C_{fT}	f_{ps}	f_{nl}	f_h	k_a	k_p	f_{yz}	C_w	λ	$L_0 = L$
1,075	1	0,9	1,65	1	1	1	10,50	312,0	259,96

Disponemos de todos los valores para poder realizar el cálculo de la presión hidrodinámica:

$$P_{HS} = C_{fT} \cdot f_{ps} \cdot f_{nl} \cdot f_h \cdot k_a \cdot k_p \cdot f_{yz} \cdot C_w \cdot \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}} =$$

$$= 1,075 \cdot 1 \cdot 0,9 \cdot 1,65 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 10,50 \cdot \sqrt{\frac{259,96 \text{ m} + 312,0 \text{ m} - 125}{259,96 \text{ m}}} =$$

$$= 22,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{HS} = 22,0 \text{ kN/m}^2$$

- $\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$

En el caso de la chapa del fondo tenemos que:

$$z = 0 \text{ m}$$

$$T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (0 \text{ m} - 17,7 \text{ m}) = -178 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = -178 \text{ kN/m}^2$$

La presión hidrodinámica es la mayor de las dos presiones calculadas:

$P_{HS} (\text{kN/m}^2)$	$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) (\text{kN/m}^2)$
22,0	-178

Por lo tanto:

$$P_w = 22,0 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones hidrostática e hidrodinámicas quedarían:

P_S (kN/m ²)	P_W (kN/m ²)
178	22,0

Finalmente, la presión externa es:

$$P_{ex} = P_S + P_W = 178,0 \frac{kN}{m^2} + 22,0 \frac{kN}{m^2} = 199,9 \frac{kN}{m^2}$$

$$\mathbf{P_{ex} = 199,9 \text{ kN/m}^2}$$

8.6.2.1.2. PRESIÓN INTERNA

La presión interna debida a la acción de un líquido en un tanque, en kN/m², en condiciones estáticas y dinámicas se calcula con la fórmula expuesta en *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 4 y Sección 6*:

$$P_{in} = P_{ts} + P_{td} \text{ but not less than 0}$$

Donde:

- P_{ts} = static pressure due to liquid in tanks and ballast holds, in kN/m², as defined in [1.2.1] to [1.2.6]
 P_{td} = dynamic inertial pressure due to liquid in tanks and ballast holds, in kN/m², as defined in [1.3].

PRESIÓN ESTÁTICA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{ts-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

- ρ_L = density of liquid in the tank and ballast hold, in t/m³, normally not to be taken less than:
for strength assessment:
 $\rho_L = 1.025$ for all liquids including oil and product cargoes. If a tank filled at 98% is intended to carry heavier liquid cargoes than 1.025 (i.e. $\rho_{max-LM} > 1.025$), then $\rho_L = \rho_{max-LM}$
for fatigue assessment:
 $\rho_L = 0.9$ for oil and oil product cargoes
 $\rho_L = 1.025$ for ballast tanks
 For the cargo tank intended to carry liquid other than oil or oil products and with a cargo density between 0.9 and 1.025 t/m³, then $\rho_L = \rho_{max-LM}$.
 The liquid cargo density for liquified gas is given in Pt.5 Ch.7.

Como el fondo estará lleno de tanque de lastre, la densidad será:

$$\mathbf{\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3}$$

- z_{top} = Z coordinate of the highest point of tank, excluding small hatchways, in m

En nuestro caso, la altura del tanque es de:

$$\mathbf{z_{top} = 24 \text{ m}}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	0

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida a los líquidos:

$$P_{ts-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot 9,81 \frac{m}{s^2} \cdot (24 \text{ m} - 0 \text{ m}) = 241,3 \frac{kN}{m^2}$$

$$\mathbf{P_{ts-1} = 241,3 \text{ kN/m}^2}$$

PRESIÓN DINÁMICA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

The reference point shall be taken as the point with the highest value of V_j , calculated for all points that define the upper boundary of the tank or ballast hold as follows:

$$V_j = a_x(x_j - x_G) + a_y(y_j - y_G) + (a_z + g)(z_j - z_G)$$

where:

- x_j = X coordinate, in m, of the point j on the upper boundary of the tank or ballast hold
- y_j = Y coordinate, in m, of the point j on the upper boundary of the tank or ballast hold
- z_j = Z coordinate, in m, of the point j on the upper boundary of the tank or ballast hold.

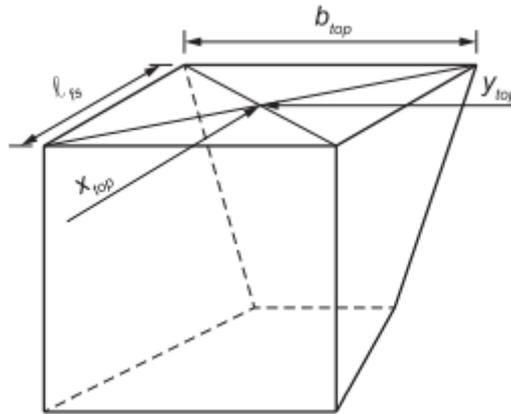
The following simplified method of determination of the reference point assuming a rectangular shape with area equal A_{top} of the top of the tank or the ballast hold hatch coaming is acceptable, see [Figure 1](#):

$$x_j = x_{top} \pm 0.5 \ell_{fs}$$

$$y_j = y_{top} \pm 0.5 b_{top}$$

where

- x_{top} = X coordinate, in m, of the centre of the rectangular area A_{top} at the top of the tank or the ballast hold hatch coaming
- y_{top} = Y coordinate, in m, of the centre of the rectangular area A_{top} at the top of the tank or the ballast hold hatch coaming
- A_{top} = $\ell_{fs} \cdot b_{top}$: The area of an rectangular shape at the top of the tank or the ballast hold hatch coaming, in m^2 .



Para el caso de la chapa del fondo tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 24 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_j = x_{top} \pm 0,5 \cdot l_{fs}$$

$$x_{j1} = 16 \text{ m} + 0,5 \cdot 32 \text{ m} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 16 \text{ m} - 0,5 \cdot 32 \text{ m} = 0 \text{ m}$$

$$\mathbf{x_{j2} = 0 \text{ m}}$$

$$y_j = y_{top} \pm 0,5 \cdot b_{top}$$

$$y_{j1} = 1,25 \text{ m} + 0,5 \cdot 2,5 \text{ m} = 2,5 \text{ m}$$

$$\mathbf{y_{j1} = 2,5 \text{ m}}$$

$$y_j = 1,25 \text{ m} - 0,5 \cdot 2,5 \text{ m} = 0 \text{ m}$$

$$\mathbf{y_{j2} = 0 \text{ m}}$$

$$\mathbf{z_j = 24 \text{ m}}$$

El centro de gravedad de los tanques de lastre:

$$\mathbf{x_g = 16 \text{ m}}$$

$$\mathbf{y_g = 1,25 \text{ m}}$$

$$\mathbf{z_g = 12 \text{ m}}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[\left(-C_{XG} g \sin \varphi \right) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch} (z - R) \right]$$

Donde:

f_β = heading correction factor, shall be taken as:
 for strength assessment:
 $f_\beta = 1.0$ in general
 $f_\beta = 0.8$ for BSR and BSP load cases for the extreme sea loads design load scenario
 for fatigue assessment:
 $f_\beta = 1.0$

$$\mathbf{f_\beta = 1}$$

Los coeficientes C_{XS} , C_{XP} y C_{XG} dependen de la condición:

Load component	LCF	HSM-1	HSM-2	HSA-1	HSA-2	FSM-1	FSM-2	
Longitudinal accelerations	a_{surge}	C_{XS}	$0.3 - 0.2f_T$	$0.2f_T - 0.3$	0.2	-0.2	$0.2 - 0.4f_T$	$0.4f_T - 0.2$
	$a_{pitch-x}$	C_{XP}	-0.7	0.7	-1.0	1.0	0.15	-0.15
	$g \sin \varphi$	C_{XG}	0.6	-0.6	$0.4f_T + 0.4$	$-0.4f_T - 0.4$	-0.2	0.2

En el caso que nos ocupa y teniendo en cuenta que el valor de f_T es en la condición más desfavorable, es decir, cuando vale:

$$\mathbf{f_T = 1}$$

$$C_{XS} = 0,2 \cdot f_T - 0,3 = 0,2 \cdot 1 - 0,3 = -0,1$$

$$\mathbf{C_{XS} = -0,1}$$

$$\mathbf{C_{XG} = -0,6}$$

$$\mathbf{C_{XP} = 0,7}$$

La coordenada vertical R , del centro de rotación del barco se toma como la menor de:

$$R = \min\left(\frac{D}{4} + \frac{T_{LC}}{2}, \frac{D}{2}\right)$$

$$\frac{D}{4} + \frac{T_{LC}}{2} = \frac{24 \text{ m}}{4} + \frac{17,7 \text{ m}}{2} = 14,85 \text{ m}$$

$$\frac{D}{2} = \frac{24 \text{ m}}{2} = 12 \text{ m}$$

$$\mathbf{R = 12 \text{ m}}$$

El valor de la coordenada z se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$\mathbf{z = -1 \text{ m}}$$

Como vemos la aceleración longitudinal depende a su vez de la aceleración de avance y de la aceleración de cabeceo. La primera se toma como:

$$a_{surge} = 0,2 \left(1,6 + \frac{1,5}{\sqrt{gL}}\right) f_p a_0 g$$

Donde:

f_p = coefficient shall be taken as:

$f_p = f_{ps}$ for strength assessment

$f_p = f_{fa} \left[(0,27 - 0,02 f_T) - (13 - 5 f_T) \cdot L \cdot 10^{-5} \right]$ for fatigue assessment.

f_{ps} = coefficient for strength assessments which is dependant on the applicable design load scenario specified in Sec.7, and shall be taken as:

$f_{ps} = 1,0$ for extreme sea loads design load scenario

$f_{ps} = f_r$ for extreme sea loads design load scenario for vessels with service restriction

$f_{ps} = 0,8$ for the ballast water exchange design load scenario

$f_{ps} = 0,8 \cdot f_r$ for the ballast water exchange design load scenario for vessels with service restriction

$$\mathbf{f_p = f_{ps} = 1}$$

La aceleración a_0 definida como:

$$a_0 = \left(1,58 - 0,47 C_B\right) \left(\frac{2,4}{\sqrt{L}} + \frac{34}{L} - \frac{600}{L^2}\right)$$

$$a_0 = (1,58 - 0,47 \cdot 0,850) \cdot \left(\frac{2,4}{\sqrt{259,96 \text{ m}}} + \frac{34}{259,96 \text{ m}} - \frac{600}{259,96^2 \text{ m}^2}\right) = 0,32 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$$

$$\mathbf{a_0 = 0,32 \text{ m/s}^2}$$

Ahora ya se puede calcular la aceleración de avance:

$$a_{surge} = 0,2 \cdot \left(1,6 + \frac{1,5}{\sqrt{g \cdot L}}\right) \cdot f_p \cdot a_0 \cdot g =$$

$$= 0,2 \cdot \left(1,6 + \frac{1,5}{\sqrt{9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 259,96 \text{ m}}}\right) \cdot 1 \cdot 0,32 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} = 1,02 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$$

$$\mathbf{a_{surge} = 1,02 \text{ m/s}^2}$$

La segunda aceleración necesaria para calcular la aceleración longitudinal es la aceleración de cabeceo, que en barcos con una eslora superior a 150 metros se obtiene con la siguiente expresión:

$$a_{pitch} = f_p \left(1.75 - \frac{22}{\sqrt{gL}} \right) \varphi \frac{\pi}{180} \left(\frac{2\pi}{T_\varphi} \right)^2$$

Donde:

f_p = coefficient shall be taken as:

$f_p = f_{ps}$ for strength assessment

$f_p = f_{fa} [(0.27 - 0.02f_T) - (13 - 5f_T) \cdot L \cdot 10^{-5}]$ for fatigue assessment.

$$f_p = f_{ps} = 1$$

Para el cálculo del ángulo del cabeceo usaremos la expresión:

$$\varphi = 920 f_p L^{-0.84} \left\{ 1.0 + \left(\frac{2.57}{\sqrt{gL}} \right)^{1.2} \right\}$$

Teniendo en cuenta:

φ = pitch angle in deg, using f_p equal to 1.0

Por tanto, el ángulo será:

$$\varphi = 920 \cdot 1 \cdot 259,96^{-0.84} m^{-0.84} \cdot \left\{ 1 + \left(\frac{2,57}{\sqrt{9,81 \frac{m}{s^2} \cdot 259,96 m}} \right)^{1,2} \right\} = 8,85^\circ$$

$$\varphi = 8,85^\circ$$

El período de cabeceo:

$$T_\varphi = \sqrt{\frac{2\pi\lambda_\varphi}{g}}$$

Con:

$$\lambda_\varphi = 0.6(1 + f_T)L$$

El valor de f_T es en la condición más desfavorable, es decir, cuando vale:

$$f_T = 1$$

Quedando:

$$\lambda_\varphi = 0,6 \cdot (1 + 1) \cdot 259,96 m = 312,0 m$$

$$\lambda_\varphi = 312,0 m$$

Ahora ya se puede calcular el período de cabeceo:

$$T_\varphi = \sqrt{\frac{2 \cdot \pi \cdot \lambda_\varphi}{g}} = \sqrt{\frac{2 \cdot \pi \cdot 312,0 m}{9,81 \frac{m}{s^2}}} = 14,1 s$$

$$T_\varphi = 14,1 s$$

Por lo tanto la aceleración de cabeceo se puede calcular como:

$$a_{pitch} = f_p \cdot \left(1,75 - \frac{22}{\sqrt{g \cdot L}}\right) \cdot \varphi \cdot \frac{\pi}{180} \cdot \left(\frac{2 \cdot \pi}{T_\varphi}\right)^2 =$$

$$= 1 \cdot \left(1,75 - \frac{22}{\sqrt{9,81 \frac{m}{s^2} \cdot 259,96 m}}\right) \cdot 8,85^\circ \cdot \frac{\pi}{180} \cdot \left(\frac{2 \cdot \pi}{14,1 s}\right)^2 = 0,04 \frac{rad}{s^2}$$

$a_{pitch} = 0,04 \text{ rad/s}^2$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	ϕ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Ya podemos calcular la aceleración longitudinal:

$$a_x = f_\beta \cdot \left[(-C_{XG} \cdot g \cdot \sin \varphi) + C_{XS} \cdot a_{surge} + C_{XP} \cdot a_{pitch} \cdot (z - R)\right] =$$

$$= 1 \cdot \left[(-0,6 \cdot 9,81 \frac{m}{s^2} \cdot \sin 8,85^\circ) - 0,1 \cdot 1,02 \frac{m}{s^2} + 0,7 \cdot 0,04 \frac{rad}{s^2} \cdot (-1 m - 12 m)\right] = 0,44 \frac{m}{s^2}$$

$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll} (z - R) \right]$$

Los siguientes valores ya se han definido cuando hemos realizado el cálculo de la aceleración longitudinal:

$$f_\beta = 1$$

$$R = 12 \text{ m}$$

$$z = -1 \text{ m}$$

Los coeficientes C_{YG} , C_{YS} y C_{YR} dependen de la condición:

Load component	LCF	HSM-1	HSM-2	HSA-1	HSA-2	FSM-1	FSM-2
Transverse accelerations	a_{sway}	C_{YS}	0	0	0	0	0
	a_{roll-y}	C_{YR}	0	0	0	0	0
	$g \sin \theta$	C_{YG}	0	0	0	0	0

En el caso que nos ocupa:

$$C_{YG} = 0$$

$$C_{YR} = 0$$

$$C_{YS} = 0$$

La aceleración transversal depende a su vez de la aceleración de abatimiento y de la aceleración de escora. La primera se toma como:

$$a_{sway} = 0,3 \left(2,25 - \frac{20}{\sqrt{gL}} \right) f_p a_0 g$$

Donde:

f_p = coefficient shall be taken as:
 $f_p = f_{ps}$ for strength assessment

f_{ps} = coefficient for strength assessments which is dependant on the applicable design load scenario specified in Sec.7, and shall be taken as:
 $f_{ps} = 1.0$ for extreme sea loads design load scenario
 $f_{ps} = f_r$ for extreme sea loads design load scenario for vessels with service restriction
 $f_{ps} = 0.8$ for the ballast water exchange design load scenario
 $f_{ps} = 0.8 \cdot f_r$ for the ballast water exchange design load scenario for vessels with service restriction

$$\mathbf{f_p = f_{ps} = 1}$$

La aceleración a_0 ya ha sido definida en el cálculo de la aceleración longitudinal y su valor es de:

$$a_0 = \left(1,58 - 0,47C_B\right) \left(\frac{2,4}{\sqrt{L}} + \frac{34}{L} - \frac{600}{L^2}\right)$$

$$a_0 = (1,58 - 0,47 \cdot 0,850) \cdot \left(\frac{2,4}{\sqrt{259,96 \text{ m}}} + \frac{34}{259,96 \text{ m}} - \frac{600}{259,96^2 \text{ m}^2}\right) = 0,32 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$$

$$\mathbf{a_0 = 0,32 \text{ m/s}^2}$$

Ahora ya se puede calcular la aceleración de abatimiento:

$$a_{sway} = 0,3 \cdot \left(2,25 - \frac{20}{\sqrt{g \cdot L}}\right) \cdot f_p \cdot a_0 \cdot g =$$

$$= 0,3 \cdot \left(2,25 - \frac{20}{\sqrt{9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 259,96 \text{ m}}}\right) \cdot 1 \cdot 0,32 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} = 1,74 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$$

$$\mathbf{a_{sway} = 1,74 \text{ m/s}^2}$$

La segunda aceleración necesaria para calcular la aceleración transversal es la aceleración de escora:

$$a_{roll} = f_p \theta \frac{\pi}{180} \left(\frac{2\pi}{T_\theta}\right)^2$$

Donde:

f_p = coefficient shall be taken as:
 $f_p = f_{ps}$ for strength assessment
 $f_p = f_{fa} \left[(0,27 - 0,02f_T) - (13 - 5f_T) \cdot L \cdot 10^{-5} \right]$ for fatigue assessment.

$$\mathbf{f_p = f_{ps} = 1}$$

El período de escora se calcula con la siguiente expresión:

$$T_\theta = \frac{2,3\pi k_r}{\sqrt{g GM}}$$

Con:

k_r = roll radius of gyration, in m, in the considered loading condition. In case k_r has not been calculated, the following values may be used
 $k_r = 0,39 B$ in general
 $k_r = 0,35 B$ for tankers in ballast

$$k_r = 0,39 \cdot B = 0,39 \cdot 48 \text{ m} = 18,72 \text{ m}$$

$$\mathbf{k_r = 18,72 \text{ m}}$$

GM = metacentric height, in m, in the considered loading condition, minimum 0.05 B . In case GM has not been calculated, the following values may be adopted:
 $GM = 0.07 B$ in general
 $GM = 0.12 B$ for tankers
 $GM = 0.05 B$ for container ship with $B \leq 32.2$ m

$$GM = 0,12 \cdot B = 0,12 \cdot 48 \text{ m} = 5,76 \text{ m}$$

$$\mathbf{GM = 5,76 \text{ m}}$$

Entonces el período de escora es:

$$T_{\theta} = \frac{2,3 \cdot \pi \cdot kr}{\sqrt{g \cdot GM}} = \frac{2,3 \cdot \pi \cdot 18,72 \text{ m}}{\sqrt{9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 5,76 \text{ m}}} = 18 \text{ s}$$

$$\mathbf{T_{\theta} = 18 \text{ s}}$$

El ángulo de escora:

$$\theta = \frac{9000(1,4 - 0,035T_{\theta})f_p f_{BK}}{(1,15B + 55)\pi}$$

Teniendo en cuenta:

θ = roll angle in deg, using f_p equal to 1.0

$$\mathbf{f_p = 1}$$

f_{BK} = shall be taken as:

$f_{BK} = 1.2$ for ships without bilge keel

$f_{BK} = 1.0$ for ships with bilge keel

$$\mathbf{f_{BK} = 1,2}$$

$$\theta = \frac{9000 \cdot (1,4 - 0,035 \cdot T_{\theta}) \cdot f_p \cdot f_{BK}}{(1,15 \cdot B + 55) \cdot \pi} = \frac{9000 \cdot (1,4 - 0,035 \cdot 18 \text{ s}) \cdot 1 \cdot 1,2}{(1,15 \cdot 48 \text{ m} + 55) \cdot \pi} = 24^{\circ}$$

$$\mathbf{\theta = 24^{\circ}}$$

Por lo tanto la aceleración de escora se puede calcular como:

$$a_{roll} = f_p \theta \frac{\pi}{180} \left(\frac{2\pi}{T_{\theta}} \right)^2$$

$$a_{roll} = f_p \cdot \theta \cdot \frac{\pi}{180} \cdot \left(\frac{2 \cdot \pi}{T_{\theta}} \right)^2 = 1 \cdot 24^{\circ} \cdot \frac{\pi}{180} \cdot \left(\frac{2 \cdot \pi}{18 \text{ s}} \right)^2 = 0,051 \frac{\text{rad}}{\text{s}^2}$$

$$\mathbf{a_{roll} = 0,051 \text{ m/s}^2}$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_{β}	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

Ya podemos calcular la aceleración transversal:

$$a_Y = f_{\beta} [C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll} (z - R)]$$

$$\begin{aligned}
 a_Y &= f_\beta \cdot [C_{YG} \cdot g \cdot \sin \theta + C_{YS} \cdot a_{sway} - C_{YR} \cdot a_{roll} \cdot (z - R)] = \\
 &= 1 \cdot \left[(0 \cdot 9,81 \frac{m}{s^2} \cdot \sin 24^\circ) + 0 \cdot 1,74 \frac{m}{s^2} - 0 \cdot 0,051 \frac{m}{s^2} \cdot (-1 m - 12 m) \right] = \\
 &= 0 \frac{m}{s^2}
 \end{aligned}$$

$$a_Y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_Z = f_\beta [C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch} (x - 0.45L)]$$

El siguiente valor ya ha sido definido en el cálculo de la aceleración longitudinal:

$$f_\beta = 1$$

Los coeficientes C_{ZH} , C_{ZR} y C_{ZP} dependen de la condición:

Load component	LCF	HSM-1	HSM-2	HSA-1	HSA-2	FSM-1	FSM-2	
Vertical accelerations	a_{heave}	C_{ZH}	$0.5f_T - 0.15$	$0.15 - 0.5f_T$	0.4	-0.4	0	0
	a_{roll-z}	C_{ZR}	0	0	0	0	0	0
	$a_{pitch-z}$	C_{ZP}	-0.7	0.7	-1.0	1.0	0.15	-0.15

En el caso que nos ocupa y teniendo en cuenta que el valor de f_T es en la condición más desfavorable:

$$f_T = 1$$

$$C_{ZH} = 0,15 \cdot f_T - 0,5 = 0,15 \cdot 1 - 0,5 = -0,35$$

$$C_{ZH} = -0,35$$

$$C_{ZR} = 0$$

$$C_{ZP} = 0,7$$

El valor de la coordenada x se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$x = 12,02 \text{ m}$$

El valor de la coordenada y se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$y = 0 \text{ m}$$

La aceleración vertical depende a su vez de la aceleración de cabeceo, de la aceleración de escora y de la aceleración de arfada. Las dos primeras ya han sido calculadas en la aceleración longitudinal y en la aceleración transversal respectivamente, obteniendo los siguientes valores:

$$a_{pitch} = 0,04 \text{ rad/s}^2$$

$$a_{roll} = 0,051 \text{ rad/s}^2$$

El valor de la aceleración de arfada se obtiene con la siguiente expresión apta para buques de una eslora superior a 150 metros:

$$a_{heave} = \left(1,15 - \frac{6,5}{\sqrt{gL}} \right) f_p a_0 g$$

Donde:

f_p = coefficient shall be taken as:

$$f_p = f_{ps} \quad \text{for strength assessment}$$

$$f_p = f_{fa} \left[(0.27 + 0.02 f_T) - 17L \cdot 10^{-5} \right] \quad \text{for fatigue assessment.}$$

$$f_p = f_{ps} = 1$$

La aceleración a_0 ya ha sido definida en el cálculo de la aceleración longitudinal y su valor es de:

$$a_0 = \left(1.58 - 0.47 C_B \right) \left(\frac{2.4}{\sqrt{L}} + \frac{34}{L} - \frac{600}{L^2} \right)$$

$$a_0 = (1.58 - 0.47 \cdot 0.850) \cdot \left(\frac{2.4}{\sqrt{259.96 \text{ m}}} + \frac{34}{259.96 \text{ m}} - \frac{600}{259.96^2 \text{ m}^2} \right) = 0.32 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$$

$$a_0 = 0.32 \text{ m/s}^2$$

Entonces la aceleración de arfada será:

$$a_{heave} = \left(1.15 - \frac{6.5}{\sqrt{g \cdot L}} \right) \cdot f_p \cdot a_0 \cdot g =$$

$$= \left(1.15 - \frac{6.5}{\sqrt{9.81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 259.96 \text{ m}}} \right) \cdot 1 \cdot 0.32 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot 9.81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} = 3.2 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$$

$$a_{heave} = 3.2 \text{ m/s}^2$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_β	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = f_\beta \cdot [C_{ZH} \cdot a_{heave} + C_{ZR} \cdot a_{roll} \cdot y - C_{ZP} \cdot a_{pitch} \cdot (x - 0.45 \cdot L)] =$$

$$= 1 \cdot$$

$$\cdot \left[-0.35 \cdot 3.2 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} + 0 \cdot 0.051 \frac{\text{rad}}{\text{s}^2} \cdot 0 \text{ m} - 0.7 \cdot 0.04 \frac{\text{rad}}{\text{s}^2} \cdot (12.02 \text{ m} - 0.45$$

$$\cdot 259.96 \text{ m}) \right] = 1.83 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$$

$$a_z = 1.83 \text{ m/s}^2$$

Una vez que han sido calculadas todas las aceleraciones se tomará el punto de referencia del mayor valor de V_j tal y como indica la sociedad de clasificación *DNV GL* en su *Parte 3, Capítulo 4, Sección 6*:

The reference point shall be taken as the point with the highest value of V_j , calculated for all points that define the upper boundary of the tank or ballast hold as follows:

$$V_j = a_x(x_j - x_G) + a_y(y_j - y_G) + (a_z + g)(z_j - z_G)$$

where:

- x_j = X coordinate, in m, of the point j on the upper boundary of the tank or ballast hold
- y_j = Y coordinate, in m, of the point j on the upper boundary of the tank or ballast hold
- z_j = Z coordinate, in m, of the point j on the upper boundary of the tank or ballast hold.

The following simplified method of determination of the reference point assuming a rectangular shape with area equal A_{top} of the top of the tank or the ballast hold hatch coaming is acceptable, see [Figure 1](#):

$$x_j = x_{top} \pm 0.5 \ell_{fs}$$

$$y_j = y_{top} \pm 0.5b_{top}$$

where

- x_{top} = X coordinate, in m, of the centre of the rectangular area A_{top} at the top of the tank or the ballast hold hatch coaming
- y_{top} = Y coordinate, in m, of the centre of the rectangular area A_{top} at the top of the tank or the ballast hold hatch coaming
- A_{top} = $\ell_{fs} \cdot b_{top}$: The area of an rectangular shape at the top of the tank or the ballast hold hatch coaming, in m^2 .

Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_j	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 m - 16 m) + 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 m - 1,25 m) + \left(1,83 \frac{m}{s^2} + 9,81 \frac{m}{s^2}\right) \cdot (24 m - 12 m) = 146,7$$

$$\mathbf{V_{j1} = 146,7}$$

$$V_{j2} = 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (0 m - 16 m) + 0 \frac{m}{s^2} \cdot (0 m - 1,25 m) + \left(1,83 \frac{m}{s^2} + 9,81 \frac{m}{s^2}\right) \cdot (24 m - 12 m) = 132,6$$

$$\mathbf{V_{j2} = 132,6}$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L \left[a_z(z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y) \right]$$

Donde las aceleraciones ya han sido calculadas previamente y los siguientes valores son:

f_{cd} = factor for joint probability of occurrence of liquid cargo density and maximum sea state in 25 years design life, to be taken as:

$f_{cd} = 0.88$ for strength assessment with FE analysis of cargo tanks filled with for oil or oil products cargo

$f_{cd} = 1.0$ for other cases

Como estamos ante un tanque de lastre:

$$\mathbf{f_{cd} = 1}$$

El siguiente valor:

ρ_L = density of liquid in the tank and ballast hold, in t/m^3 , normally not to be taken less than:
 for strength assessment:
 $\rho_L = 1.025$ for all liquids including oil and product cargoes. If a tank filled at 98% is intended to carry heavier liquid cargoes than 1.025 (i.e. $\rho_{max-LM} > 1.025$), then $\rho_L = \rho_{max-LM}$
 for fatigue assessment:
 $\rho_L = 0.9$ for oil and oil product cargoes
 $\rho_L = 1.025$ for ballast tanks

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

El factor f_{ull-l} y f_{ull-t} para tanques de lastre:

f_{ull-l} = longitudinal acceleration correction factor for the ullage space above the liquid in tanks and ballast holds, taken as:

for strength assessment:

$f_{ull-l} = 0.62$ for cargo tanks filled with any liquids inclusive water ballast

$f_{ull-l} = 1.0$ for other cases

for fatigue assessment:

$$f_{ull-l} = 0.5 + \frac{|z_0 - z|}{\ell_{fs}} \frac{180}{\theta\pi} \quad \text{for cargo tanks and ballast holds}$$

$$f_{ull-l} = 0,62$$

f_{ull-t} = transverse acceleration correction factor to account for the ullage space above the liquid in tanks and ballast holds, taken as:

for strength assessment:

$f_{ull-t} = 0.67$ for cargo tanks filled with any liquids inclusive water ballast

$f_{ull-t} = 1.0$ for other cases

for fatigue assessment:

$$f_{ull-t} = 0.5 + \frac{|z_0 - z|}{b_{top}} \frac{180}{\theta\pi} \quad \text{for cargo tanks and ballast holds}$$

$$f_{ull-t} = 0,67$$

x_0 = X coordinate, in m, of the reference point

y_0 = Y coordinate, in m, of the reference point

z_0 = Z coordinate, in m, of the reference point.

Que serán los correspondientes al mayor V_j calculado previamente:

$$x_0 = 32 \text{ m}$$

$$y_0 = 2,5 \text{ m}$$

$$z_0 = 24 \text{ m}$$

x, y, z = X, Y and Z coordinates, in m, of the load point with respect to the reference coordinate system defined in [Sec.1 \[1.2.1\]](#)

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y)] = \\
 &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\
 &\cdot \left[1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 m + 1 m) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 m - 12,02 m) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot \right. \\
 &\left. \cdot (2,5 m - 0 m) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \\
 \mathbf{P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2}
 \end{aligned}$$

Las presiones estática y dinámica quedarían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
241,3	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$\begin{aligned}
 P_{in} &= P_{ls} + P_{ld} = 241,3 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 293,8 \frac{kN}{m^2} \\
 \mathbf{P_{in} = 293,8 \text{ kN/m}^2}
 \end{aligned}$$

8.6.2.1.3. RESULTADO FINAL

La presión empleada en el cálculo del espesor será la más desfavorable, es decir, la mayor de ambas:

P_{ex} (kN/m ²)	P_{in} (kN/m ²)
199,9	293,8

Por tanto:

$$\mathbf{|P| = P_{in} = 293,8 \text{ kN/m}^2}$$

8.6.2.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios en el fondo es de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\mathbf{\alpha_p = 1}$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
 α_a = coefficient as defined in Table 1
 C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member		β_a	α_a	C_{a-max}
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.2.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	P	C_a	R_{eH}
1	750	293,8	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{293,8 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 14,1 \text{ mm}$$

$$t = 15 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
14	15

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 15 \text{ mm}$$

8.6.3. DOBLE FONDO

La chapa del doble fondo se encuentra a 2,5 metros sobre la línea base.

8.6.3.1. PRESIONES

Este apartado comprende dos tipos de presiones: presión externa y presión interna.

8.6.3.1.1. PRESIÓN EXTERNA

Como es una chapa que no se encuentra expuesta al exterior, esta presión será nula:

$$P_{EX} = 0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.3.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debida a los líquidos contenidos en tanques. En el caso del doble fondo, esta chapa tendrá que soportar las cargas de los tanques de crudo y las cargas de los tanques de lastre cuando no haya crudo. Suponemos la condición más desfavorable que se produce con los tanques llenos.

La presión interna a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica.

PRESIÓN ESTÁTICA CRUDO

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_{crudo} = 0,86 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Crudo		
ρ_L	z_{top}	z
0,86	24	2,5

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida al crudo:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1 \cdot 0,86 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 2,5 \text{ m}) = 181,4 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1 \text{ CRUDO}} = 181,4 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA CRUDO

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z (z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x (x_0 - x) + f_{ull-t} a_y (y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del doble fondo tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de crudo:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 10,75 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 21,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$\begin{aligned}x_{j1} &= 32 \text{ m} \\x_{j2} &= 0 \text{ m} \\y_{j1} &= 21,5 \text{ m} \\y_{j2} &= 0 \text{ m} \\z_{j1} &= 24 \text{ m}\end{aligned}$$

El centro de gravedad de los tanques de crudo:

$$\begin{aligned}x_g &= 16 \text{ m} \\y_g &= 10,75 \text{ m} \\z_g &= 13,25 \text{ m}\end{aligned}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[(-C_{XG} g \sin \varphi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch} (z - R) \right]$$

Donde:

$$\begin{aligned}f_\beta &= 1 \\C_{XS} &= -0,1 \\C_{XG} &= -0,6 \\C_{XP} &= 0,7\end{aligned}$$

La coordenada vertical R , del centro de rotación del barco se toma como:

$$R = 12 \text{ m}$$

El valor de la coordenada z se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$z = -1 \text{ m}$$

Como vemos la aceleración longitudinal depende a su vez de la aceleración de avance y de la aceleración de cabeceo y sus valores, calculados anteriormente, son:

$$\begin{aligned}a_{surge} &= 1,02 \text{ m/s}^2 \\a_{pitch} &= 0,04 \text{ rad/s}^2\end{aligned}$$

El ángulo será:

$$\varphi = 8,85^\circ$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	ϕ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_Y = f_\beta [C_{YG}g \sin \theta + C_{YS}a_{sway} - C_{YR}a_{roll}(z - R)]$$

Los siguientes valores ya se han calculado para la chapa del fondo:

$$f_\beta = 1$$

$$R = 12 \text{ m}$$

$$z = -1 \text{ m}$$

$$C_{YG} = 0$$

$$C_{YR} = 0$$

$$C_{YS} = 0$$

La aceleración transversal depende a su vez de la aceleración de abatimiento y de la aceleración de escora con los siguientes valores:

$$a_{sway} = 1,74 \text{ m/s}^2$$

$$a_{roll} = 0,051 \text{ m/s}^2$$

Con un ángulo de escora:

$$\theta = 24^\circ$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_Y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_Z = f_\beta [C_{ZH}a_{heave} + C_{ZR}a_{roll}y - C_{ZP}a_{pitch}(x - 0.45L)]$$

Con:

$$f_\beta = 1$$

$$C_{ZH} = -0,35$$

$$C_{ZR} = 0$$

$$C_{ZP} = 0,7$$

El valor de la coordenada x se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$x = 12,02 \text{ m}$$

El valor de la coordenada y se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$y = 0 \text{ m}$$

La aceleración vertical depende a su vez de la aceleración de cabeceo, de la aceleración de escora y de la aceleración de arfada:

$$a_{pitch} = 0,04 \text{ rad/s}^2$$

$$a_{roll} = 0,051 \text{ rad/s}^2$$

$$a_{heave} = 3,2 \text{ m/s}^2$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,88 \text{ m/s}^2$$

Una vez que han sido calculadas todas las aceleraciones se tomará el punto de referencia del mayor valor de V_j tal y como indica la sociedad de clasificación *DNV GL* en su *Parte 3, Capítulo 4, Sección 6*. Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,44	32	0	16	0	21,5	0	10,75	1,88	24	13,25

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 132,7$$

$$V_{j2} = 118,7$$

Tomanmos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Donde:

$$f_{cd} = 0,88$$

$$\rho_L = 0,86 \text{ t/m}^3$$

$$f_{ull-l} = 0,62$$

$$f_{ull-t} = 0,67$$

Las coordenadas serán las correspondientes al mayor V_j calculado previamente:

$$x_0 = 32 \text{ m}$$

$$y_0 = 21,5 \text{ m}$$

$$z_0 = 24 \text{ m}$$

$$x = 12,02 \text{ m}$$

$$y = 0 \text{ m}$$

$$z = -1 \text{ m}$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	0,86	1,88	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	21,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot \left[(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y)) \right] = \\
 &= 1 \cdot 0,86 \frac{t}{m^3} \cdot \\
 &\cdot \left[\left(1,88 \frac{m}{s^2} \cdot (24 m + 1 m) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 m - 12,02 m) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \right. \right. \\
 &\cdot \left. \left. (21,5 m - 0 m) \right) \right] = 45,6 \frac{kN}{m^2}
 \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 45,6 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de crudo serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
181,4	45,6

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{ls} + P_{ld} = 181,4 \frac{kN}{m^2} + 45,6 \frac{kN}{m^2} = 227,0 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 227,0 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN ESTÁTICA AGUA SALADA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Agua salada		
ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	2,5

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida a los líquidos:

$$P_{ls-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot 9,81 \frac{m}{s^2} \cdot (24 m - 2,5 m) = 216,2 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{ls-1A. SALADA} = 216,2 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA AGUA SALADA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L \left[a_z (z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x (x_0 - x) + f_{ull-t} a_y (y_0 - y) \right]$$

Para el caso de la chapa del doble fondo tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

Los centros de gravedad de los tanques de agua salada son:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[\left(-C_{XG} g \sin \varphi \right) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch} (z - R) \right]$$

Donde:

$$f_\beta = 1$$

$$C_{XS} = -0,1$$

$$C_{XG} = -0,6$$

$$C_{XP} = 0,7$$

$$R = 12 \text{ m}$$

El valor de la coordenada z se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$z = -1 \text{ m}$$

Como vemos la aceleración longitudinal depende a su vez de la aceleración de avance y de la aceleración de cabeceo y sus valores, calculados anteriormente, son:

$$a_{surge} = 1,02 \text{ m/s}^2$$

$$a_{pitch} = 0,04 \text{ rad/s}^2$$

El ángulo será:

$$\varphi = 8,85^\circ$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta [C_{YG}g \sin \theta + C_{YS}a_{sway} - C_{YR}a_{roll}(z - R)]$$

Los siguientes valores ya se han calculado para la chapa del fondo:

$$\begin{aligned} f_\beta &= 1 \\ R &= 12 \text{ m} \\ z &= -1 \text{ m} \\ C_{YG} &= 0 \\ C_{YR} &= 0 \\ C_{YS} &= 0 \end{aligned}$$

La aceleración transversal depende a su vez de la aceleración de abatimiento y de la aceleración de escora con los siguientes valores:

$$\begin{aligned} a_{sway} &= 1,74 \text{ m/s}^2 \\ a_{roll} &= 0,051 \text{ m/s}^2 \end{aligned}$$

Con un ángulo de escora:

$$\theta = 24^\circ$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta [C_{ZH}a_{heave} + C_{ZR}a_{roll}y - C_{ZP}a_{pitch}(x - 0.45L)]$$

Con:

$$\begin{aligned} f_\beta &= 1 \\ C_{ZH} &= -0,35 \\ C_{ZR} &= 0 \\ C_{ZP} &= 0,7 \end{aligned}$$

El valor de la coordenada x se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$x = 12,02 \text{ m}$$

El valor de la coordenada y se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$y = 0 \text{ m}$$

La aceleración vertical depende a su vez de la aceleración de cabeceo, de la aceleración de escora y de la aceleración de arfada:

$$a_{pitch} = 0,04 \text{ rad/s}^2$$

$$a_{roll} = 0,051 \text{ rad/s}^2$$

$$a_{heave} = 3,2 \text{ m/s}^2$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,88 \text{ m/s}^2$$

Una vez que han sido calculadas todas las aceleraciones se tomará el punto de referencia del mayor valor de V_j tal y como indica la sociedad de clasificación *DNV GL* en su *Parte 3, Capítulo 4, Sección 6*. Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,88	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Donde:

$$f_{cd} = 1$$

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$f_{ull-l} = 0,62$$

$$f_{ull-t} = 0,67$$

Las coordenadas serán las correspondientes al mayor V_j calculado previamente:

$$x_0 = 32 \text{ m}$$

$$y_0 = 2,5 \text{ m}$$

$$z_0 = 24 \text{ m}$$

$$x = 12,02 \text{ m}$$

$$y = 0 \text{ m}$$

$$z = -1 \text{ m}$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,88	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] = \\
 &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\
 &\cdot \left[(1,88 \frac{m}{s^2} \cdot (24 m + 1 m) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 m - 12,02 m) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 m - 0 m)) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \\
 \mathbf{P_{ld} = 12,9 \text{ kN/m}^2}
 \end{aligned}$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de agua salada serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
216,2	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$\begin{aligned}
 P_{in} &= P_{ls} + P_{ld} = 216,2 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 268,6 \frac{kN}{m^2} \\
 \mathbf{P_{in} = 268,6 \text{ kN/m}^2}
 \end{aligned}$$

8.6.3.1.3. RESULTADO FINAL

La presión empleada en el cálculo del espesor será la más desfavorable, es decir, la mayor de ambas:

$P_{a.salada}$ (kN/m ²)	P_{crudo} (kN/m ²)
268,6	227,0

Por tanto:

$$\mathbf{|P| = P_{a.salada} = 268,6 \text{ kN/m}^2}$$

8.6.3.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\mathbf{\alpha_p = 1}$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
 α_a = coefficient as defined in Table 1
 C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members	0.95	0.00	0.95	

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empleado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.3.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	P	C_a	R_{eH}
1	750	268,6	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{268,6 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 13,5 \text{ mm}$$

$$t = 14 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
10	14

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 14 \text{ mm}$$

8.6.4. COSTADO FINAL HASTA +6 M

8.6.4.1. PRESIONES

En la chapa del costado distinguimos dos presiones: la presión externa que es debida a la acción del mar y la presión interna causada por los tanques de lastre situados en el doble casco.

8.6.4.1.1. PRESIÓN EXTERNA

La presión externa en el casco, en kN/m^2 , se toma como la suma de las presiones estáticas y dinámicas y nunca serán menor que cero como indica la siguiente fórmula:

$$P_{ex} = P_S + P_W \text{ but not less than } 0.$$

Donde:

P_S = hydrostatic pressure, in kN/m^2 , defined in [1.2]

P_W = wave pressure, in kN/m^2 , is defined in [1.3].

PRESIÓN HIDROSTÁTICA

La presión hidrostática se obtiene de la siguiente tabla:

Location	Hydrostatic pressure, P_S , in kN/m^2
$z \leq T_{LC}$	$\rho g (T_{LC} - z)$
$z > T_{LC}$	0

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 0 \text{ m} \leq T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$P_S = \rho \cdot g \cdot (T_{LC} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (17,7 \text{ m} - 0 \text{ m}) = 178,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_S = 178,0 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN HIDRODINÁMICA

La presión hidrodinámica depende de las condiciones de carga. En nuestro caso, para HSM-2 sería:

Load case	Wave pressure, in kN/m^2		
	$z \leq T_{LC}$	$T_{LC} < z \leq h_W + T_{LC}$	$z > h_W + T_{LC}$
HSM-1	$P_W = \max\{-P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$	$P_W = P_{W,WL} - \rho g(z - T_{LC})$	$P_W = 0.0$
HSM-2	$P_W = \max\{P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$		

Es decir, la presión hidrodinámica es la mayor de las siguientes presiones:

- P_{HS}

$$P_{HS} = C_{fT} f_{ps} f_{nl} f_h k_a k_p f_{yz} C_w \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}}$$

Los siguientes valores ya han sido calculados anteriormente y no cambian:

$$C_{fT} = 1,075$$

$$f_{ps} = 1$$

$$f_{nl} = 0,9$$

$$f_h = 1,65$$

$$k_a = 1$$

$$k_p = 1$$

El valor de f_{yz} sí cambia al variar el valor de la coordenada z :

$$C_x = 1,5$$

$$f_{yB} = 0$$

Por tanto:

$$f_{yz} = C_x \cdot \frac{z}{T_{LC}} + (2 - C_x) \cdot f_{yB} + 1 = 1,5 \cdot \frac{0 \text{ m}}{17,7 \text{ m}} + (2 - 1,5) \cdot 0 + 1 = 1$$

$$f_{yz} = 1$$

El coeficiente de ola, en m, es:

$$C_w = 10,50 \text{ m}$$

La eslora L_0 :

$$L_0 = L = 259,96 \text{ m}$$

La longitud de onda se calcula con la siguiente expresión:

$$\lambda = 312,0 \text{ m}$$

La siguiente tabla recoge los valores de los datos obtenidos:

C_{FT}	f_{ps}	f_{nl}	f_h	k_a	k_p	f_{yz}	C_w	λ	$L_0 = L$
1,075	1	0,9	1,65	1	1	1	10,50	312,0	259,96

Disponemos de todos los valores para poder realizar el cálculo de la presión hidrodinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{HS} &= C_{FT} \cdot f_{ps} \cdot f_{nl} \cdot f_h \cdot k_a \cdot k_p \cdot f_{yz} \cdot C_w \cdot \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}} = \\
 &= 1,075 \cdot 1 \cdot 0,9 \cdot 1,65 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 10,50 \cdot \sqrt{\frac{259,96 \text{ m} + 312,0 \text{ m} - 125}{259,96 \text{ m}}} = \\
 &= 22,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}
 \end{aligned}$$

$$P_{HS} = 22,0 \text{ kN/m}^2$$

- $\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 0 \text{ m}$$

$$T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (0 \text{ m} - 17,7 \text{ m}) = -178,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = -178,0 \text{ kN/m}^2$$

La presión hidrodinámica es la mayor de las dos presiones calculadas:

P_{HS} (kN/m ²)	$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$ (kN/m ²)
22,0	-178,0

Por lo tanto:

$$P_W = 22,0 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones hidrostática e hidrodinámicas quedarían:

P_S (kN/m ²)	P_W (kN/m ²)
178,0	22,0

Finalmente, la presión externa es:

$$P_{ex} = P_S + P_W = 178,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} + 22,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} = 199,9 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{ex} = 199,9 \text{ kN/m}^2$$

8.6.4.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debido al agua salada contenida en el doble casco. Suponemos la condición más desfavorable que se produce con los tanques llenos.

La presión interna a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica.

PRESIÓN ESTÁTICA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	0

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida al crudo:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 0 \text{ m}) = 241,3 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1 \text{ CRUDO}} = 241,3 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z (z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x (x_0 - x) + f_{ull-t} a_y (y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del costado tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

El centro de gravedad de los tanques de lastre:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[\left(-C_{XG} g \sin \varphi \right) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch} (z - R) \right]$$

Donde:

$$f_\beta = 1$$

$$C_{XS} = -0,1$$

$$C_{XG} = -0,6$$

$$C_{XP} = 0,7$$

$$R = 12 \text{ m}$$

El valor de la coordenada z se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$z = -1 \text{ m}$$

Como vemos la aceleración longitudinal depende a su vez de la aceleración de avance y de la aceleración de cabeceo y sus valores, calculados anteriormente, son:

$$a_{surge} = 1,02 \text{ m/s}^2$$

$$a_{pitch} = 0,04 \text{ rad/s}^2$$

El ángulo será:

$$\varphi = 8,85^\circ$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	ϕ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_Y = f_\beta [C_{YG}g \sin \theta + C_{YS}a_{sway} - C_{YR}a_{roll}(z - R)]$$

Los siguientes valores ya se han calculado para la chapa del fondo y no varían:

$$f_\beta = 1$$

$$R = 12 \text{ m}$$

$$z = -1 \text{ m}$$

$$C_{YG} = 0$$

$$C_{YR} = 0$$

$$C_{YS} = 0$$

La aceleración transversal depende a su vez de la aceleración de abatimiento y de la aceleración de escora con los siguientes valores:

$$a_{sway} = 1,74 \text{ m/s}^2$$

$$a_{roll} = 0,051 \text{ m/s}^2$$

Con un ángulo de escora:

$$\theta = 24^\circ$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_Y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_Z = f_\beta [C_{ZH}a_{heave} + C_{ZR}a_{roll}y - C_{ZP}a_{pitch}(x - 0.45L)]$$

Con:

$$f_\beta = 1$$

$$C_{ZH} = -0,35$$

$$C_{ZR} = 0$$

$$C_{ZP} = 0,7$$

El valor de la coordenada x se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$x = 12,02 \text{ m}$$

El valor de la coordenada y se toma como la diferencia de los centros de gravedad del buque y de la cuaderna maestra:

$$y = 0 \text{ m}$$

La aceleración vertical depende a su vez de la aceleración de cabeceo, de la aceleración de escora y de la aceleración de arfada:

$$a_{pitch} = 0,04 \text{ rad/s}^2$$

$$a_{roll} = 0,051 \text{ rad/s}^2$$

$$a_{heave} = 3,2 \text{ m/s}^2$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Una vez que han sido calculadas todas las aceleraciones se tomará el punto de referencia del mayor valor de V_j con los siguientes valores:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_j	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Donde:

$$f_{cd} = 1$$

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$f_{ull-l} = 0,62$$

$$f_{ull-t} = 0,67$$

Las coordenadas serán las correspondientes al mayor V_j calculado previamente:

$$x_0 = 32 \text{ m}$$

$$y_0 = 2,5 \text{ m}$$

$$z_0 = 24 \text{ m}$$

$$x = 12,02 \text{ m}$$

$$y = 0 \text{ m}$$

$$z = -1 \text{ m}$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot \left[(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y)) \right] = \\
 &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\
 &\cdot \left[\left(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 m + 1 m) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 m - 12,02 m) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \right. \right. \\
 &\cdot \left. \left. (2,5 m - 0 m) \right) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \\
 \mathbf{P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2}
 \end{aligned}$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de lastre serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
241,3	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$\begin{aligned}
 P_{in} &= P_{ls} + P_{ld} = 241,3 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 293,8 \frac{kN}{m^2} \\
 \mathbf{P_{in} = 293,8 \text{ kN/m}^2}
 \end{aligned}$$

8.6.4.1.3. RESULTADO FINAL

La presión empleada en el cálculo del espesor será la más desfavorable, es decir, la mayor de ambas:

P_{ex} (kN/m ²)	P_{in} (kN/m ²)
199,9	293,8

Por tanto:

$$\mathbf{|P| = P_{in} = 293,8 \text{ kN/m}^2}$$

8.6.4.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\mathbf{\alpha_p = 1}$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empleado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,8825$$

8.6.4.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	P	C_a	R_{eH}
1	750	293,8	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{293,8 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 14,1 \text{ mm}$$

$$t = 15 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
14	15

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 15 \text{ mm}$$

8.6.5. COSTADO DESDE +6 M HASTA +9 M

8.6.5.1. PRESIONES

En la chapa del costado distinguimos dos presiones: la presión externa que es debida a la acción del mar y la presión interna causada por los tanques de lastre situados en el doble casco.

8.6.5.1.1. PRESIÓN EXTERNA

La presión externa en el casco, en kN/m^2 , se toma como la suma de las presiones estáticas y dinámicas y nunca serán menor que cero como indica la siguiente fórmula:

$$P_{ex} = P_S + P_W \text{ but not less than } 0.$$

Donde:

P_S = hydrostatic pressure, in kN/m^2 , defined in [1.2]

P_W = wave pressure, in kN/m^2 , is defined in [1.3].

PRESIÓN HIDROSTÁTICA

La presión hidrostática se obtiene de la siguiente tabla:

Location	Hydrostatic pressure, P_S , in kN/m^2
$z \leq T_{LC}$	$\rho g (T_{LC} - z)$
$z > T_{LC}$	0

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 6 \text{ m} \leq T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$P_S = \rho \cdot g \cdot (T_{LC} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (17,7 \text{ m} - 6 \text{ m}) = 117,6 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_S = 117,6 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN HIDRODINÁMICA

La presión hidrodinámica depende de las condiciones de carga. En nuestro caso, para HSM-2 sería:

Load case	Wave pressure, in kN/m^2		
	$z \leq T_{LC}$	$T_{LC} < z \leq h_W + T_{LC}$	$z > h_W + T_{LC}$
HSM-1	$P_W = \max\{-P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$	$P_W = P_{W,WL} - \rho g(z - T_{LC})$	$P_W = 0.0$
HSM-2	$P_W = \max\{P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$		

Es decir, la presión hidrodinámica es la mayor de las siguientes presiones:

- P_{HS}

$$P_{HS} = C_{fT} f_{ps} f_{nl} f_h k_a k_p f_{yz} C_w \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}}$$

Los siguientes valores ya han sido calculados anteriormente y no cambian:

$$C_{fT} = 1,075$$

$$f_{ps} = 1$$

$$f_{nl} = 0,9$$

$$f_h = 1,65$$

$$k_a = 1$$

$$k_p = 1$$

El valor de f_{yz} sí cambia al variar el valor de la coordenada z :

$$C_x = 1,5$$

$$f_{yB} = 0$$

Por tanto:

$$f_{yz} = C_x \cdot \frac{z}{T_{LC}} + (2 - C_x) \cdot f_{yB} + 1 = 1,5 \cdot \frac{6 \text{ m}}{17,7 \text{ m}} + (2 - 1,5) \cdot 0 + 1 = 1,51$$

$$f_{yz} = 1,51$$

El coeficiente de ola, en m, es:

$$C_w = 10,50 \text{ m}$$

La eslora L_0 :

$$L_0 = L = 259,96 \text{ m}$$

La longitud de onda se calcula con la siguiente expresión:

$$\lambda = 312,0 \text{ m}$$

La siguiente tabla recoge los valores de los datos obtenidos:

C_{fT}	f_{ps}	f_{nl}	f_h	k_a	k_p	f_{yz}	C_w	λ	$L_0 = L$
1,075	1	0,9	1,65	1	1	1,51	10,50	312,0	259,96

Disponemos de todos los valores para poder realizar el cálculo de la presión hidrodinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{HS} &= C_{fT} \cdot f_{ps} \cdot f_{nl} \cdot f_h \cdot k_a \cdot k_p \cdot f_{yz} \cdot C_w \cdot \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}} = \\
 &= 1,075 \cdot 1 \cdot 0,9 \cdot 1,65 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 1,51 \cdot 10,50 \cdot \sqrt{\frac{259,96 \text{ m} + 312,0 \text{ m} - 125}{259,96 \text{ m}}} = \\
 &= 33,1 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}
 \end{aligned}$$

$$P_{HS} = 33,1 \text{ kN/m}^2$$

- $\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 6 \text{ m}$$

$$T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (6 \text{ m} - 17,7 \text{ m}) = -117,6 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = -117,6 \text{ kN/m}^2$$

La presión hidrodinámica es la mayor de las dos presiones calculadas:

P_{HS} (kN/m ²)	$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$ (kN/m ²)
33,1	-117,6

Por lo tanto:

$$P_W = 33,1 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones hidrostática e hidrodinámicas quedarían:

P_S (kN/m ²)	P_W (kN/m ²)
117,6	33,1

Finalmente, la presión externa es:

$$P_{ex} = P_S + P_W = 117,6 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} + 33,1 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} = 150,8 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{ex} = 150,8 \text{ kN/m}^2$$

8.6.5.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debido al agua salada contenida en el doble casco. Suponemos la condición más desfavorable que se produce con los tanques llenos.

La presión interna a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica.

PRESIÓN ESTÁTICA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	6

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida al crudo:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 6 \text{ m}) = 181 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1 \text{ CRUDO}} = 181 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z (z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x (x_0 - x) + f_{ull-t} a_y (y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del costado tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

El centro de gravedad de los tanques de lastre:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[\left(-C_{XG} g \sin \varphi \right) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Una vez que han sido calculadas todas las aceleraciones se tomará el punto de referencia del mayor valor de V_j con los siguientes valores:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_j	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned} P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] = \\ &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\ &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 m + 1 m) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 m - 12,02 m) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 m - 0 m)) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de lastre serían:

P_{is} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
181,0	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{is} + P_{ld} = 181,0 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 233,4 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 233,4 \text{ kN/m}^2$$

8.6.5.1.3. RESULTADO FINAL

La presión empleada en el cálculo del espesor será la más desfavorable, es decir, la mayor de ambas:

P_{ex} (kN/m ²)	P_{in} (kN/m ²)
150,8	233,4

Por tanto:

$$|P| = P_{in} = 233,4 \text{ kN/m}^2$$

8.6.5.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empleado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.5.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	B	P	C_a	R_{eH}
1	750	233,4	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_e H}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{233,4 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}} = 12,6 \text{ mm}$$

$$\mathbf{t = 13 \text{ mm}}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
11	13

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$\mathbf{t = 13 \text{ mm}}$$

8.6.6. COSTADO DESDE +9 M HASTA +12 M

8.6.6.1. PRESIONES

En la chapa del costado distinguimos dos presiones: la presión externa que es debida a la acción del mar y la presión interna causada por los tanques de lastre situados en el doble casco.

8.6.6.1.1. PRESIÓN EXTERNA

La presión externa en el casco, en kN/m^2 , se toma como la suma de las presiones estáticas y dinámicas y nunca serán menor que cero como indica la siguiente fórmula:

$$P_{ex} = P_S + P_W \text{ but not less than } 0.$$

Donde:

P_S = hydrostatic pressure, in kN/m^2 , defined in [1.2]

P_W = wave pressure, in kN/m^2 , is defined in [1.3].

PRESIÓN HIDROSTÁTICA

La presión hidrostática se obtiene de la siguiente tabla:

Location	Hydrostatic pressure, P_S , in kN/m^2
$z \leq T_{LC}$	$\rho g (T_{LC} - z)$
$z > T_{LC}$	0

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 9 \text{ m} \leq T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$P_S = \rho \cdot g \cdot (T_{LC} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (17,7 \text{ m} - 9 \text{ m}) = 87,5 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_S = 87,5 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN HIDRODINÁMICA

La presión hidrodinámica depende de las condiciones de carga. En nuestro caso, para HSM-2 sería:

Load case	Wave pressure, in kN/m^2		
	$z \leq T_{LC}$	$T_{LC} < z \leq h_W + T_{LC}$	$z > h_W + T_{LC}$
HSM-1	$P_W = \max\{-P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$	$P_W = P_{W,WL} - \rho g(z - T_{LC})$	$P_W = 0.0$
HSM-2	$P_W = \max\{P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$		

Es decir, la presión hidrodinámica es la mayor de las siguientes presiones:

- P_{HS}

$$P_{HS} = C_{fT} f_{ps} f_{nl} f_h k_a k_p f_{yz} C_w \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}}$$

Los siguientes valores ya han sido calculados anteriormente y no cambian:

$$C_{fT} = 1,075$$

$$f_{ps} = 1$$

$$f_{nl} = 0,9$$

$$f_h = 1,65$$

$$k_a = 1$$

$$k_p = 1$$

El valor de f_{yz} sí cambia al variar el valor de la coordenada z:

$$C_x = 1,5$$

$$f_{yB} = 0$$

Por tanto:

$$f_{yz} = C_x \cdot \frac{z}{T_{LC}} + (2 - C_x) \cdot f_{yB} + 1 = 1,5 \cdot \frac{9 \text{ m}}{17,7 \text{ m}} + (2 - 1,5) \cdot 0 + 1 = 1,76$$

$$f_{yz} = 1,76$$

El coeficiente de ola, en m, es:

$$C_w = 10,50 \text{ m}$$

La eslora L_0 :

$$L_0 = L = 259,96 \text{ m}$$

La longitud de onda se calcula con la siguiente expresión:

$$\lambda = 312,0 \text{ m}$$

La siguiente tabla recoge los valores de los datos obtenidos:

C_{fT}	f_{ps}	f_{nl}	f_h	k_a	k_p	f_{yz}	C_w	λ	$L_0 = L$
1,075	1	0,9	1,65	1	1	1,76	10,50	312,0	259,96

Disponemos de todos los valores para poder realizar el cálculo de la presión hidrodinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{HS} &= C_{fT} \cdot f_{ps} \cdot f_{nl} \cdot f_h \cdot k_a \cdot k_p \cdot f_{yz} \cdot C_w \cdot \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}} = \\
 &= 1,075 \cdot 1 \cdot 0,9 \cdot 1,65 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 1,76 \cdot 10,50 \cdot \sqrt{\frac{259,96 \text{ m} + 312,0 \text{ m} - 125}{259,96 \text{ m}}} = \\
 &= 38,7 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}
 \end{aligned}$$

$$P_{HS} = 38,7 \text{ kN/m}^2$$

- $\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 9 \text{ m}$$

$$T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (9 \text{ m} - 17,7 \text{ m}) = -87,5 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = -178,0 \text{ kN/m}^2$$

La presión hidrodinámica es la mayor de las dos presiones calculadas:

P_{HS} (kN/m ²)	$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$ (kN/m ²)
38,7	-87,5

Por lo tanto:

$$P_W = 38,7 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones hidrostática e hidrodinámicas quedarían:

P_S (kN/m ²)	P_W (kN/m ²)
87,5	38,7

Finalmente, la presión externa es:

$$P_{ex} = P_S + P_W = 87,5 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} + 38,7 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} = 126,2 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{ex} = 126,2 \text{ kN/m}^2$$

8.6.6.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debido al agua salada contenida en el doble casco. Suponemos la condición más desfavorable que se produce con los tanques llenos.

La presión interna a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica.

PRESIÓN ESTÁTICA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	9

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida al crudo:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 9 \text{ m}) = 150,8 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1 \text{ CRUDO}} = 150,8 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z (z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x (x_0 - x) + f_{ull-t} a_y (y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del costado tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

El centro de gravedad de los tanques de lastre:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[\left(-C_{XG} g \sin \varphi \right) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Una vez que han sido calculadas todas las aceleraciones se tomará el punto de referencia del mayor valor de V_j con los siguientes valores:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_j	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned} P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] = \\ &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\ &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 \text{ m} + 1 \text{ m}) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 \text{ m} - 12,02 \text{ m}) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 \text{ m} - 0 \text{ m})) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de lastre serían:

P_{is} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
150,8	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{is} + P_{ld} = 150,8 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 203,3 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 203,3 \text{ kN/m}^2$$

8.6.4.1.3. RESULTADO FINAL

La presión empleada en el cálculo del espesor será la más desfavorable, es decir, la mayor de ambas:

P_{ex} (kN/m ²)	P_{in} (kN/m ²)
126,2	203,3

Por tanto:

$$|P| = P_{in} = 203,3 \text{ kN/m}^2$$

8.6.6.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empleado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.6.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	$ P $	C_a	R_{eH}
1	750	203,3	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_e H}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{203,3 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}} = 11,7 \text{ mm}$$

$$\mathbf{t = 12 \text{ mm}}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
11	12

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$\mathbf{t = 12 \text{ mm}}$$

8.6.7. COSTADO DESDE +12 M HASTA +15 M

8.6.7.1. PRESIONES

En la chapa del costado distinguimos dos presiones: la presión externa que es debida a la acción del mar y la presión interna causada por los tanques de lastre situados en el doble casco.

8.6.7.1.1. PRESIÓN EXTERNA

La presión externa en el casco, en kN/m^2 , se toma como la suma de las presiones estáticas y dinámicas y nunca serán menor que cero como indica la siguiente fórmula:

$$P_{ex} = P_S + P_W \text{ but not less than } 0.$$

Donde:

P_S = hydrostatic pressure, in kN/m^2 , defined in [1.2]

P_W = wave pressure, in kN/m^2 , is defined in [1.3].

PRESIÓN HIDROSTÁTICA

La presión hidrostática se obtiene de la siguiente tabla:

Location	Hydrostatic pressure, P_S , in kN/m^2
$z \leq T_{LC}$	$\rho g (T_{LC} - z)$
$z > T_{LC}$	0

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 12 \text{ m} \leq T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$P_S = \rho \cdot g \cdot (T_{LC} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (17,7 \text{ m} - 12 \text{ m}) = 57,3 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_S = 57,3 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN HIDRODINÁMICA

La presión hidrodinámica depende de las condiciones de carga. En nuestro caso, para HSM-2 sería:

Load case	Wave pressure, in kN/m^2		
	$z \leq T_{LC}$	$T_{LC} < z \leq h_W + T_{LC}$	$z > h_W + T_{LC}$
HSM-1	$P_W = \max\{-P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$	$P_W = P_{W,WL} - \rho g(z - T_{LC})$	$P_W = 0.0$
HSM-2	$P_W = \max\{P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$		

Es decir, la presión hidrodinámica es la mayor de las siguientes presiones:

- P_{HS}

$$P_{HS} = C_{fT} f_{ps} f_{nl} f_h k_a k_p f_{yz} C_w \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}}$$

Los siguientes valores ya han sido calculados anteriormente y no cambian:

$$C_{fT} = 1,075$$

$$f_{ps} = 1$$

$$f_{nl} = 0,9$$

$$f_h = 1,65$$

$$k_a = 1$$

$$k_p = 1$$

El valor de f_{yz} sí cambia al variar el valor de la coordenada z :

$$C_x = 1,5$$

$$f_{yB} = 0$$

Por tanto:

$$f_{yz} = C_x \cdot \frac{z}{T_{LC}} + (2 - C_x) \cdot f_{yB} + 1 = 1,5 \cdot \frac{12 \text{ m}}{17,7 \text{ m}} + (2 - 1,5) \cdot 0 + 1 = 2,02$$

$$f_{yz} = 2,02$$

El coeficiente de ola, en m, es:

$$C_w = 10,50 \text{ m}$$

La eslora L_0 :

$$L_0 = L = 259,96 \text{ m}$$

La longitud de onda se calcula con la siguiente expresión:

$$\lambda = 312,0 \text{ m}$$

La siguiente tabla recoge los valores de los datos obtenidos:

C_{fT}	f_{ps}	f_{nl}	f_h	k_a	k_p	f_{yz}	C_w	λ	$L_0 = L$
1,075	1	0,9	1,65	1	1	2,02	10,50	312,0	259,96

Disponemos de todos los valores para poder realizar el cálculo de la presión hidrodinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{HS} &= C_{fT} \cdot f_{ps} \cdot f_{nl} \cdot f_h \cdot k_a \cdot k_p \cdot f_{yz} \cdot C_w \cdot \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}} = \\
 &= 1,075 \cdot 1 \cdot 0,9 \cdot 1,65 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 2,02 \cdot 10,50 \cdot \sqrt{\frac{259,96 \text{ m} + 312,0 \text{ m} - 125}{259,96 \text{ m}}} = \\
 &= 44,3 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}
 \end{aligned}$$

$$P_{HS} = 44,3 \text{ kN/m}^2$$

- $\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 12 \text{ m}$$

$$T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (12 \text{ m} - 17,7 \text{ m}) = -57,3 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = -57,3 \text{ kN/m}^2$$

La presión hidrodinámica es la mayor de las dos presiones calculadas:

P_{HS} (kN/m ²)	$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$ (kN/m ²)
44,3	-57,3

Por lo tanto:

$$P_W = 44,3 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones hidrostática e hidrodinámicas quedarían:

P_S (kN/m ²)	P_W (kN/m ²)
57,3	44,3

Finalmente, la presión externa es:

$$P_{ex} = P_S + P_W = 57,3 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} + 44,3 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} = 101,6 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{ex} = 101,6 \text{ kN/m}^2$$

8.6.7.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debido al agua salada contenida en el doble casco. Suponemos la condición más desfavorable que se produce con los tanques llenos.

La presión interna a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica.

PRESIÓN ESTÁTICA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	12

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida al crudo:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 12 \text{ m}) = 120,7 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1 \text{ CRUDO}} = 120,7 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z (z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x (x_0 - x) + f_{ull-t} a_y (y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del costado tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

El centro de gravedad de los tanques de lastre:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[\left(-C_{XG} g \sin \varphi \right) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Una vez que han sido calculadas todas las aceleraciones se tomará el punto de referencia del mayor valor de V_j con los siguientes valores:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_j	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned} P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] = \\ &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\ &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 m + 1 m) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 m - 12,02 m) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 m - 0 m)) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de lastre serían:

P_{is} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
120,7	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{is} + P_{ld} = 120,7 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 173,1 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 173,1 \text{ kN/m}^2$$

8.6.7.1.3. RESULTADO FINAL

La presión empleada en el cálculo del espesor será la más desfavorable, es decir, la mayor de ambas:

P_{ex} (kN/m ²)	P_{in} (kN/m ²)
101,6	173,1

Por tanto:

$$|P| = P_{in} = 173,1 \text{ kN/m}^2$$

8.6.7.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empleado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.7.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	$ P $	C_a	R_{eH}
1	750	173,1	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_e H}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{173,1 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}} = 10,8 \text{ mm}$$

$$\mathbf{t = 11 \text{ mm}}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
11	11

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$\mathbf{t = 11 \text{ mm}}$$

8.6.8. COSTADO DESDE +15 M HASTA +18 M

8.6.8.1. PRESIONES

En la chapa del costado distinguimos dos presiones: la presión externa que es debida a la acción del mar y la presión interna causada por los tanques de lastre situados en el doble casco.

8.6.8.1.1. PRESIÓN EXTERNA

La presión externa en el casco, en kN/m^2 , se toma como la suma de las presiones estáticas y dinámicas y nunca serán menor que cero como indica la siguiente fórmula:

$$P_{ex} = P_S + P_W \text{ but not less than } 0.$$

Donde:

P_S = hydrostatic pressure, in kN/m^2 , defined in [1.2]

P_W = wave pressure, in kN/m^2 , is defined in [1.3].

PRESIÓN HIDROSTÁTICA

La presión hidrostática se obtiene de la siguiente tabla:

Location	Hydrostatic pressure, P_S , in kN/m^2
$z \leq T_{LC}$	$\rho g (T_{LC} - z)$
$z > T_{LC}$	0

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 15 \text{ m} \leq T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$P_S = \rho \cdot g \cdot (T_{LC} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (17,7 \text{ m} - 15 \text{ m}) = 27,1 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_S = 27,1 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN HIDRODINÁMICA

La presión hidrodinámica depende de las condiciones de carga. En nuestro caso, para HSM-2 sería:

Load case	Wave pressure, in kN/m^2		
	$z \leq T_{LC}$	$T_{LC} < z \leq h_W + T_{LC}$	$z > h_W + T_{LC}$
HSM-1	$P_W = \max\{-P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$	$P_W = P_{W,WL} - \rho g(z - T_{LC})$	$P_W = 0.0$
HSM-2	$P_W = \max\{P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$		

Es decir, la presión hidrodinámica es la mayor de las siguientes presiones:

- P_{HS}

$$P_{HS} = C_{fT} f_{ps} f_{nl} f_h k_a k_p f_{yz} C_w \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}}$$

Los siguientes valores ya han sido calculados anteriormente y no cambian:

$$C_{fT} = 1,075$$

$$f_{ps} = 1$$

$$f_{nl} = 0,9$$

$$f_h = 1,65$$

$$k_a = 1$$

$$k_p = 1$$

El valor de f_{yz} sí cambia al variar el valor de la coordenada z :

$$C_x = 1,5$$

$$f_{yB} = 0$$

Por tanto:

$$f_{yz} = C_x \cdot \frac{z}{T_{LC}} + (2 - C_x) \cdot f_{yB} + 1 = 1,5 \cdot \frac{15 \text{ m}}{17,7 \text{ m}} + (2 - 1,5) \cdot 0 + 1 = 2,27$$

$$f_{yz} = 2,27$$

El coeficiente de ola, en m, es:

$$C_w = 10,50 \text{ m}$$

La eslora L_0 :

$$L_0 = L = 259,96 \text{ m}$$

La longitud de onda se calcula con la siguiente expresión:

$$\lambda = 312,0 \text{ m}$$

La siguiente tabla recoge los valores de los datos obtenidos:

C_{fT}	f_{ps}	f_{nl}	f_h	k_a	k_p	f_{yz}	C_w	λ	$L_0 = L$
1,075	1	0,9	1,65	1	1	2,27	10,50	312,0	259,96

Disponemos de todos los valores para poder realizar el cálculo de la presión hidrodinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{HS} &= C_{fT} \cdot f_{ps} \cdot f_{nl} \cdot f_h \cdot k_a \cdot k_p \cdot f_{yz} \cdot C_w \cdot \sqrt{\frac{L_0 + \lambda - 125}{L}} = \\
 &= 1,075 \cdot 1 \cdot 0,9 \cdot 1,65 \cdot 1 \cdot 1 \cdot 2,27 \cdot 10,50 \cdot \sqrt{\frac{259,96 \text{ m} + 312,0 \text{ m} - 125}{259,96 \text{ m}}} = \\
 &= 49,9 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}
 \end{aligned}$$

$$P_{HS} = 49,9 \text{ kN/m}^2$$

- $\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 15 \text{ m}$$

$$T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática se calcula según:

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (15 \text{ m} - 17,7 \text{ m}) = -27,1 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC}) = -27,1 \text{ kN/m}^2$$

La presión hidrodinámica es la mayor de las dos presiones calculadas:

P_{HS} (kN/m ²)	$\rho \cdot g \cdot (z - T_{LC})$ (kN/m ²)
49,9	-27,1

Por lo tanto:

$$P_W = 49,9 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones hidrostática e hidrodinámicas quedarían:

P_S (kN/m ²)	P_W (kN/m ²)
178,0	49,9

Finalmente, la presión externa es:

$$P_{ex} = P_S + P_W = 27,1 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} + 49,9 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} = 77,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{ex} = 77,0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.8.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debido al agua salada contenida en el doble casco. Suponemos la condición más desfavorable que se produce con los tanques llenos.

La presión interna a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica.

PRESIÓN ESTÁTICA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	15

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida al crudo:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 15 \text{ m}) = 90,5 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1CRUDO} = 90,5 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z (z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x (x_0 - x) + f_{ull-t} a_y (y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del costado tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

El centro de gravedad de los tanques de lastre:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[\left(-C_{XG} g \sin \varphi \right) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Una vez que han sido calculadas todas las aceleraciones se tomará el punto de referencia del mayor valor de V_j con los siguientes valores:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_j	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned} P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] = \\ &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\ &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 \text{ m} + 1 \text{ m}) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 \text{ m} - 12,02 \text{ m}) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 \text{ m} - 0 \text{ m})) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de lastre serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
90,5	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{ls} + P_{ld} = 90,5 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 142,9 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 142,9 \text{ kN/m}^2$$

8.6.8.1.3. RESULTADO FINAL

La presión empleada en el cálculo del espesor será la más desfavorable, es decir, la mayor de ambas:

P_{ex} (kN/m ²)	P_{in} (kN/m ²)
77,0	142,9

Por tanto:

$$|P| = P_{in} = 142,9 \text{ kN/m}^2$$

8.6.8.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empleado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.8.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	$ P $	C_a	R_{eH}
1	750	142,9	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_e H}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{142,9 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}} = 9,8 \text{ mm}$$

$$\mathbf{t = 10 \text{ mm}}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	10

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$\mathbf{t = 10 \text{ mm}}$$

8.6.9. COSTADO DESDE +18 M HASTA +21 M

8.6.9.1. PRESIONES

En la chapa del costado distinguimos dos presiones: la presión externa que es debida a la acción del mar y la presión interna causada por los tanques de lastre situados en el doble casco.

8.6.9.1.1. PRESIÓN EXTERNA

La presión externa en el casco, en kN/m^2 , se toma como la suma de las presiones estáticas y dinámicas y nunca serán menor que cero como indica la siguiente fórmula:

$$P_{ex} = P_S + P_W \text{ but not less than } 0.$$

Donde:

P_S = hydrostatic pressure, in kN/m^2 , defined in [1.2]

P_W = wave pressure, in kN/m^2 , is defined in [1.3].

PRESIÓN HIDROSTÁTICA

La presión hidrostática se obtiene de la siguiente tabla:

Location	Hydrostatic pressure, P_S , in kN/m^2
$z \leq T_{LC}$	$\rho g (T_{LC} - z)$
$z > T_{LC}$	0

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 18 \text{ m} > T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática será:

$$P_S = 0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_S = 0 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN HIDRODINÁMICA

La presión hidrodinámica depende de las condiciones de carga. En nuestro caso, para HSM-2 sería:

Load case	Wave pressure, in kN/m^2		
	$z \leq T_{LC}$	$T_{LC} < z \leq h_W + T_{LC}$	$z > h_W + T_{LC}$
HSM-1	$P_W = \max\{-P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$	$P_W = P_{W,WL} - \rho g(z - T_{LC})$	$P_W = 0.0$
HSM-2	$P_W = \max\{P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$		

Por lo tanto:

$$P_W = 0,0 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones hidrostática e hidrodinámicas quedarían:

P_S (kN/m^2)	P_W (kN/m^2)
0,0	0,0

Finalmente, la presión externa es:

$$P_{ex} = P_S + P_W = 0,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} + 0,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} = 0,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{ex} = 0,0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.9.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debido al agua salada contenida en el doble casco. Suponemos la condición más desfavorable que se produce con los tanques llenos.

La presión interna a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica.

PRESIÓN ESTÁTICA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g(z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	18

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida al crudo:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 18 \text{ m}) = 60,3 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1\text{CRUDO}} = 60,3 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del costado tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

El centro de gravedad de los tanques de lastre:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[(-C_{XG} g \sin \varphi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_β	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Una vez que han sido calculadas todas las aceleraciones se tomará el punto de referencia del mayor valor de V_j con los siguientes valores:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_j	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{jz} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned} P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] = \\ &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\ &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 m + 1 m) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 m - 12,02 m) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \right. \\ &\cdot (2,5 m - 0 m) \left. \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de lastre serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
60,3	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{ls} + P_{ld} = 60,3 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 112,8 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 112,8 \text{ kN/m}^2$$

8.6.9.1.3. RESULTADO FINAL

La presión empleada en el cálculo del espesor será la más desfavorable, es decir, la mayor de ambas:

P_{ex} (kN/m ²)	P_{in} (kN/m ²)
0,0	112,8

Por tanto:

$$|P| = P_{in} = 112,8 \text{ kN/m}^2$$

8.6.9.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

β_a = coefficient as defined in Table 1

α_a = coefficient as defined in Table 1

C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member		β_a	α_a	C_{a-max}
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empleado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.9.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	P	C_a	R_{eH}
1	750	112,8	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0,0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{112,8 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 8,7 \text{ mm}$$

$$t = 9 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	9

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 9 \text{ mm}$$

8.6.10. COSTADO DESDE +21 M HASTA +24 M

8.6.10.1. PRESIONES

En la chapa del costado distinguimos dos presiones: la presión externa que es debida a la acción del mar y la presión interna causada por los tanques de lastre situados en el doble casco.

8.6.10.1.1. PRESIÓN EXTERNA

La presión externa en el casco, en kN/m^2 , se toma como la suma de las presiones estáticas y dinámicas y nunca serán menor que cero como indica la siguiente fórmula:

$$P_{ex} = P_S + P_W \text{ but not less than } 0.$$

Donde:

P_S = hydrostatic pressure, in kN/m^2 , defined in [1.2]

P_W = wave pressure, in kN/m^2 , is defined in [1.3].

PRESIÓN HIDROSTÁTICA

La presión hidrostática se obtiene de la siguiente tabla:

Location	Hydrostatic pressure, P_S , in kN/m^2
$z \leq T_{LC}$	$\rho g (T_{LC} - z)$
$z > T_{LC}$	0

En el caso de la chapa del costado tenemos que:

$$z = 21 \text{ m} > T_{LC} = 17,7 \text{ m}$$

Por lo que la presión hidrostática será:

$$P_S = 0,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_S = 0,0 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN HIDRODINÁMICA

La presión hidrodinámica depende de las condiciones de carga. En nuestro caso, para HSM-2 sería:

Load case	Wave pressure, in kN/m^2		
	$z \leq T_{LC}$	$T_{LC} < z \leq h_W + T_{LC}$	$z > h_W + T_{LC}$
HSM-1	$P_W = \max\{-P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$	$P_W = P_{W,WL} - \rho g(z - T_{LC})$	$P_W = 0.0$
HSM-2	$P_W = \max\{P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$		

Por lo tanto:

$$P_W = 0,0 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones hidrostática e hidrodinámicas quedarían:

P_S (kN/m^2)	P_W (kN/m^2)
0,0	0,0

Finalmente, la presión externa es:

$$P_{ex} = P_S + P_W = 0,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} + 0,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} = 0,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{ex} = 0,0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.10.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debido al agua salada contenida en el doble casco. Suponemos la condición más desfavorable que se produce con los tanques llenos.

La presión interna a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica.

PRESIÓN ESTÁTICA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	21

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida al crudo:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 21 \text{ m}) = 30,2 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1\text{CRUDO}} = 30,2 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del costado tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

El centro de gravedad de los tanques de lastre:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[(-C_{XG} g \sin \varphi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_β	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Una vez que han sido calculadas todas las aceleraciones se tomará el punto de referencia del mayor valor de V_j con los siguientes valores:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_j	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{jz} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned} P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] = \\ &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\ &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 m + 1 m) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 m - 12,02 m) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \right. \\ &\cdot (2,5 m - 0 m) \left. \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de lastre serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
30,2	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{ls} + P_{ld} = 30,2 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 82,6 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 82,6 \text{ kN/m}^2$$

8.6.10.1.3. RESULTADO FINAL

La presión empleada en el cálculo del espesor será la más desfavorable, es decir, la mayor de ambas:

P_{ex} (kN/m ²)	P_{in} (kN/m ²)
0,0	82,6

Por tanto:

$$|P| = P_{in} = 82,6 \text{ kN/m}^2$$

8.6.10.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

β_a = coefficient as defined in Table 1

α_a = coefficient as defined in Table 1

C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member		β_a	α_a	C_{a-max}
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.10.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	P	C_a	R_{eH}
1	750	82,6	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0,0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{82,6 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 7,5 \text{ mm}$$

$$t = 8 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
7	8

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 8 \text{ mm}$$

8.6.11. DOBLE CASCO HASTA +6 M

Esta chapa tendrá que soportar las cargas de los tanques de crudo y las cargas de los tanques de lastre cuando no haya crudo.

8.6.11.1. PRESIONES

Este apartado comprende dos tipos de presiones: presión externa y presión interna.

8.6.11.1.1. PRESIÓN EXTERNA

Como es una chapa que no se encuentra expuesta al exterior, esta presión será nula:

$$P_{EX} = 0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.11.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debida a los líquidos contenidos en tanques.

Esta presión a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica. Realizaremos el cálculo con los dos tipos de líquidos y la presión empleada será la mayor.

PRESIÓN ESTÁTICA CRUDO

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_{crudo} = 0,86 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

$$z = 2,5 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Crudo		
ρ_L	z_{top}	z
0,86	24	2,5

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida al crudo:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 0,86 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 2,5 \text{ m}) = 181,4 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1 \text{ CRUDO}} = 181,4 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA CRUDO

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-t} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del doble casco tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de crudo:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 10,75 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 21,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$\begin{aligned}x_{j1} &= 32 \text{ m} \\x_{j2} &= 0 \text{ m} \\y_{j1} &= 21,5 \text{ m} \\y_{j2} &= 0 \text{ m} \\z_{j1} &= 24 \text{ m}\end{aligned}$$

El centro de gravedad de los tanques de crudo:

$$\begin{aligned}x_g &= 16 \text{ m} \\y_g &= 10,75 \text{ m} \\z_g &= 13,25 \text{ m}\end{aligned}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[(-C_{XG} g \sin \phi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	ϕ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,436	32	0	16	0	21,5	0	10,75	1,83	21,5	13,25

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 132,1$$

$$V_{j2} = 118,1$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	0,86	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	21,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_c \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] = \\
 &= 1 \cdot 0,86 \frac{t}{m^3} \cdot \\
 &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 \text{ m} + 1 \text{ m}) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 \text{ m} - 12,02 \text{ m}) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (21,5 \text{ m} - 0 \text{ m})) \right] = 44,0 \frac{kN}{m^2}
 \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 44,0 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de crudo serían:

$P_{ls} \text{ (kN/m}^2\text{)}$	$P_{ld} \text{ (kN/m}^2\text{)}$
181,4	44,0

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{ls} + P_{ld} = 181,4 \frac{kN}{m^2} + 44,0 \frac{kN}{m^2} = 225,4 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 225,4 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN ESTÁTICA AGUA SALADA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g(z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

$$z = 2,5 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Agua salada		
ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	2,5

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida a los líquidos:

$$P_{Is-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 2,5 \text{ m}) = 216,2 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{Is-1A. SALADA} = 216,2 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA AGUA SALADA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del costado tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

Los centros de gravedad de los tanques de lastre son:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_{\beta} [(-C_{XG} g \sin \varphi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R)]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_{β}	C_{XG}	ϕ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_{\beta} [C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll} (z - R)]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_{β}	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_{\beta} [C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch} (x - 0.45L)]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z (z_0 - z) + f_{ull-l} a_x (x_0 - x) + f_{ull-t} a_y (y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] \\
 &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\
 &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 m + 1 m) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 m - 12,02 m) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \right. \\
 &\cdot (2,5 m - 0 m) \left. \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \\
 \mathbf{P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2}
 \end{aligned}$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de agua salada serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
216,2	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$\begin{aligned}
 P_{in} &= P_{ls} + P_{ld} = 216,2 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 268,6 \frac{kN}{m^2} \\
 \mathbf{P_{in} = 268,6 \text{ kN/m}^2}
 \end{aligned}$$

8.6.11.1.3. RESULTADO FINAL

La presión empleada en el cálculo del espesor será la más desfavorable, es decir, la mayor de ambas:

$P_{a.salada}$ (kN/m ²)	P_{crudo} (kN/m ²)
268,6	225,4

Por tanto:

$$\mathbf{|P| = P_{a.salada} = 268,6 \text{ kN/m}^2}$$

8.6.11.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\mathbf{\alpha_p = 1}$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

β_a = coefficient as defined in Table 1

α_a = coefficient as defined in Table 1

C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empleado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.11.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	P	C_a	R_{eH}
1	750	268,6	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{268,6 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 13,5 \text{ mm}$$

$$t = 14 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
14	14

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 14 \text{ mm}$$

8.6.12. DOBLE CASCO DESDE +6 M HASTA +9 M

Esta chapa tendrá que soportar las cargas de los tanques de crudo y las cargas de los tanques de lastre cuando no haya crudo.

8.6.12.1. PRESIONES

Este apartado comprende dos tipos de presiones: presión externa y presión interna.

8.6.12.1.1. PRESIÓN EXTERNA

Como es una chapa que no se encuentra expuesta al exterior, esta presión será nula:

$$P_{EX} = 0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.12.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debida a los líquidos contenidos en tanques.

Esta presión a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica. Realizaremos el cálculo con el líquido que ejerce más presión, que como se ha visto anteriormente es el agua salada de los tanques de lastre:

PRESIÓN ESTÁTICA AGUA SALADA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

$$z = 6 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Agua salada		
ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	6

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida a los líquidos:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 6 \text{ m}) = 181,0 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1A. SALADA} = 181,0 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA AGUA SALADA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del doble casco tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

Los centros de gravedad de los tanques de agua salada son:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[(-C_{XG} g \sin \phi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	ϕ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] \\
 &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\
 &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 \text{ m} + 1 \text{ m}) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 \text{ m} - 12,02 \text{ m}) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \right. \\
 &\cdot (2,5 \text{ m} - 0 \text{ m}) \left. \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2}
 \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de agua salada serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
181,0	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{ls} + P_{ld} = 181,0 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 233,4 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 233,4 \text{ kN/m}^2$$

8.6.12.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members	0.95	0.00	0.95	

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.12.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	$ P $	C_a	R_{eH}
1	750	233,4	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{233,4 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 12,6 \text{ mm}$$

$$t = 13 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
11	13

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 13 \text{ mm}$$

8.6.13. DOBLE CASCO DESDE +9 M HASTA +12 M

Esta chapa tendrá que soportar las cargas de los tanques de crudo y las cargas de los tanques de lastre cuando no haya crudo.

8.6.13.1. PRESIONES

Este apartado comprende dos tipos de presiones: presión externa y presión interna.

8.6.13.1.1. PRESIÓN EXTERNA

Como es una chapa que no se encuentra expuesta al exterior, esta presión será nula:

$$P_{EX} = 0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.13.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debida a los líquidos contenidos en tanques.

Esta presión a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica. Realizaremos el cálculo con el líquido que ejerce más presión, que como se ha visto anteriormente es el agua salada de los tanques de lastre:

PRESIÓN ESTÁTICA AGUA SALADA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

$$z = 9 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Agua salada		
ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	9

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida a los líquidos:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 9 \text{ m}) = 150,8 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1A. SALADA} = 150,8 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA AGUA SALADA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del doble casco tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

Los centros de gravedad de los tanques de agua salada son:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[(-C_{XG} g \sin \varphi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned} P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] \\ &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\ &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 \text{ m} + 1 \text{ m}) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 \text{ m} - 12,02 \text{ m}) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 \text{ m} - 0 \text{ m})) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de agua salada serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
150,8	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{ls} + P_{ld} = 150,8 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 203,3 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 203,3 \text{ kN/m}^2$$

8.6.13.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member		β_a	α_a	C_{a-max}
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.13.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	$ P $	C_a	R_{eH}
1	750	203,3	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{203,3 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 11,7 \text{ mm}$$

$$t = 12 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
11	12

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 12 \text{ mm}$$

8.6.14. DOBLE CASCO DESDE +12 M HASTA +15 M

Esta chapa tendrá que soportar las cargas de los tanques de crudo y las cargas de los tanques de lastre cuando no haya crudo.

8.6.14.1. PRESIONES

Este apartado comprende dos tipos de presiones: presión externa y presión interna.

8.6.14.1.1. PRESIÓN EXTERNA

Como es una chapa que no se encuentra expuesta al exterior, esta presión será nula:

$$P_{EX} = 0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.14.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debida a los líquidos contenidos en tanques.

Esta presión a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica. Realizaremos el cálculo con el líquido que ejerce más presión, que como se ha visto anteriormente es el agua salada de los tanques de lastre:

PRESIÓN ESTÁTICA AGUA SALADA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

$$z = 12 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Agua salada		
ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	12

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida a los líquidos:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 12 \text{ m}) = 120,7 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1A. SALADA} = 120,7 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA AGUA SALADA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-t} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del doble casco tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

Los centros de gravedad de los tanques de agua salada son:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[(-C_{XG} g \sin \varphi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned} P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] \\ &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\ &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 \text{ m} + 1 \text{ m}) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 \text{ m} - 12,02 \text{ m}) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 \text{ m} - 0 \text{ m})) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de agua salada serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
120,7	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{ls} + P_{ld} = 120,7 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 173,1 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 173,1 \text{ kN/m}^2$$

8.6.14.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members	0.95	0.00	0.95	

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.14.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	$ P $	C_a	R_{eH}
1	750	173,1	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{173,1 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 10,8 \text{ mm}$$

$$t = 11 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
11	11

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 11 \text{ mm}$$

8.6.15. DOBLE CASCO DESDE +15 M HASTA +18 M

Esta chapa tendrá que soportar las cargas de los tanques de crudo y las cargas de los tanques de lastre cuando no haya crudo.

8.6.15.1. PRESIONES

Este apartado comprende dos tipos de presiones: presión externa y presión interna.

8.6.15.1.1. PRESIÓN EXTERNA

Como es una chapa que no se encuentra expuesta al exterior, esta presión será nula:

$$P_{EX} = 0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.15.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debida a los líquidos contenidos en tanques.

Esta presión a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica. Realizaremos el cálculo con el líquido que ejerce más presión, que como se ha visto anteriormente es el agua salada de los tanques de lastre:

PRESIÓN ESTÁTICA AGUA SALADA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

$$z = 15 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Agua salada		
ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	15

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida a los líquidos:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 15 \text{ m}) = 90,5 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1A. SALADA} = 90,5 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA AGUA SALADA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del doble casco tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

Los centros de gravedad de los tanques de agua salada son:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[(-C_{XG} g \sin \phi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	ϕ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] \\
 &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\
 &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 \text{ m} + 1 \text{ m}) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 \text{ m} - 12,02 \text{ m}) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 \text{ m} - 0 \text{ m})) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2}
 \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de agua salada serían:

$P_{is} \text{ (kN/m}^2\text{)}$	$P_{ld} \text{ (kN/m}^2\text{)}$
90,5	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{is} + P_{ld} = 90,5 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 142,9 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 142,9 \text{ kN/m}^2$$

8.6.15.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members	0.95	0.00	0.95	

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.15.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	$ P $	C_a	R_{eH}
1	750	142,9	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{142,9 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 9,8 \text{ mm}$$

$$t = 10 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	10

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 10 \text{ mm}$$

8.6.16. DOBLE CASCO DESDE +18 M HASTA +21 M

Esta chapa tendrá que soportar las cargas de los tanques de crudo y las cargas de los tanques de lastre cuando no haya crudo.

8.6.16.1. PRESIONES

Este apartado comprende dos tipos de presiones: presión externa y presión interna.

8.6.16.1.1. PRESIÓN EXTERNA

Como es una chapa que no se encuentra expuesta al exterior, esta presión será nula:

$$P_{EX} = 0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.16.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debida a los líquidos contenidos en tanques.

Esta presión a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica. Realizaremos el cálculo con el líquido que ejerce más presión, que como se ha visto anteriormente es el agua salada de los tanques de lastre:

PRESIÓN ESTÁTICA AGUA SALADA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

$$z = 18 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Agua salada		
ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	18

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida a los líquidos:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 18 \text{ m}) = 60,3 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1A. SALADA} = 60,3 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA AGUA SALADA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del doble casco tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

Los centros de gravedad de los tanques de agua salada son:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[(-C_{XG} g \sin \varphi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned}
 P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] \\
 &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\
 &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 \text{ m} + 1 \text{ m}) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 \text{ m} - 12,02 \text{ m}) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 \text{ m} - 0 \text{ m})) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2}
 \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de agua salada serían:

$P_{is} \text{ (kN/m}^2\text{)}$	$P_{ld} \text{ (kN/m}^2\text{)}$
60,3	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{is} + P_{ld} = 60,3 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 112,8 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 112,8 \text{ kN/m}^2$$

8.6.16.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members	0.95	0.00	0.95	

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.16.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	$ P $	C_a	R_{eH}
1	750	112,8	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{112,8 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 8,7 \text{ mm}$$

$$t = 9 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	9

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 9 \text{ mm}$$

8.6.17. DOBLE CASCO DESDE +21 M HASTA +24 M

Esta chapa tendrá que soportar las cargas de los tanques de crudo y las cargas de los tanques de lastre cuando no haya crudo.

8.6.17.1. PRESIONES

Este apartado comprende dos tipos de presiones: presión externa y presión interna.

8.6.17.1.1. PRESIÓN EXTERNA

Como es una chapa que no se encuentra expuesta al exterior, esta presión será nula:

$$P_{EX} = 0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.17.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debida a los líquidos contenidos en tanques.

Esta presión a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica. Realizaremos el cálculo con el líquido que ejerce más presión, que como se ha visto anteriormente es el agua salada de los tanques de lastre:

PRESIÓN ESTÁTICA AGUA SALADA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 1,025 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

$$z = 21 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Agua salada		
ρ_L	z_{top}	z
1,025	24	21

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida a los líquidos:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 1,025 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 21 \text{ m}) = 30,2 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{\ell s-1A. SALADA} = 30,2 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA AGUA SALADA

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-t} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del doble casco tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de lastre:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 1,25 \text{ m}$$

$$l_{fs} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 2,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$x_{j1} = 32 \text{ m}$$

$$x_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$y_{j1} = 2,5 \text{ m}$$

$$y_{j2} = 0 \text{ m}$$

$$z_j = 24 \text{ m}$$

Los centros de gravedad de los tanques de agua salada son:

$$x_g = 16 \text{ m}$$

$$y_g = 1,25 \text{ m}$$

$$z_g = 12 \text{ m}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[(-C_{XG} g \sin \varphi) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	φ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta \left[C_{YG} g \sin \theta + C_{YS} a_{sway} - C_{YR} a_{roll}(z - R) \right]$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta \left[C_{ZH} a_{heave} + C_{ZR} a_{roll} y - C_{ZP} a_{pitch}(x - 0.45L) \right]$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,83 \text{ m/s}^2$$

Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,44	32	0	16	0	2,5	0	1,25	1,83	24	12

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 146,7$$

$$V_{j2} = 132,6$$

Tomamos los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	1,025	1,83	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	2,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned} P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] \\ &= 1 \cdot 1,025 \frac{t}{m^3} \cdot \\ &\cdot \left[(1,83 \frac{m}{s^2} \cdot (24 \text{ m} + 1 \text{ m}) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{m}{s^2} \cdot (32 \text{ m} - 12,02 \text{ m}) + 0,67 \cdot 0 \frac{m}{s^2} \cdot (2,5 \text{ m} - 0 \text{ m})) \right] = 52,4 \frac{kN}{m^2} \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 52,4 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de agua salada serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
30,2	52,4

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{ls} + P_{ld} = 30,2 \frac{kN}{m^2} + 52,4 \frac{kN}{m^2} = 82,6 \frac{kN}{m^2}$$

$$P_{in} = 82,6 \text{ kN/m}^2$$

8.6.17.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios de 750 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{750 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,09 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members	0.95	0.00	0.95	

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.17.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	$ P $	C_a	R_{eH}
1	750	82,6	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{82,6 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 7,5 \text{ mm}$$

$$t = 8 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
7	8

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 8 \text{ mm}$$

8.6.18. CUBIERTA

La chapa de la cubierta es expuesta y se encuentra a 24 metros sobre la línea base.

8.6.18.1. PRESIONES

La presión dinámica externa, en kN/m^2 , se obtiene de la siguiente fórmula, propuesta en la sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 5*:

$$P_D = \max(\chi P_{D-min}, P_{W,D} - \rho g(z - z_{dk})), \text{ but not to be taken less than } 0$$

Donde:

P_{D-min} = minimum exposed freeboard deck pressure, in kN/m^2 , to be taken as:
 for cargo hold analysis according to Ch.7: $P_{D-min} = 0$
 for other cases: P_{D-min} as defined in Table 30

Location	Minimum pressure on exposed freeboard deck, P_{D-min} in kN/m^2	
	$L_{LL} \geq 100m$	$L_{LL} < 100m$
$\frac{x_{LL}}{L_{LL}} \leq 0.75$	34.3	$14.9 + 0.195 L_{LL}$
$\frac{x_{LL}}{L_{LL}} > 0.75$	$34.3 + [14.8 + a(L_{LL} - 100)] \left(4 \frac{x_{LL}}{L_{LL}} - 3 \right)$	$12.2 + \frac{L_{LL}}{9} \left(5 \frac{x_{LL}}{L_{LL}} - 2 \right) + 3.6 \frac{x_{LL}}{L_{LL}}$
where: a = coefficient taken equal to: $a = 0.356$ for type A, type B-60 and type B-100 freeboard ships $a = 0.0726$ for type B freeboard ships x_{LL} = X-coordinate of the load point measured from the aft end of the freeboard length L_{LL} .		

La *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* del *DNV GL* define:

L_{LL}	freeboard length	m
----------	------------------	---

$$L_{LL} = 264,676 \text{ m}$$

Como el valor de la coordenada x_{LL} es:

$$x_{LL} = 0,5 \cdot 259,96 \text{ m} = 129,98 \text{ m}$$

$$x_{LL} = 129,98 \text{ m}$$

La localización será:

$$\frac{x_{LL}}{L_{LL}} = \frac{129,98 \text{ m}}{264,676 \text{ m}} = 0,5 \leq 0,75$$

Como la eslora de francobordo (L_{LL}) es superior a los 100 metros, la presión mínima en la cubierta de francobordo, en kN/m^2 , será:

$$P_{D-min} = 34,3 \text{ kN/m}^2$$

χ = reduction factor for pressure on exposed deck above freeboard deck:

$$\chi = 0.75^{\frac{(z_{dk} - z_{fdk})}{2.3}} \geq 0.15$$

= 1.0 for freeboard deck

$$x = 1$$

$P_{W,D}$ = pressure in kN/m^2 obtained at side of the exposed deck for HSM, HSA and FSM load cases as defined in [1.3]

Load case	Wave pressure, in kN/m^2		
	$z \leq T_{LC}$	$T_{LC} < z \leq h_W + T_{LC}$	$z > h_W + T_{LC}$
HSM-1	$P_W = \max\{-P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$	$P_W = P_{W,WL} - \rho g(z - T_{LC})$	$P_W = 0.0$
HSM-2	$P_W = \max\{P_{HS}; \rho g(z - T_{LC})\}$		

Como estamos en el tercer caso:

$$P_W = 0 \text{ kN/m}^2$$

Entonces la presión en la cubierta será:

$$P_D = 34,3 \text{ kN/m}^2$$

8.6.18.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios en la cubierta es de 860 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{860 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,07 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

8.6.18.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	P	C_a	R_{eH}
1	860	34,3	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0,0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 860 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{34,3 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 5,5 \text{ mm}$$

$$t = 6 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
9	6

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 9 \text{ mm}$$

8.6.19. MAMPARO

El barco del proyecto dispone de un mamparo longitudinal en crujía, que separa los tanques de carga. El mamparo tendrá que soportar las cargas de los tanques de crudo.

8.6.19.1. PRESIONES

Este apartado comprende dos tipos de presiones: presión externa y presión interna.

8.6.7.1.1. PRESIÓN EXTERNA

Como es una chapa que no se encuentra expuesta al exterior, esta presión será nula:

$$P_{EX} = 0 \text{ kN/m}^2$$

8.6.7.1.2. PRESIÓN INTERNA

Es la presión debida a los líquidos contenidos en tanques.

Esta presión a su vez se divide en dos tipos de presiones: presión estática y presión dinámica.

PRESIÓN ESTÁTICA

La presión estática en tanques se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L g (z_{top} - z)$$

Donde:

$$\rho_L = 0,86 \text{ t/m}^3$$

$$z_{top} = 24 \text{ m}$$

$$z = 2,5 \text{ m}$$

Una vez que disponemos de todos los valores necesarios:

Crudo		
ρ_L	z_{top}	z
0,86	24	2,5

Se procede a realizar el cálculo de la presión estática debida al crudo:

$$P_{\ell s-1} = \rho_L \cdot g \cdot (z_{top} - z) = 0,86 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot 9,81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} - 2,5 \text{ m}) = 181,4 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$P_{IS-1CRUDO} = 181,4 \text{ kN/m}^2$$

PRESIÓN DINÁMICA CRUDO

La presión dinámica se calcula con la siguiente expresión:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-\ell} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Para el caso de la chapa del mamparo tenemos las siguientes coordenadas en los tanques de crudo:

$$x_{top} = 16 \text{ m}$$

$$y_{top} = 10,75 \text{ m}$$

$$l_{is} = 32 \text{ m}$$

$$b_{top} = 21,5 \text{ m}$$

Entonces:

$$\begin{aligned}x_{j1} &= 32 \text{ m} \\x_{j2} &= 0 \text{ m} \\y_{j1} &= 21,5 \text{ m} \\y_{j2} &= 0 \text{ m} \\z_{j1} &= 24 \text{ m}\end{aligned}$$

El centro de gravedad de los tanques de crudo:

$$\begin{aligned}x_g &= 16 \text{ m} \\y_g &= 10,75 \text{ m} \\z_g &= 13,25 \text{ m} \\x &= 12,02 \text{ m} \\y &= 0 \text{ m} \\z &= -1 \text{ m}\end{aligned}$$

Ahora calcularemos el valor de las aceleraciones:

ACELERACIÓN LONGITUDINAL

La aceleración longitudinal viene definida por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 4, Sección 3*:

$$a_x = f_\beta \left[\left(-C_{XG} g \sin \varphi \right) + C_{XS} a_{surge} + C_{XP} a_{pitch} (z - R) \right]$$

Donde:

$$\begin{aligned}f_\beta &= 1 \\C_{XS} &= -0,1 \\C_{XG} &= -0,6 \\C_{XP} &= 0,7 \\R &= 12 \text{ m} \\z &= -1 \text{ m}\end{aligned}$$

Como vemos la aceleración longitudinal depende a su vez de la aceleración de avance y de la aceleración de cabeceo y sus valores, calculados anteriormente, son:

$$\begin{aligned}a_{surge} &= 1,02 \text{ m/s}^2 \\a_{pitch} &= 0,04 \text{ rad/s}^2\end{aligned}$$

El ángulo será:

$$\varphi = 8,85^\circ$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración longitudinal:

f_β	C_{XG}	ϕ	C_{XS}	a_{surge}	C_{XP}	a_{pitch}	z	R
1	-0,6	8,85	-0,1	1,02	0,7	0,04	-1	12

Por tanto la aceleración longitudinal tendrá el siguiente valor:

$$a_x = 0,44 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN TRANSVERSAL

La aceleración transversal se define con la siguiente fórmula:

$$a_y = f_\beta [C_{YG}g \sin \theta + C_{YS}a_{sway} - C_{YR}a_{roll}(z - R)]$$

Los siguientes valores ya se han calculado para la chapa del fondo:

$$f_\beta = 1$$

$$R = 12 \text{ m}$$

$$z = -1 \text{ m}$$

$$C_{YG} = 0$$

$$C_{YR} = 0$$

$$C_{YS} = 0$$

La aceleración transversal depende a su vez de la aceleración de abatimiento y de la aceleración de escora con los siguientes valores:

$$a_{sway} = 1,74 \text{ m/s}^2$$

$$a_{roll} = 0,051 \text{ m/s}^2$$

Con un ángulo de escora:

$$\theta = 24^\circ$$

La siguiente tabla muestra un resumen de todos los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración transversal:

f_β	C_{YG}	θ	C_{YS}	a_{sway}	C_{YR}	a_{roll}	z	R
1	0	24	0	1,74	0	0,051	-1	12

La aceleración transversal es:

$$a_y = 0 \text{ m/s}^2$$

ACELERACIÓN VERTICAL

La aceleración vertical se tomará como:

$$a_z = f_\beta [C_{ZH}a_{heave} + C_{ZR}a_{roll}y - C_{ZP}a_{pitch}(x - 0.45L)]$$

Con:

$$f_\beta = 1$$

$$C_{ZH} = -0,35$$

$$C_{ZR} = 0$$

$$C_{ZP} = 0,7$$

$$x = 12,02 \text{ m}$$

$$y = 0 \text{ m}$$

La aceleración vertical depende a su vez de la aceleración de cabeceo, de la aceleración de escora y de la aceleración de arfada:

$$a_{pitch} = 0,04 \text{ rad/s}^2$$

$$a_{roll} = 0,051 \text{ rad/s}^2$$

$$a_{heave} = 3,2 \text{ m/s}^2$$

En la siguiente tabla se recogen los valores necesarios para realizar el cálculo de la aceleración vertical:

f_{β}	C_{ZH}	a_{heave}	C_{ZR}	a_{roll}	y	C_{ZP}	a_{pitch}	x	L
1	-0,35	3,2	0	0,051	0	0,7	0,04	12,02	259,96

Por lo tanto el valor de la aceleración vertical será:

$$a_z = 1,88 \text{ m/s}^2$$

Recordamos en esta tabla los valores obtenidos:

a_x	x_{j1}	x_{j2}	x_G	a_y	y_{j1}	y_{j2}	y_G	a_z	z_{j1}	z_G
0,44	32	0	16	0	21,5	0	10,75	1,88	24	13,25

Los dos valores de V_j serán:

$$V_{j1} = 132,7$$

$$V_{j2} = 118,7$$

Tomamis los puntos del mayor V_j como referencia.

Retomando la fórmula de la presión dinámica debida a líquidos en tanques:

$$P_{\ell d} = f_{cd} \rho_L [a_z(z_0 - z) + f_{ull-l} a_x(x_0 - x) + f_{ull-t} a_y(y_0 - y)]$$

Donde:

$$f_{cd} = 0,88$$

$$\rho_L = 0,86 \text{ t/m}^3$$

$$f_{ull-l} = 0,62$$

$$f_{ull-t} = 0,67$$

Las coordenadas serán las correspondientes al mayor V_j calculado previamente:

$$x_0 = 32 \text{ m}$$

$$y_0 = 21,5 \text{ m}$$

$$z_0 = 24 \text{ m}$$

$$x = 12,02 \text{ m}$$

$$y = 0 \text{ m}$$

$$z = -1 \text{ m}$$

La siguiente tabla muestra los valores que se van a emplear en el cálculo de la presión dinámica:

f_{cd}	ρ_L	a_z	z_0	z	f_{ull-l}	a_x	x_0	x	f_{ull-t}	a_y	y_0	y
1	0,86	1,88	24	-1	0,62	0,44	32	12,02	0,67	0	21,5	0

Entonces la presión dinámica:

$$\begin{aligned} P_{ld} &= f_{cd} \cdot \rho_L \cdot [(a_z \cdot (z_0 - z) + f_{ull-l} \cdot a_x \cdot (x_0 - x) + f_{ull-t} \cdot a_y \cdot (y_0 - y))] \\ &= 1 \cdot 0,86 \frac{\text{t}}{\text{m}^3} \cdot \\ &\quad \cdot \left[(1,88 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (24 \text{ m} + 1 \text{ m}) + 0,62 \cdot 0,44 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (32 \text{ m} - 12,02 \text{ m}) + 0,67 \cdot 0 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} \cdot (21,5 \text{ m} - 0 \text{ m})) \right] = 45,6 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \end{aligned}$$

$$P_{ld} = 45,6 \text{ kN/m}^2$$

Las presiones estática y dinámica en los tanques de crudo serían:

P_{ls} (kN/m ²)	P_{ld} (kN/m ²)
181,4	45,6

Finalmente, la presión interna es:

$$P_{in} = P_{ls} + P_{ld} = 181,4 \frac{kN}{m^2} + 45,6 \frac{kN}{m^2} = 227,0 \frac{kN}{m^2}$$

$$\mathbf{P_{in} = 227,0 \text{ kN/m}^2}$$

8.6.19.2. COEFICIENTES

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas es de 3200 mm y la de refuerzos secundarios en el mamparo es de 860 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{860 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,07 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\mathbf{\alpha_p = 1}$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members		0.95	0.00	0.95

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$\mathbf{C_a = 0,882}$$

8.6.19.3. ESPESOR

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	P	C_a	R_{eH}
1	860	227,0	0,882	235

El valor del espesor se calcula con la siguiente expresión:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 860 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{227 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 14,2 \text{ mm}$$

$$\mathbf{t = 15 \text{ mm}}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
9	15

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$\mathbf{t = 15 \text{ mm}}$$

8.7. ESPESORES MÍNIMOS EN REFUERZOS PRIMARIOS

La sociedad de clasificación *DNV GL* define en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 3* los espesores mínimos de los refuerzos primarios con la siguiente ecuación:

$$t = a + bL_2\sqrt{k}$$

Donde:

K es el factor de material que para el acero empleado en el barco tomará el siguiente valor:

$$k = 1$$

a = coefficient as defined in Table 3

b = coefficient as defined in Table 3.

Element	a	b
Bottom centreline girder and lower strake of centreline wash bulkhead	5.0	0.03
Other bottom girders	5.0	0.017
Floors	5.0	0.015
PSM supporting side shell, ballast tank, cargo tank and hold intended for cargo in bulk ^{2),3)}	4.5	0.015
Other PSM	4.5	0.01
PSM in peak tanks	5.0	0.025 ¹⁾
1) The value of bL_2 does not need to be greater than 5.0. 2) For stringers in double side next to dry space not intended for cargo in bulk, the value of bL_2 does not need to be taken greater than 2.5. 3) Other specific requirements related to ship types are given in Pt.5.		

8.7.1. VARENGAS

Como espesor mínimo para las varengas se tomará:

$$t = a + b \cdot L_2 \cdot \sqrt{k} = 5,0 + 0,015 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 8,9 \text{ mm}$$

$$t = 9 \text{ mm}$$

8.7.2. VAGRA CENTRAL

El espesor mínimo de la vagra central será:

$$t = a + b \cdot L_2 \cdot \sqrt{k} = 5,0 + 0,03 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 12,8 \text{ mm}$$

$$t = 13 \text{ mm}$$

8.7.3. VAGRAS

El espesor mínimo de las vagras será:

$$t = a + b \cdot L_2 \cdot \sqrt{k} = 5,0 + 0,017 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 9,4 \text{ mm}$$

$$t = 10 \text{ mm}$$

8.7.4. BULÁRCAMAS

El espesor mínimo que le corresponde será de:

$$t = a + b \cdot L_2 \cdot \sqrt{k} = 4,5 + 0,015 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 8,4 \text{ mm}$$

$$t = 9 \text{ mm}$$

8.7.5. BAOS

El espesor mínimo de los baos será:

$$t = a + b \cdot L_2 \cdot \sqrt{k} = 4,5 + 0,01 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 7,1 \text{ mm}$$

$$\mathbf{t = 8 \text{ mm}}$$

8.7.6. PALMEJARES

El espesor mínimo de esto refuerzo será:

$$t = a + b \cdot L_2 \cdot \sqrt{k} = 4,5 + 0,015 \cdot 259,96 \text{ m} \cdot \sqrt{1} = 8,4 \text{ mm}$$

$$\mathbf{t = 9 \text{ mm}}$$

8.8. ESPESORES DE REFUERZOS PRIMARIOS DEBIDOS A LA PRESIÓN

8.8.1. VARENGAS

Son refuerzos situados transversalmente en el fondo sirviendo como sujeción de las estructuras longitudinales a efectos de mantener su posición y recibir los esfuerzos que transmitan.

Se han diseñado de tal manera que no tienen que soportar ninguna carga, por lo que se tomará el espesor mínimo calculado previamente:

$$t = 9 \text{ mm}$$

8.8.2. VAGRAS

Las vagras son elementos de soporte del fondo en sentido longitudinal y están destinadas a colaborar eficazmente con la resistencia longitudinal del buque al mismo tiempo que reforzar las varengas contra deformaciones de pandeo repartiendo los esfuerzos que reciben.

8.8.2.1. VAGRAS NO ESTANCAS

Estas vagras no tienen que soportar carga, ya que al no ser estancas tienen líquido empujando por los dos lados en sentidos contrarios. Por lo tanto, se tomará el espesor mínimo calculado anteriormente:

$$t = 10 \text{ mm}$$

8.8.2.2. VAGRA ESTANCA

Se ha tomado la decisión de que la vagra central sea estanca, y que por ahí no pasa fluido, dividiendo de esta manera los tanques en babor y estribor.

Esta vagra, a diferencia de las otras, tendría que soportar la carga de toda la columna de agua del tanque de lastre.

El valor del espesor se obtiene con la expresión empleada en el cálculo de las chapas:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{c_a R_{eH}}}$$

La presión será la calculada en el doble fondo y tiene un valor de:

$$|P| = 293,8 \text{ kN/m}^2$$

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas a es de 3200 mm y la separación de longitudinales es de 625 mm:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{625 \text{ mm}}{2,1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1,1 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

β_a = coefficient as defined in Table 1

α_a = coefficient as defined in Table 1

C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members	0.95	0.00	0.95	

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,882$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empleado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,882$$

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	P	C_a	R_{eH}
1	625	293,8	0,882	235

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 625 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{293,8 \frac{kN}{m^2}}{0,882 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 11,8 \text{ mm}$$

$$t = 12 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
13	12

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 13 \text{ mm}$$

8.8.3. BULÁRCAMAS

Las bulárcamas son elementos de resistencia transversal que forman secciones reforzadas con las varengas y baos reforzados. Son elementos de gran resistencia que existen tanto en buques con estructura transversal como longitudinal, colocándose en el primer caso, alternadas con las cuadernas y equidistantes entre sí. En buques con

estructura longitudinal son las bulárcamas de gran importancia, pues son los únicos elementos transversales estructuralmente.

8.8.3.1. ESPESOR

El valor del espesor se obtiene con la expresión empleada en el cálculo de las chapas:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

La presión será la calculada en el doble casco y tiene un valor de:

$$|P| = 233,4 \text{ kN/m}^2$$

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in Ch.3 Sec.7 [2.1.1]

La separación entre bulárcamas a es de 3200 mm y la separación de longitudinales, b , en el costado es de 750 mm:

$$\alpha_p = 1.2 - \frac{b}{2.1 \cdot a} = 1.2 - \frac{750 \text{ mm}}{2.1 \cdot 3200 \text{ mm}} = 1.08 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

- β_a = coefficient as defined in Table 1
- α_a = coefficient as defined in Table 1
- C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members	0.95	0.00	0.95	

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1.05 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,714$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empleado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,714$$

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	$ P $	C_a	R_{eH}
1	750	233,4	0,714	235

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 750 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{233,4 \frac{kN}{m^2}}{0,714 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 15,2 \text{ mm}$$

$$t = 16 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
9	16

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 16 \text{ mm}$$

8.8.4. BAOS

Los baos son elementos transversales que se fijan a las cuadernas contribuyendo a la sujeción del casco y que descansan sobre los puntales. Sirven para aguantar las planchas de cubiertas y aquellos elementos o equipos de peso como maquinillas, chigres, etc.

8.8.4.1. ESPESOR

El valor del espesor se obtiene con la expresión empleada en el cálculo de las chapas:

$$t = 0.0158 \alpha_p b \sqrt{\frac{|P|}{C_a R_{eH}}}$$

La presión será la calculada en la cubierta y tiene un valor de:

$$|P| = 34,3 \text{ kN/m}^2$$

Calcularemos el factor de corrección α_p del panel de aspecto, que viene definido en la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 4* como se muestra a continuación y no se debe tomar mayor que 1.0:

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 a}$$

Donde:

- a = length of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)
- b = breadth of plate panel, in mm, as defined in [Ch.3 Sec.7 \[2.1.1\]](#)

La altura hasta el doble fondo a es de 21500 mm y el valor de b correspondiente a la separación entre longitudinales en la cubierta es de 860 mm

$$\alpha_p = 1,2 - \frac{b}{2,1 \cdot a} = 1,2 - \frac{860 \text{ mm}}{2,1 \cdot 21500 \text{ mm}} = 1,18 > 1$$

Entonces tendrá un valor de:

$$\alpha_p = 1$$

El coeficiente de flexión se toma como:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} \quad \text{not to be taken greater than } C_{a-max}$$

Donde:

β_a = coefficient as defined in Table 1

α_a = coefficient as defined in Table 1

C_{a-max} = maximum permissible bending stress coefficient as defined in Table 1.

Acceptance criteria	Structural member	β_a	α_a	C_{a-max}	
AC-II	Longitudinal members	Longitudinal stiffened plating	1.05	0.50	0.95
		Transverse stiffened plating	1.05	1.00	0.95
	Other members	0.95	0.00	0.95	

Entonces:

$$C_a = \beta_a - \alpha_a \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,05 - 0,5 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,714$$

Por ser menor que el C_{a-max} será el empelado en el cálculo del espesor:

$$C_a = 0,714$$

Conocidos todos los valores necesarios para el cálculo del espesor:

α_p	b	P	C_a	R_{eH}
1	860	34,3	0,714	235

$$t = 0,0158 \cdot 1 \cdot 860 \text{ mm} \cdot \sqrt{\frac{34,3 \frac{kN}{m^2}}{0,714 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}}} = 6,1 \text{ mm}$$

$$t = 7 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	7

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 8 \text{ mm}$$

8.8.5. PALMEJARES

Los palmejares son elementos reforzados en sentido longitudinal, disponiendo de poca importancia en la resistencia longitudinal del buque, por ser elementos muy aislados.

Se han diseñado de tal manera que no tienen que soportar ninguna carga, por lo que se tomará el espesor mínimo calculado previamente:

$$t = 9 \text{ mm}$$

8.9. ESPESORES MÍNIMOS DE REFUERZOS SECUNDARIOS

La sociedad de clasificación *DNV GL* define en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 3* los espesores mínimos de los refuerzos con la siguiente tabla:

<i>Element</i>	<i>Location</i>	<i>Net thickness</i>
Stiffeners and attached end brackets	Tank boundary	$4.5 + 0.01 L_1$
	Structures in deckhouse and superstructure and decks for vessels with more than 2 continuous decks above 0.7 <i>D</i> from baseline	4.0
	Other structure	$4.5 + 0.005 L_1$
Tripping brackets		$4.5 + 0.01 L_1$

Los refuerzos dispuestos en tanques no tendrán un espesor menor a:

$$t = 4,5 + 0,01 \cdot L_1 = 4,5 + 0,01 \cdot 263,48 \text{ m} = 8 \text{ mm}$$

$$\mathbf{t = 8 \text{ mm}}$$

8.10. ESPESORES DE REFUERZOS SECUNDARIOS DEBIDOS A LA PRESIÓN

8.10.1. REFUERZOS SECUNDARIOS EN EL FONDO

8.10.1.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm^3 , no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 293,8 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 293,8 \frac{kN}{m^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 1078,4 \text{ cm}^3$$

$$Z = 1708,4 \text{ cm}^3$$

8.10.1.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{750 \text{ mm}}{2000} = 2,825 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,825 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 370 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del fondo:

$$t_p = 15 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 370 \text{ mm} + 15 \text{ mm} = 385 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 385 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$|P| = 293,8 kN/m^2$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el fondo:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	293,8	750	2,825	385	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 293,8 \frac{kN}{mm^2} \cdot 750 mm \cdot 2,825 m}{385 mm \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 6,6 mm$$

$t = 7 mm$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	7

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$t = 8 mm$

8.10.1.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
370	13	53.5	16.5	69.6	54.6	23.5	9470	1210
	15	53.5	16.5	77.0	60.5	23.0	10490	1278

$Z = 1210 cm^3$

$t = 13 mm$

8.10.2. REFUERZOS SECUNDARIOS EN EL DOBLE FONDO

8.10.2.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm³, no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión en el doble fondo ya fue calculado anteriormente:

$$|P| = 268,6 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 268,6 \frac{kN}{m^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 986,1 \text{ cm}^3$$

$$Z = 986,1 \text{ cm}^3$$

8.10.2.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{750 \text{ mm}}{2000} = 2,825 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,8 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 340 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del doble fondo:

$$t_p = 14 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 340 \text{ mm} + 14 \text{ mm} = 354 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 354 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 268,6 kN/m^2$$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el doble fondo:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	268,6	750	2,825	354	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 268,6 \frac{kN}{mm^2} \cdot 750 mm \cdot 2,825 m}{354 mm \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 6,6 mm$$

$$t = 7 mm$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	7

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 8 mm$$

8.10.2.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
340	12	49	15	58.8	46.1	21.5	6760	947
	14	49	15	65.5	51.5	21.1	7540	1014

$$Z = 1014 cm^3$$

$$t = 14 mm$$

8.10.3. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL COSTADO DESDE FINAL HASTA +6 M

Se agruparán los refuerzos secundarios del costado en intervalos de seis metros, y calcularemos el más desfavorable de cada grupo.

8.10.3.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm^3 , no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 293,8 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 293,8 \frac{kN}{m^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 1078,4 \text{ cm}^3$$

$$Z = 1078,4 \text{ cm}^3$$

8.10.3.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{750 \text{ mm}}{2000} = 2,8 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,825 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 370 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del costado:

$$t_p = 15 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 370 \text{ mm} + 15 \text{ mm} = 385 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 385 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 293,8 kN/m^2$$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el costado:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	293,8	750	2,825	385	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 293,8 \frac{kN}{mm^2} \cdot 750 mm \cdot 2,825 m}{385 mm \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 6,6 mm$$

$$t = 7 mm$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	7

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 8 mm$$

8.10.3.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
370	13	53.5	16.5	69.6	54.6	23.5	9470	1210
	15	53.5	16.5	77.0	60.5	23.0	10490	1278

$$Z = 1210 cm^3$$

$$t = 13 mm$$

8.10.4. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL COSTADO DESDE +6 M A +12 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.4.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm^3 , no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 233,4 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 233,4 \frac{kN}{m^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,769 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 856,9 \text{ cm}^3$$

$$Z = 856,9 \text{ cm}^3$$

8.10.4.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{750 \text{ mm}}{2000} = 2,8 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,825 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 340 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del costado:

$$t_p = 13 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 340 \text{ mm} + 13 \text{ mm} = 353 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 353 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$|P| = 233,4 kN/m^2$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el costado:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	233,4	750	2,825	353	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 233,4 \frac{kN}{mm^2} \cdot 750 mm \cdot 2,825 m}{353 mm \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 5,7 mm$$

$t = 6 mm$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	6

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$t = 8 mm$

8.10.4.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
340	12	49	15	58.8	46.1	21.5	6760	947
	14	49	15	65.5	51.5	21.1	7540	1014

$Z = 947 cm^3$

$t = 12 mm$

8.10.5. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL COSTADO DESDE +12 M A +18 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.5.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm^3 , no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 173,1 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 173,1 \frac{kN}{m^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 635,5 \text{ cm}^3$$

$$Z = 635,5 \text{ cm}^3$$

8.10.5.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{750 \text{ mm}}{2000} = 2,8 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,825 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 300 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del costado:

$$t_p = 11 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 300 \text{ mm} + 11 \text{ mm} = 311 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 311 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$$\tau_{eH} = 135,7 \text{ N/mm}^2$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 335,1 \text{ kN/m}^2$$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el costado:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	173,1	750	2,825	311	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 173,1 \frac{kN}{mm^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 2,825 \text{ m}}{311 \text{ mm} \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 4,8 \text{ mm}$$

$$t = 5 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	5

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 8 \text{ mm}$$

8.10.3.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I _x cm ⁴	W _x * cm ³
300	11	43	13	46.7	36.7	18.9	4190	671
	12	43	13	49.7	39.0	18.7	4460	701
	13	43	13	52.8	41.5	18.5	4720	728

$$Z = 671 \text{ cm}^3$$

$$t = 11 \text{ mm}$$

8.10.6. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL COSTADO DESDE +18 M A +24 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.6.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm^3 , no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 112,8 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 112,8 \frac{kN}{m^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 414,0 \text{ cm}^3$$

$$Z = 414,0 \text{ cm}^3$$

8.10.6.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{750 \text{ mm}}{2000} = 2,8 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,825 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 260 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del costado:

$$t_p = 9 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 260 \text{ mm} + 9 \text{ mm} = 269 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 269 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$|P| = 112,8 kN/m^2$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el costado:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	112,8	750	2,825	269	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 112,8 \frac{kN}{mm^2} \cdot 750 mm \cdot 2,825 m}{269 mm \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 3,6 mm$$

$t = 4 mm$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	4

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$t = 8 mm$

8.10.6.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
260	10	37	11	36.1	28.3	16.2	2477	455
	11	37	11	38.7	30.3	16.0	2610	474
	12	37	11	41.3	32.4	15.8	2770	493

$Z = 455 cm^3$

$t = 10 mm$

8.10.7. REFUERZOS SECUNDARIOS DESDE DOBLE CASCO A +6 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.7.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm^3 , no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 268,6 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 268,6 \frac{kN}{m^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 986,1 \text{ cm}^3$$

$$Z = 986,1 \text{ cm}^3$$

8.10.7.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{750 \text{ mm}}{2000} = 2,825 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,825 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 340 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del doble casco:

$$t_p = 14 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 340 \text{ mm} + 14 \text{ mm} = 354 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 354 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$|P| = 268,6 kN/m^2$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el doble casco:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	268,6	750	2,825	354	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 268,6 \frac{kN}{mm^2} \cdot 750 mm \cdot 2,825 m}{354 mm \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 6,6 mm$$

$t = 7 mm$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	7

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$t = 8 mm$

8.10.7.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
340	12	49	15	58.8	46.1	21.5	6760	947
	14	49	15	65.5	51.5	21.1	7540	1014

$Z = 1014 cm^3$

$t = 14 mm$

8.10.8. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL DOBLE CASCO DESDE +6 M A +12 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.8.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm^3 , no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 233,4 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 233,4 \frac{kN}{m^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 856,9 \text{ cm}^3$$

$$Z = 856,9 \text{ cm}^3$$

8.10.8.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{750 \text{ mm}}{2000} = 2,825 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,825 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 340 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del doble casco:

$$t_p = 13 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 340 \text{ mm} + 13 \text{ mm} = 353 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 353 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$|P| = 233,4 kN/m^2$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el doble casco:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	233,4	750	2,825	353	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 268,6 \frac{kN}{mm^2} \cdot 750 mm \cdot 2,825 m}{354 mm \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 5,7 mm$$

$t = 6 mm$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	6

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$t = 8 mm$

8.10.8.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
340	12	49	15	58.8	46.1	21.5	6760	947
	14	49	15	65.5	51.5	21.1	7540	1014

$Z = 947 cm^3$

$t = 12 mm$

8.10.9. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL DOBLE CASCO DESDE +12 M A +18 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.9.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm³, no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s t_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 173,1 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 173,1 \frac{kN}{m^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 635,5 \text{ cm}^3$$

$$Z = 635,5 \text{ cm}^3$$

8.10.9.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{750 \text{ mm}}{2000} = 2,825 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,825 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 300 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del doble casco:

$$t_p = 11 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 300 \text{ mm} + 11 \text{ mm} = 311 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 311 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$|P| = 173,1 kN/m^2$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el doble casco:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	173,1	750	2,825	311	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 173,1 \frac{kN}{mm^2} \cdot 750 mm \cdot 2,825 m}{311 mm \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 4,8 mm$$

$t = 5 mm$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	5

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$t = 8 mm$

8.10.9.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
300	11	43	13	46.7	36.7	18.9	4190	671
	12	43	13	49.7	39.0	18.7	4460	701
	13	43	13	52.8	41.5	18.5	4720	728

$Z = 671 cm^3$

$t = 11 mm$

8.10.10. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL DOBLE CASCO DESDE +18 M A +24 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.10.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm³, no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s t_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 112,8 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 112,8 \frac{kN}{m^2} \cdot 750 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 414,0 \text{ cm}^3$$

$$Z = 414,0 \text{ cm}^3$$

8.10.10.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in [Table 1](#). For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in [Table 1](#), with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [\[1.2\]](#) apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 750 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{750 \text{ mm}}{2000} = 2,825 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,825 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 260 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del doble casco:

$$t_p = 9 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 260 \text{ mm} + 9 \text{ mm} = 269 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 269 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 112,8 kN/m^2$$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el doble casco:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	112,8	750	2,825	269	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 112,8 \frac{kN}{mm^2} \cdot 750 mm \cdot 2,825 m}{269 mm \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 3,6 mm$$

$$t = 4 mm$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	4

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 8 mm$$

8.10.10.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
260	10	37	11	36.1	28.3	16.2	2477	455
	11	37	11	38.7	30.3	16.0	2610	474
	12	37	11	41.3	32.4	15.8	2770	493

$$Z = 455 cm^3$$

$$t = 10 mm$$

8.10.11. REFUERZOS SECUNDARIOS EN LA CUBIERTA

8.10.11.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm³, no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 860 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 34,3 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 34,3 \frac{kN}{m^2} \cdot 860 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 100,3 \text{ cm}^3$$

$$Z = 100,3 \text{ cm}^3$$

8.10.11.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 860 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{860 \text{ mm}}{2000} = 2,77 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,77 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 160 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa de la cubierta:

$$t_p = 9 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 160 \text{ mm} + 9 \text{ mm} = 169 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 169 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 34,3 kN/m^2$$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en la cubierta:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	34,3	860	2,77	169	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 34,3 \frac{kN}{mm^2} \cdot 860 mm \cdot 2,77 m}{169 mm \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 1,97 mm$$

$$t = 2 mm$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	2

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 8 mm$$

8.10.11.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
160	7	22	6	14.6	11.4	9.66	373	110
	8	22	6	16.2	12.7	9.49	411	118
	9	22	6	17.8	14.0	9.36	448	126

$$Z = 126 cm^3$$

$$t = 9 mm$$

8.10.12. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL MAMPARO DESDE DOBLE FONDO A +6 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.12.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm³, no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s t_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 860 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 225,4 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 225,4 \frac{kN}{m^2} \cdot 860 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 948,8 \text{ cm}^3$$

$$Z = 948,8 \text{ cm}^3$$

8.10.12.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 860 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{860 \text{ mm}}{2000} = 2,77 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,77 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 340 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del mamparo:

$$t_p = 15 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 340 \text{ mm} + 15 \text{ mm} = 355 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 354 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$$\tau_{eH} = 135,7 \text{ N/mm}^2$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 225,4 \text{ kN/m}^2$$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el mamparo:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	225,4	860	2,77	355	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 225,4 \frac{kN}{mm^2} \cdot 860 \text{ mm} \cdot 2,77 \text{ m}}{355 \text{ mm} \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 6,2 \text{ mm}$$

$$t = 7 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	7

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 8 \text{ mm}$$

8.10.12.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
340	12	49	15	58.8	46.1	21.5	6760	947
	14	49	15	65.5	51.5	21.1	7540	1014

$$Z = 1014 \text{ cm}^3$$

$$t = 14 \text{ mm}$$

8.10.13. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL MAMPARO DESDE +6 M A +12 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.13.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm^3 , no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 860 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 191,9 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 191,9 \frac{kN}{m^2} \cdot 860 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 807,9 \text{ cm}^3$$

$$Z = 807,9 \text{ cm}^3$$

8.10.13.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 860 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{860 \text{ mm}}{2000} = 2,77 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,77 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 320 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del mamparo:

$$t_p = 15 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 320 \text{ mm} + 15 \text{ mm} = 335 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 335 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$|P| = 191,9 kN/m^2$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el mamparo:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	191,9	860	2,77	335	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 191,9 \frac{kN}{mm^2} \cdot 860 \text{ mm} \cdot 2,77 \text{ m}}{335 \text{ mm} \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 5,6 \text{ mm}$$

$t = 6 \text{ mm}$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	6

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$t = 8 \text{ mm}$

8.10.13.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
320	12	46	14	54.2	42.5	20.1	5530	819
	13	46	14	57.4	45.0	-19.9	5850	849

$Z = 819 \text{ cm}^3$

$t = 12 \text{ mm}$

8.10.14. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL MAMPARO DESDE +12 M A +18 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.14.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm^3 , no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s^2 f_{bdg}}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4
 α_s = coefficient, as defined in Table 4
 β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 860 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 141,3 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 141,3 \frac{kN}{m^2} \cdot 860 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 594,8 \text{ cm}^3$$

$$Z = 594,8 \text{ cm}^3$$

8.10.14.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 860 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{860 \text{ mm}}{2000} = 2,77 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,77 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 300 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del mamparo:

$$t_p = 15 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 300 \text{ mm} + 15 \text{ mm} = 315 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 315 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{eH} = 135,7 N/mm^2$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$|P| = 141,3 kN/m^2$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el mamparo:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	141,3	860	2,77	315	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 141,3 \frac{kN}{m^2} \cdot 860 \text{ mm} \cdot 2,77 \text{ m}}{315 \text{ mm} \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 4,4 \text{ mm}$$

$t = 5 \text{ mm}$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	5

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$t = 8 \text{ mm}$

8.10.14.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
300	11	43	13	46.7	36.7	18.9	4190	671
	12	43	13	49.7	39.0	18.7	4460	701
	13	43	13	52.8	41.5	18.5	4720	728

$Z = 671 \text{ cm}^3$

$t = 11 \text{ mm}$

8.10.15. REFUERZOS SECUNDARIOS DEL MAMPARO DESDE +18 M A +24 M

Calcularemos el refuerzo secundario más desfavorable para este grupo.

8.10.15.1. MÓDULO MÍNIMO

El módulo mínimo neto, en cm^3 , no se tomará menor a:

$$Z = \frac{f_u |P| s \ell_{bdg}^2}{f_{bdg} C_s R_{eH}}$$

Donde:

f_{bdg} = bending moment factor as defined in Table 5. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 5, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirement given in [1.2] applies

Coefficient	Acceptance criteria	For continuous stiffeners with fixed ends		For continuous stiffeners with one fixed end and one simply supported end	For non-continuous stiffeners with simply supported ends
		Horizontal stiffeners and upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners	Horizontal and vertical stiffeners
f_{bdg}	AC-I, AC-II, AC-III	12.00	10.00	8.00	8.00

$$f_{bdg} = 12$$

f_u = factor for unsymmetrical profiles, to be taken as:
 = 1.00 for flat bars and symmetrical profiles (T-profiles)
 = 1.03 for bulb profiles
 = 1.15 for unsymmetrical profiles (L-profiles)

$$f_u = 1,03$$

C_s = permissible bending stress coefficient as defined in Table 3 for the acceptance criteria given in Table 4

Structural member	Sign of hull girder stress, σ_{hg}	Lateral pressure acting on	Coefficient C_s
For continuous stiffeners	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Plate side	
	Tension (positive)	Plate side	$C_s = f_m \left(\beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}} \right)$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
For non-continuous stiffeners	Tension (positive)	Plate side	$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{ \sigma_{hg} }{R_{eH}}$ but not to be taken greater than C_{s-max}
	Compression (negative)	Stiffener side	
	Tension (positive)	Stiffener side	$C_s = C_{s-max}$
	Compression (negative)	Plate side	

C_{s-max} = coefficient, as defined in Table 4

α_s = coefficient, as defined in Table 4

β_s = coefficient, as defined in Table 4.

Acceptance criteria	Structural member	β_s	α_s	C_{s-max}	
AC-I	Longitudinal members	0.95	1.00	0.85	
	Other members	0.85	0.00	0.85	
AC-II	Longitudinal members	1.10	1.00	0.95	
	Other members	0.95	0.00	0.95	
AC-III	Longitudinal members	In general	1.20	1.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.20	1.00	1.15
	Other members	In general	1.00	0.00	1.00
		On watertight boundaries ¹⁾	1.15	0.00	1.15

1) Only applicable for flooding pressure

$$\beta_s = 1,1$$

$$\alpha_s = 1$$

Entonces el valor del coeficiente C_s :

$$C_s = \beta_s - \alpha_s \frac{|\sigma_{hg}|}{R_{eH}} = 1,1 - 1 \cdot \frac{78,9 \frac{N}{mm^2}}{235 \frac{N}{mm^2}} = 0,764$$

$$C_s = 0,764$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 860 \text{ mm}$$

La separación entre bulárcamas l_{bdg} es de:

$$l_{bdg} = 3,2 \text{ m}$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 90,7 \text{ kN/m}^2$$

Por lo que valor del módulo mínimo es:

$$Z = \frac{f_u \cdot |P| \cdot s \cdot l_{bdg}^2}{f_{bdg} \cdot C_s \cdot R_{eH}} = \frac{1,03 \cdot 90,7 \frac{kN}{m^2} \cdot 860 \text{ mm} \cdot 3,2^2 m^2}{12 \cdot 0,764 \cdot 235 \frac{N}{mm^2}} = 381,7 \text{ cm}^3$$

$$Z = 381,7 \text{ cm}^3$$

8.10.15.2. ESPESOR

La sociedad de clasificación *DNV GL* en la *Parte 3, Capítulo 6, Sección 5* define el espesor mínimo como:

$$t_w = \frac{f_{shr} |P| s \ell_{shr}}{d_{shr} C_t \tau_{eH}}$$

Donde:

f_{shr} = shear force distribution factor as defined in Table 1. For stiffeners with end fixity deviating from the ones included in Table 1, with complex load pattern, or being part of a grillage, the requirements given in [1.2] apply.

Coefficient	For continuous stiffeners with fixed end			For non-continuous stiffeners with simply supported ends
	Horizontal stiffeners	Upper end of vertical stiffeners	Lower end of vertical stiffeners	All stiffeners
f_{shr}	0.5	0.4	0.7	0.5

$$f_{shr} = 0,5$$

C_t = permissible shear stress coefficient for the acceptance criteria being considered, as defined in Table 2.

Acceptance criteria	Structural member	C_t
AC-I	All stiffeners	0.75
AC-II	All stiffeners	0.90
AC-III	All stiffeners	0.95

$$C_t = 0,9$$

La separación entre refuerzos s es:

$$s = 860 \text{ mm}$$

ℓ = full length of stiffener or of PSM, in m, between their supports

La separación entre bulárcamas l es de:

$$l = 3,2 \text{ m}$$

ℓ_{shr} = effective shear span, in m, as defined in Ch.3 Sec.7 [1.1]

La luz efectiva viene definida por la siguiente ecuación:

$$\ell_{shr} \leq \ell - \frac{s}{2000}$$

$$l_{shr} \leq l - \frac{s}{2000} = 3,2 \text{ m} - \frac{860 \text{ mm}}{2000} = 2,77 \text{ m}$$

$$l_{shr} = 2,77 \text{ m}$$

Ahora la altura efectiva d_{shr} definida con la ecuación:

$$d_{shr} = h_{stf} + t_p \quad \text{for } 75^\circ \leq \varphi_w \leq 90^\circ$$

$$d_{shr} = (h_{stf} + t_p) \sin \varphi_w \quad \text{for } \varphi_w < 75^\circ$$

Donde:

h_{stf} = height of stiffener, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

La altura del refuerzo se toma del catálogo teniendo en cuenta que a este le corresponda un módulo superior al mínimo:

$$h_{stf} = 240 \text{ mm}$$

t_p = net thickness of the attached plating, in mm, as defined in Sec.2 Figure 1

El espesor de la chapa del mamparo:

$$t_p = 15 \text{ mm}$$

Entonces la altura efectiva es:

$$d_{shr} = d_{hstf} + t_p = 240 \text{ mm} + 15 \text{ mm} = 255 \text{ mm}$$

$$d_{shr} = 255 \text{ mm}$$

El valor del esfuerzo cortante, definido en la *Parte 3, Capítulo 1, Sección 4* como:

τ_{eH}	specified shear yield stress, $\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}}$	N/mm^2
-------------	--	----------

$$\tau_{eH} = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} = \frac{235 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{3}} = 135,7 \frac{N}{mm^2}$$

$$\tau_{eH} = 135,7 \text{ N/mm}^2$$

El valor de la presión, calculada anteriormente:

$$|P| = 90,7 \text{ kN/m}^2$$

La siguiente tabla recoge todos los datos necesarios para el cálculo del espesor de un refuerzo en el mamparo:

f_{shr}	P	s	l_{shr}	d_{shr}	C_t	τ_{eH}
0,5	90,7	860	2,77	255	0,9	135,7

El valor del espesor es:

$$t = \frac{f_{shr} \cdot |P| \cdot s \cdot l_{shr}}{d_{shr} \cdot C_t \cdot \tau_{eH}} = \frac{0,5 \cdot 90,7 \frac{kN}{mm^2} \cdot 860 \text{ mm} \cdot 2,77 \text{ m}}{255 \text{ mm} \cdot 0,9 \cdot 135,7 \frac{N}{mm^2}} = 3,5 \text{ mm}$$

$$t = 4 \text{ mm}$$

Comparando este valor con el espesor mínimo:

Espesor mínimo (mm)	Espesor en función de las presiones (mm)
8	4

Finalmente, el espesor será el mayor de los dos valores quedando:

$$t = 8 \text{ mm}$$

8.10.15.3. ELECCIÓN DE REFUERZOS

Se instalarán unas llantas tipo bulbo con las siguientes dimensiones:

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I_x cm ⁴	W_x^* cm ³
240	10	34	10	32.4	25.4	14.7	1860	368
	11	34	10	34.9	27.4	14.6	2000	391
	12	34	10	37.3	29.3	14.4	2130	406

$$Z = 391 \text{ cm}^3$$

$$t = 11 \text{ mm}$$

8.11. RESUMEN DE LOS ESPESORES

8.11.1. RESULTADOS OBTENIDOS

Los espesores obtenidos se muestran en la siguiente tabla:

Elemento	t mínimo (mm)	t presión (mm)	t elegido (mm)
Fondo	14	15	15
Doble fondo	10	14	14
Costado final a +6 m	14	15	15
Costado +6 m a +9 m	11	13	13
Costado +9 m a +12 m	11	12	12
Costado +12 m a +15 m	11	11	11
Costado +15 m a +18 m	8	10	10
Costado +18 m a +21 m	8	9	9
Costado +21 m a +24 m	7	8	8
Doble casco final a +6 m	14	14	14
Doble casco +6 m a +9 m	11	13	13
Doble casco +9 m a +12 m	11	12	12
Doble casco +12 m a +15 m	11	11	11
Doble casco +15 m a +18 m	8	10	10
Doble casco +18 m a +21 m	8	9	9
Doble casco +21 m a +24 m	7	8	8
Cubierta	9	6	9
Mamparo	9	15	15
Varenga	9	-	9
Vagra	10	-	10
Vagra central	13	12	13
Bulárcama	9	16	16
Bao	8	7	8
Palmejar	9	-	9
Longitudinales fondo	8	7	8
Longitudinales doble fondo	8	7	8
Longitudinales costado 1	8	7	8
Longitudinales costado 2	8	6	8
Longitudinales costado 3	8	5	8
Longitudinales costado 4	8	4	8
Longitudinales doble casco 1	8	7	8
Longitudinales doble casco 2	8	6	8
Longitudinales doble casco 3	8	5	8
Longitudinales doble casco 4	8	4	8
Longitudinales cubierta	8	2	8
Longitudinales mamparo 1	8	6	8
Longitudinales mamparo 2	8	6	8
Longitudinales mamparo 3	8	5	8
Longitudinales mamparo 4	8	4	8

8.11.2. ADICIÓN POR CORROSIÓN

A los espesores obtenidos habrá que sumarle la adición correspondiente debido a la corrosión que puede sufrir el componente a lo largo de su vida útil. Este valor viene definido por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 3, Sección 3* como:

$$t_c = t_{c1} + t_{c2} + t_{res}$$

Tomando los valores de la siguiente tabla:

Compartment type	Structural member	t_{c1} or t_{c2}
Tanks for cargo oil and liquid chemicals	All members	1.0
Dry bulk, container and general cargo holds	Lower part ¹⁾ for vessels with Grab(3-X) notation	2.5
	Lower part ²⁾ for other vessels	1.0
	Other members	0.5
External surfaces	All members	0.5
Ballast water tank	All members	1.0
Tanks for fresh water, fuel oil, lube oil, RSW, mud ⁴⁾	All members	0.5
Tanks for brine, urea, bilge tank, drain storage, chain locker	All members	1.0
Accommodation spaces	All members	0.0
Void, dry spaces and compartment types not mentioned above ³⁾	Upper surface of decks or bottom plate of the compartment ⁵⁾	0.5
	Elsewhere	0.0
Stainless steel and aluminium (independent of compartment type)	All members	0.0

1) Lower part includes the bottom of hold and other structure within a height of 3.0 m above the bottom of hold, e.g. inner bottom. The bottom of hold is defined as the lowest horizontal boundaries of the hold.
 2) Lower part includes the bottom of hold and other structure within a height of 1.5 m above the bottom of hold, e.g. inner bottom. The bottom of hold is defined as the lowest horizontal boundaries of the hold.
 3) Applicable for the spaces containing membrane or independent cargo tanks of gas carriers. But membrane and independent tank themselves are not covered by this part of the rules, see [Pt.5 Ch.7](#).
 4) Applicable also for cargo tanks only intended to carry fresh water, fuel oil, lube oil, RSW or mud.
 5) Inclusive upper surface of horizontal stringers in double hull and double bulkhead constructions.

Finalmente, los espesores serán:

Elemento	t elegido (mm)	t corr. (mm)	t (mm)	Características
Fondo	15	1	16	Chapa t=16 mm acero naval
Doble fondo	14	1	15	Chapa t=15 mm acero naval
Costado final a +6 m	15	1	16	Chapa t=16 mm acero naval
Costado +6 m a +9 m	13	1	14	Chapa t=14 mm acero naval
Costado +9 m a +12 m	12	1	13	Chapa t=13 mm acero naval
Costado +12 m a +15 m	11	1	12	Chapa t=12 mm acero naval
Costado +15 m a +18 m	10	1	11	Chapa t=11 mm acero naval
Costado +18 m a +21 m	9	1	10	Chapa t=10 mm acero naval
Costado +21 m a +24 m	8	1	9	Chapa t=9 mm acero naval
Doble casco final a +6 m	14	1	15	Chapa t=15 mm acero naval
Doble casco +6 m a +9 m	13	1	14	Chapa t=14 mm acero naval
Doble casco +9 m a +12 m	12	1	13	Chapa t=13 mm acero naval
Doble casco +12 m a +15 m	11	1	12	Chapa t=12 mm acero naval
Doble casco +15 m a +18 m	10	1	11	Chapa t=11 mm acero naval
Doble casco +18 m a +21 m	9	1	10	Chapa t=10 mm acero naval
Doble casco +21 m a +24 m	8	1	9	Chapa t=9 mm acero naval
Cubierta	9	1	10	Chapa t=10 mm acero naval
Mamparo	15	1	16	Chapa t=16 mm acero naval
Varenga	9	1	10	Chapa t=10 mm acero naval
Vagra	10	1	11	Chapa t=11 mm acero naval
Vagra central	13	1	14	Chapa t=14 mm acero naval
Bulárcama	16	1	17	Chapa t=17 mm acero naval
Bao	8	1	9	Chapa t=9 mm acero naval
Palmejar	9	1	10	Chapa t=10 mm acero naval
Longitudinales fondo	8	1	9	Llanta bulbo 370x13 mm
Longitudinales doble fondo	8	1	9	Llanta bulbo 340x14 mm
Longitudinales costado 1	8	1	9	Llanta bulbo 370x13 mm
Longitudinales costado 2	8	1	9	Llanta bulbo 340x12 mm
Longitudinales costado 3	8	1	9	Llanta bulbo 300x11 mm
Longitudinales costado 4	8	1	9	Llanta bulbo 260x10 mm
Longitudinales doble casco 1	8	1	9	Llanta bulbo 340x14 mm
Longitudinales doble casco 2	8	1	9	Llanta bulbo 340x12 mm
Longitudinales doble casco 3	8	1	9	Llanta bulbo 300x11 mm
Longitudinales doble casco 4	8	1	9	Llanta bulbo 260x10 mm
Longitudinales cubierta	8	1	9	Llanta bulbo 160x9 mm
Longitudinales mamparo 1	8	1	9	Llanta bulbo 340x14 mm
Longitudinales mamparo 2	8	1	9	Llanta bulbo 320x12 mm
Longitudinales mamparo 3	8	1	9	Llanta bulbo 300x11 mm
Longitudinales mamparo 4	8	1	9	Llanta bulbo 240x11 mm

8.12. COMPROBACIÓN DEL MÓDULO E INERCIA MÍNIMA

Tanto el módulo mínimo, en m^3 , como la inercia mínima, en m^4 , en la cuaderna maestra vienen definidos por la sociedad de clasificación en la *Parte 3, Capítulo 5, Sección 2* como:

$$Z_{R-gr} = k \left(\frac{1+f_r}{2} \right) C_w L^2 B (C_b + 0.7) 10^{-6}$$

$$I_{yR-gr} = 3 f_r C_w L^3 B (C_B + 0.7) 10^{-8}$$

Donde:

$$k = 1$$

$$f_r = 1$$

$$C_w = 10,50 \text{ m}$$

$$L = 259,96 \text{ m}$$

$$B = 48 \text{ m}$$

$$C_b = 0,850$$

$$Z_{R-gr} = 1 \cdot \left(\frac{1+1}{2} \right) \cdot 10,50 \text{ m} \cdot 259,96^2 \text{ m}^2 \cdot 48 \text{ m} \cdot (0,850 + 0,7) \cdot 10^{-6} = 52,8 \text{ m}^3$$

$$Z_{R-gr} = 52,8 \text{ m}^3$$

$$I_{yR-gr} = 3 \cdot f_r \cdot C_w \cdot L^3 \cdot B \cdot (C_b + 0,7) \cdot 10^{-8} = \\ = 3 \cdot 1 \cdot 10,50 \text{ m} \cdot 259,96^3 \text{ m}^3 \cdot 48 \text{ m} \cdot (0,850 + 0,7) \cdot 10^{-8} = 412 \text{ m}^4$$

$$I_{yR-gr} = 412 \text{ m}^4$$

Ahora calcularemos el módulo y la inercia de la cuaderna maestra del barco del proyecto, el cual debe ser mayor que el mínimo exigido por el reglamento. Los pasos para seguir son:

- 1) Se seleccionan aquellos elementos estructurales que contribuyen a la resistencia longitudinal y que son continuos.
- 2) Se define la altura efectiva, el ancho y el alto de cada elemento.
- 3) Se calcula el área.
- 4) Se define el centro de gravedad vertical de cada elemento (yg) y el centro de gravedad vertical de cada elemento respecto a la línea base (YG).
- 5) Multiplicamos el centro de gravedad (YG) con el área.
- 6) Multiplicación del centro de gravedad al cuadrado (YG) por el área.
- 6) Se calcula la inercia de cada elemento con la siguiente ecuación:

$$I_o = \frac{1}{12} \cdot b \cdot h_{eq}^3$$

Elemento	Nº	Características	h_{eq} (mm)	Ancho (mm)	Alto (mm)	Área (cm ²)	yg (cm)	YG (cm)	A·YG (cm ³)	A·YG ² (cm ⁴)	lo (cm ⁴)
FONDO											
Fondo	1	Chapa t = 16 mm	16	42000	16	6720	0,8	0,8	5376	4301	1434
Vagras no estancas	12	Vagra t = 11 mm	2500	11	2500	3300	125	125	412500	5,16E+07	1,72E+07
Vagra estanca	1	Vagra t = 14 mm	2500	14	2500	350	125	125	43750	5,47E+06	1,82E+06
Longitudinales fondo	42	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	2923,2	23,5	23,5	68695,2	1,61E+06	3,98E+05
Longitudinal vagra	1	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	69,6	0,65	62,5	4350	2,72E+05	9470
Longitudinal vagra	1	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	69,6	0,65	125	8700	1,09E+06	9470
Longitudinales vagra	1	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	69,6	0,65	187,5	13050	2,45E+06	9470
DOBLE FONDO											
Doble fondo	1	Chapa t = 15 mm	15	36000	15	5400	0,75	250,75	1354050	3,40E+08	1012,5
Longitudinales doble fondo	36	Llanta bulbo 340 x 14 mm	0	0	0	2358	21,1	228,9	539746,2	1,24E+08	340920
PANTOQUE											
Pantoque	2	Chapa t = 16 mm	16	0	0	1148,8	300	300	344640	1,03E+08	2,20E+08
Longitudinales pantoque	2	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	139,2	23,15	23,15	3222,48	74600	18940
Longitudinales pantoque	2	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	139,2	23,15	23,15	3222,48	7,46E+04	18940
Longitudinales pantoque	2	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	139,2	23,15	23,15	3222,48	7,46E+04	18940
Longitudinales pantoque	2	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	139,2	23,15	23,15	3222,48	7,46E+04	18940
Longitudinales pantoque	2	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	139,2	23,15	23,15	3222,48	7,46E+04	18940
Longitudinales pantoque	2	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	139,2	0,65	250	34800	8,70E+06	18940
Longitudinales pantoque	2	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	139,2	0,65	300	41760	1,25E+07	18940
Longitudinales pantoque	2	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	139,2	0,65	375	52200	1,96E+07	18940
Longitudinales pantoque	2	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	139,2	0,65	450	62640	2,82E+07	18940
Longitudinales pantoque	2	Llanta bulbo 370 x 13 mm	0	0	0	139,2	0,65	525	73080	3,84E+07	18940
Palmejar	2	Chapa t = 16 mm	10	2500	10	500	0,5	600	300000	1,80E+08	41,7

COSTADO 1											
Costado	2	Chapa t = 14 mm	3000	14	3000	840	150	750	630000	4,73E+08	6,30E+06
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	675	79380	5,36E+07	11060
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	750	88200	6,62E+07	11060
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	825	97020	8,00E+07	11060
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	900	105840	9,53E+07	11060
COSTADO 2											
Costado	2	Chapa t = 13 mm	3000	13	3000	780	150	1050	819000	8,60E+08	5,85E+06
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	975	114660	1,12E+08	11060
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	1050	123480	1,30E+08	11060
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	1125	132300	1,49E+08	11060
Palmejar	2	Chapa t = 16 mm	16	2500	10	500	0,5	1200	600000	7,20E+08	1,07E+02
COSTADO 3											
Costado	2	Chapa t = 12 mm	3000	12	3000	720	150	1350	972000	1,31E+09	5400000
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1275	119085	1,52E+08	8298
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1350	126090	1,70E+08	8298
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1425	133095	1,90E+08	8298
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1500	140100	2,10E+08	8298
COSTADO 4											
Costado	2	Chapa t = 11 mm	3000	11	3000	660	150	1650	1089000	1,80E+09	4950000
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1575	147105	2,32E+08	8298
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1650	154110	2,54E+08	8298
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1725	161115	2,78E+08	8298
Palmejar	2	Chapa t = 16 mm	16	2500	10	500	0,5	1800	900000	1,62E+09	106,7

COSTADO 5											
Costado	2	Chapa t = 10 mm	3000	10	3000	600	150	1950	1170000	2,28E+09	4500000
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	1875	135375	2,54E+08	4954
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	1950	140790	2,75E+08	4954
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	2025	146205	2,96E+08	4954
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	2100	151620	3,18E+08	4954
COSTADO 6											
Costado	2	Chapa t = 9 mm	3000	9	3000	540	150	2250	1215000	2,73E+09	4050000
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	2175	157035	3,42E+08	4954
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	2250	162450	3,66E+08	4954
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	2325	167865	3,90E+08	4954
TOLVA											
Tolva	2	Chapa t = 15 mm	5000	15	4500	1350	225	425	573750	2,44E+08	2,81E+07
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 14 mm	0	0	0	131	0,7	293,5	38448,5	1,13E+07	15080
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 14 mm	0	0	0	131	0,7	346,5	45391,5	1,57E+07	15080
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 14 mm	0	0	0	131	0,7	399,5	52334,5	2,09E+07	15080
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 14 mm	0	0	0	131	0,7	452,5	59277,5	2,68E+07	15080
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 14 mm	0	0	0	131	0,7	505,5	66220,5	3,35E+07	15080
Longitudinales costado	2	Llanta bulbo 340 x 14 mm	0	0	0	131	0,7	558,5	73163,5	4,09E+07	15080
DOBLE CASCO 1											
Doble casco	2	Chapa t = 14 mm	3000	14	3000	840	150	750	630000	4,73E+08	6,30E+06
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	675	79380	5,36E+07	11060
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	750	88200	6,62E+07	11060
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	825	97020	8,00E+07	11060
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	900	105840	9,53E+07	11060

DOBLE CASCO 2											
Doble casco	2	Chapa t = 13 mm	3000	13	3000	780	150	1050	819000	8,60E+08	5,85E+06
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	975	114660	1,12E+08	11060
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	1050	123480	1,30E+08	11060
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	117,6	0,6	1125	132300	1,49E+08	11060
DOBLE CASCO 3											
Doble casco	2	Chapa t = 12 mm	3000	12	3000	720	150	1350	972000	1,31E+09	5,40E+06
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1275	119085	1,52E+08	8298
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1350	126090	1,70E+08	8298
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1425	133095	1,90E+08	8298
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1500	140100	2,10E+08	8298
DOBLE CASCO 4											
Doble casco	2	Chapa t = 11 mm	3000	11	3000	660	150	1650	1089000	1,80E+09	4,95E+06
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1575	147105	2,32E+08	8298
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1650	154110	2,54E+08	8298
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	93,4	0,55	1725	161115	2,78E+08	8298
DOBLE CASCO 5											
Doble casco	2	Chapa t = 10 mm	3000	10	3000	600	150	1950	1170000	2,28E+09	4,50E+06
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	1875	135375	2,54E+08	4954
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	1950	140790	2,75E+08	4954
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	2025	146205	2,96E+08	4954
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	2100	151620	3,18E+08	4954

DOBLE CASCO 6											
Costado	2	Chapa t = 9 mm	3000	9	3000	540	150	2250	1215000	2,73E+09	4,05E+06
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	2175	157035	3,42E+08	4954
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	2250	162450	3,66E+08	4954
Longitudinales doble casco	2	Llanta bulbo 260 x 10 mm	0	0	0	72,2	0,5	2325	167865	3,90E+08	4954
CUBIERTA											
Cubierta	1	Chapa t = 9 mm	9	48000	9	4320	0,45	2400	1,04E+07	2,49E+10	291,6
Longitudinales cubierta	48	Llanta bulbo 160 x 8 mm	0	0	0	777,6	9,49	2390,51	1,86E+06	4,44E+09	19728
MAMPARO											
Mamparo	1	Chapa t = 16 mm	21500	16	21500	3440	1075	1325	4558000	6,04E+09	1,33E+09
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	58,8	0,6	336	19756,8	6,64E+06	6760
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	58,8	0,6	422	24813,6	1,05E+07	6760
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	58,8	0,6	508	29870,4	1,52E+07	6760
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 340 x 12 mm	0	0	0	58,8	0,6	594	34927,2	2,07E+07	6760
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 320 x 12 mm	0	0	0	54,2	0,6	680	36856	2,51E+07	5530
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 320 x 12 mm	0	0	0	54,2	0,6	766	41517,2	3,18E+07	5530
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 320 x 12 mm	0	0	0	54,2	0,6	852	46178,4	3,93E+07	5530
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 320 x 12 mm	0	0	0	54,2	0,6	938	50839,6	4,77E+07	5530
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 320 x 12 mm	0	0	0	54,2	0,6	1024	55500,8	5,68E+07	5530
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 320 x 12 mm	0	0	0	54,2	0,6	1110	60162	6,68E+07	5530
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 320 x 12 mm	0	0	0	54,2	0,6	1196	64823,2	7,75E+07	5530
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	46,4	0,55	1282	59484,8	7,63E+07	4190
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	46,4	0,55	1368	63475,2	8,68E+07	4190
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	46,4	0,55	1454	67465,6	9,81E+07	4190
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	46,4	0,55	1540	71456	1,10E+08	4190
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	46,4	0,55	1626	75446,4	1,23E+08	4190

Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	46,4	0,55	1712	79436,8	1,36E+08	4190
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 300 x 11 mm	0	0	0	46,4	0,55	1798	83427,2	1,50E+08	4190
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 240 x 11 mm	0	0	0	34,9	0,55	1884	65751,6	1,24E+08	2000
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 240 x 11 mm	0	0	0	34,9	0,55	1970	68753	1,35E+08	2000
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 240 x 11 mm	0	0	0	34,9	0,55	2056	71754,4	1,48E+08	2000
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 240 x 11 mm	0	0	0	34,9	0,55	2142	74755,8	1,60E+08	2000
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 240 x 11 mm	0	0	0	34,9	0,55	2228	77757,2	1,73E+08	2000
Longitudinales mamparo	1	Llanta bulbo 240 x 11 mm	0	0	0	34,9	0,55	2314	80758,6	1,87E+08	2000
SUMATORIO											
						49368			41329704	68856837324	1656148245

Con los resultados de la tabla se puede calcular el eje neutro de la sección respecto al fondo y a la cubierta con la siguiente ecuación:

$$Y_{FONDO} = \frac{\Sigma A_i \cdot y_{gi}}{\Sigma A_i} = \frac{41329704 \text{ cm}^3}{49368 \text{ cm}^2} = 837,18 \text{ cm}$$

$$Y_{FONDO} = 837,18 \text{ cm}$$

$$Y_{CUBIERTA} = 2400 \text{ cm} - 827,68 \text{ cm} = 1562,82 \text{ cm}$$

$$Y_{CUBIERTA} = 1562,82 \text{ cm}$$

Para el cálculo del módulo es necesario calcular la inercia respecto al eje neutro:

$$\begin{aligned} I &= I_o + \Sigma A \cdot YG^2 - \Sigma A \cdot Y_{FONDO}^2 = \\ &= 1656148245 \text{ cm}^4 + 68856837324 - (49368 \text{ cm}^2 \cdot 837,18^2 \text{ cm}^2) = \\ &= 35912749641 \text{ cm}^4 = 359,13 \text{ m}^4 \end{aligned}$$

$$I = 359,13 \text{ m}^4$$

Ahora ya se puede obtener el módulo de la cubierta y del fondo:

$$W_{FONDO} = \frac{I}{Y_{FONDO}} = \frac{35912749641 \text{ cm}^4}{837,18 \text{ cm}} = 42897491,28 \text{ cm}^3 = 42,89 \text{ m}^3$$

$$W_{FONDO} = 42,89 \text{ m}^3$$

$$W_{CUBIERTA} = \frac{I}{Y_{CUBIERTA}} = \frac{35912749641 \text{ cm}^4}{1562,82 \text{ cm}} = 22979394,59 \text{ cm}^3 = 22,98 \text{ m}^3$$

$$W_{CUBIERTA} = 22,98 \text{ m}^3$$

Los resultados son:

RESULTADOS FINALES	
Altura del eje neutro respecto al fondo (m)	8,37
Altura del eje neutro respecto a la cubierta (m)	15,62
Inercia respecto al eje neutro (m ⁴)	359,13
Módulo del fondo (m ³)	42,89
Módulo de la cubierta (m ³)	22,98

8.13. BIBLIOGRAFÍA

<https://www.dnvgl.com/>

Basilio Puente Varela, Vicente Díaz Casás: *Proyecto de buques y artefactos marinos 2.*

ANEXO I: BUQUE BASE



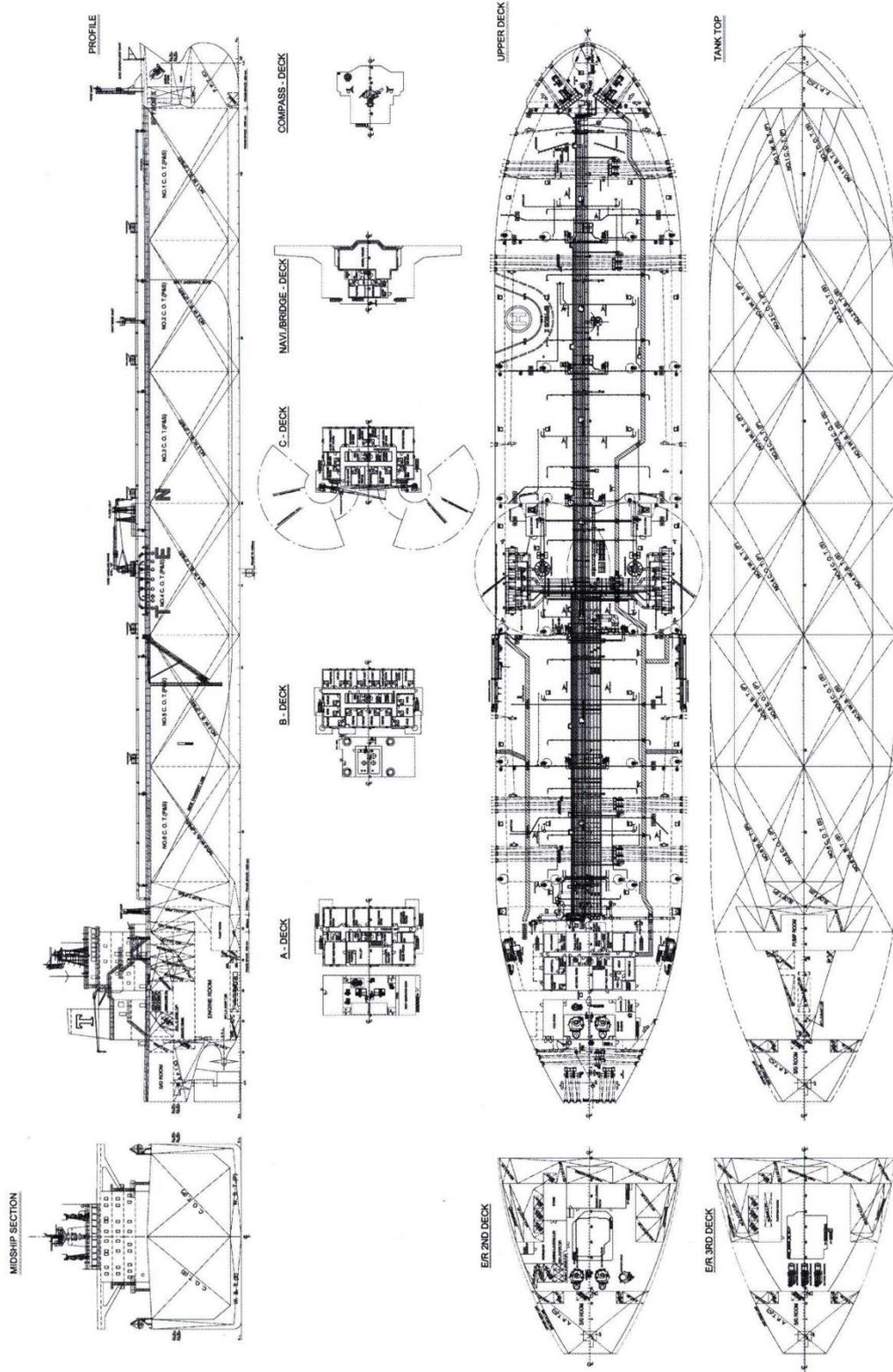
SPYROS K: Suezmax tanker for Tsakos Energy Navigation Ltd

Shipbuilder: **Sungdong Shipbuilding & Marine Engineering Co., Ltd**
 Vessel's name: **Spyros K**
 Hull No.: **S2034**
 Owner/operator: **Tsakos Energy Navigation Limited**
 Country: **Greece**
 Designer: **Sungdong Shipbuilding & Marine Engineering Co., Ltd**
 Country: **Korea**
 Model test establishment used: **MOERI, Korea**
 Flag: **Liberia**
 IMO number: **9565948**
 Total number of sister ships already completed (excluding ship presented): **1**
 Total number of sister ships still on order: **nil**

TECHNICAL PARTICULARS

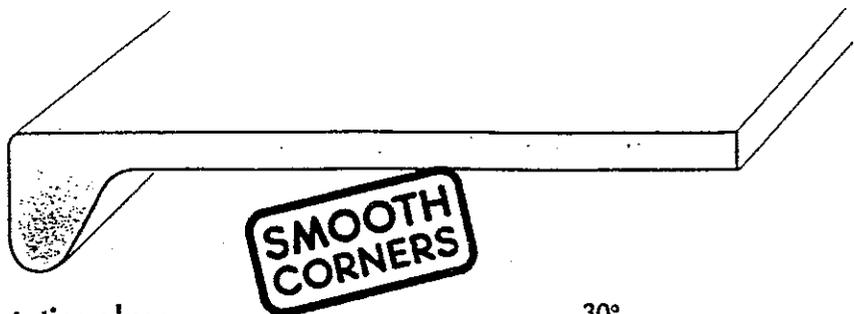
Length oa: 274.2m
 Length bp: 264m
 Breadth moulded: 48m
 Depth moulded
 To main deck: 23.1m
 To upper deck: 23.1m
 Width of double skin
 Side: 2.5m
 Bottom: 2.8m
 Draught
 Scantling: 17.15m
 Design: 16m
 Gross: 81,000tonnes
 Deadweight
 Design: 145,000dwt
 Scantling: 158,000dwt
 Speed, service: 15.7knots @ 90% mCR with 15% sea margin
 Cargo capacity
 Liquid volume: 170,000m³
 Bunkers
 Heavy oil: 4500m³
 Diesel oil: 200m³
 Water ballast: 54,000m³
 Daily fuel consumption
 Main engine only: 69.3tonnes/day
 Classification society and notations: ABS A1(E), Oil Carrier, ESP, CRS, AB-CM, CPS, UWILD, +AMS, +ACCU, TCM, COW, VEC-L, BWE, ENVIRO, HM2+R, CRC, RW, PMA, GP
 % high tensile steel used in construction: abt. 40%
 Main engine
 Design: 2-stroke, direct revidible, crosshead
 Model: 6S70MC-C7 Tier II
 Manufacturer: Hyundai-MAN B&W
 Number: 1
 Type of fuel: HFO, MDO or MGO
 Output of each engine: 18,660kW x 91rpm
 Propeller
 Material: Ni-Al-Bronze
 Designer/manufacturer: HHI
 Number: 1
 Fixed/controllable pitch: Fixed
 Diameter: 8.2m
 Speed: 91rpm
 Diesel-driven alternators
 Number: 3
 Engine make/type: HHI/ Himsen 6H21/32
 Type of fuel: HFO, MDO or MGO
 Output/speed of each set: 1050kW/ 720rpm
 Alternator make/type: HHI-EES/ HFC7-564-14E
 Output/speed of each set: 987kW/ 720rpm
 Boilers
 Number: 2 x Aux. boilers
 1 x comp. boiler
 Type: oil fired, vertical, water tube & forced draft
 Make: Aalborg
 Output, each boiler:
 Aux boiler: 37,200kg/h
 Comp. boiler: 1500kg/h oil fired
 1200kg/h exh. Gas

Cargo cranes/ cargo gear
 Number: 2
 Make: Oriental
 Type: Electro hydraulic, cylinder luffing jib rest
 Performance: 15tonnes/ 17.4m outreach
 Other cranes
 Number: 2
 Make: Oriental
 Type: Electro hydraulic, cylinder luffing jib rest
 Tasks: Provisions
 Performance: 6.3tonnes/ 4m outreach,
 2tonnes/ 4m outreach
 Mooring equipment
 Number: 9
 Make: Rolls-Royce
 Type: Hydraulic/ high pressure
 Special lifesaving equipment
 Number of each and capacity: 2 x 29 persons
 Make: Hyundai lifeboats Co., Ltd
 Type: Totally enclosed lifeboat
 Cargo tanks
 Number: 6
 Grades of cargo carried: Crude oil
 Coated tanks, make and type: Nippon/Epoxy
 Cargo pumps
 Number: 3
 Type: Centrifugal steam turbine
 Make: Shinko pump Japan
 Stainless steel: Impeller shaft
 Capacity: 4000m³/h x 135mTH
 Cargo control system
 Make: ACE valve Korea
 Type: Console & VDU
 Ballast control system
 Make: ACE valve Korea
 Type: Console & VDU
 Complement
 Officers: 11
 Crew: 18
 Bridge control system
 Make: Nabtesco
 Type: M-8000III
 Fire detection system
 Make: Autronica Dire and Securitey
 Type: Autoprime
 Fire extinguishing systems
 Cargo holds: NK/ Deck foam
 Engine room: NK/ CO₂
 Seaplus/ Low pressure system
 Public spaces: Samjoo
 Radars
 Number: 2
 Make: JRC
 Models: JMA-9132-SA/ 9122-9XA
 Waste disposal plant
 Incinerator: Teamtec GS500CS
 Waste compactor: Samjoo/ TT 160
 Sewage plant: Jonghap/ JMC-18N073
 Contract date: 14 July 2009
 Launch/float-out date: 1 February 2011/ 11 February 2011
 Delivery date: 12 May 2011



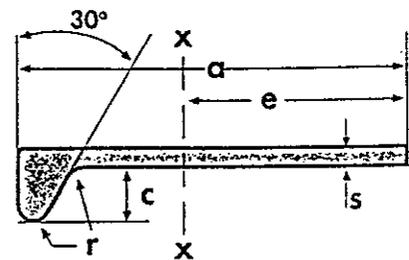
ANEXO II: CATÁLOGO DE LLANTAS

Bulb Flats



Dimension range, weight/m and static values

Width a mm	Thickness s mm	Height c mm	Radius r mm	Area A cm ²	Weight kg/m	e cm	I _x cm ⁴	W _x * cm ³
60	4	13	3.5	3.58	2.81	3.82	12.2	13
	5	13	3.5	4.18	3.28	3.70	14.4	14
	6	13	3.5	4.78	3.75	3.62	16.4	16
80	5	14	4	5.40	4.24	4.89	33.8	23
	6	14	4	6.20	4.87	4.78	39.0	25
	7	14	4	7.00	5.50	4.69	43.3	27
Delivery by special agreement. Standard lengths 6-12 m								
100	6	15.5	4.5	7.74	6.08	5.98	76.1	38
	7	15.5	4.5	8.74	6.86	5.87	85.3	41
	8	15.5	4.5	9.74	7.65	5.78	94.3	45
120	6	17	5	9.31	7.31	7.20	133	54
	7	17	5	10.5	8.25	7.07	148	59
	8	17	5	11.7	9.19	6.96	164	63
140	7	19	5.5	12.4	9.74	8.31	241	80
	8	19	5.5	13.8	10.8	8.18	266	87
	9	19	5.5	15.2	11.9	8.07	291	93
160	7	22	6	14.6	11.4	9.66	373	110
	8	22	6	16.2	12.7	9.49	411	118
	9	22	6	17.8	14.0	9.36	448	126
180	8	25	7	18.9	14.8	10.9	609	157
	9	25	7	20.7	16.2	10.7	663	166
	10	25	7	22.5	17.6	10.6	717	177
200	9	28	8	23.6	18.5	12.1	941	225
	10	28	8	25.6	20.1	11.9	1020	237
	11.5	28	8	28.6	22.5	11.7	1126	255
220	10	31	9	29.0	22.8	13.4	1400	302
	11.5	31	9	32.3	25.4	13.1	1550	323
240	10	34	10	32.4	25.4	14.7	1860	368
	11	34	10	34.9	27.4	14.6	2000	391
	12	34	10	37.3	29.3	14.4	2130	406
260	10	37	11	36.1	28.3	16.2	2477	455
	11	37	11	38.7	30.3	16.0	2610	474
	12	37	11	41.3	32.4	15.8	2770	493
280	11	40	12	42.6	33.5	17.4	3330	566
	12	40	12	45.5	35.7	17.2	3550	590
300	11	43	13	46.7	36.7	18.9	4190	671
	12	43	13	49.7	39.0	18.7	4460	701
	13	43	13	52.8	41.5	18.5	4720	728
320	12	46	14	54.2	42.5	20.1	5530	819
	13	46	14	57.4	45.0	19.9	5850	849
340	12	49	15	58.8	46.1	21.5	6760	947
	14	49	15	65.5	51.5	21.1	7540	1014
370	13	53.5	16.5	69.6	54.6	23.5	9470	1210
	15	53.5	16.5	77.0	60.5	23.0	10490	1278
400	14	58	18	81.4	63.9	25.5	12930	1580
	16	58	18	89.4	70.2	25.0	14220	1666
430	15	62.5	19.5	94.1	73.9	27.4	17260	1935
	17	62.5	19.5	103.0	80.6	26.9	18860	2036



Standard lengths

6-18 m.

Other lengths by special agreement

Plate cross sectional area 60 cm²

Orders

must include the following measurements:
a x s.

Plate cross sectional area 100 cm²

Plate cross sectional area 150 cm²

* Inclusive plate as noted

ANEXO III: CUADERNA MAESTRA

