



# Instituto Panamericano de Ingeniería Naval

Instituto Pan-americano de Engenharia Naval

Pan-american Institute of Naval Engineering

XI CONGRESO PANAMERICANO DE INGENIERIA NAVAL,  
TRANSPORTE MARITIMO E INGENIERIA PORTUARIA.

DETERMINACION DE UN INDICE DE SEGURIDAD EN  
ESTRUCTURAS MARINAS Y SUS APLICACIONES

PAPER N° 7

CLAUDIO ESTEBAN FAGALDE  
UNIVERSIDAD DE BUENOS AIRES  
FAC. DE INGENIERIA, DEPTO. INGENIERIA NAVAL  
BUENOS AIRES - ARGENTINA.

## DETERMINACION DE UN INDICE DE SEGURIDAD EN ESTRUCTURAS

### MARINAS Y SUS APLICACIONES

#### RESUMEN

El propósito de este trabajo es avanzar sobre un proceso de verificación de estructuras que por medio de la determinación de un índice de seguridad permita una precisa adecuación de la estructura verificada al medio y modo en que ésta opera. A tal fin se han analizado las diferentes solicitaciones estructurales a considerar en los sucesivos pasos del proceso, analizando cada probabilidad de falla asociada.

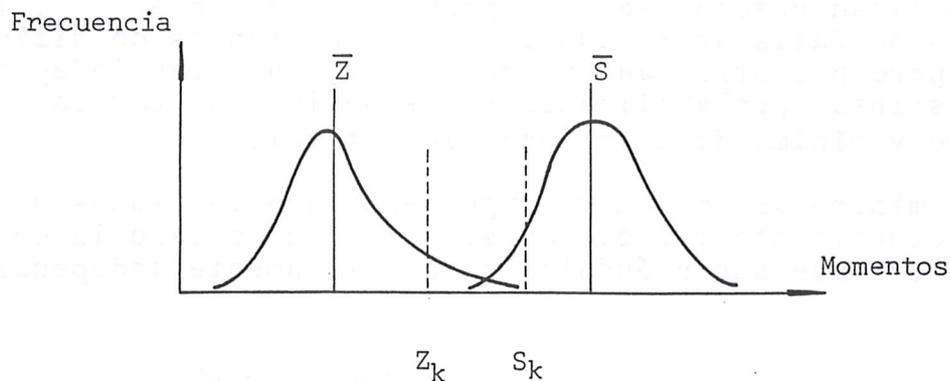
Esto permite acceder a un modo probabilístico de la verificación de estructuras por medio del cálculo directo en reemplazo de la simple resolución determinística.

El trabajo explora distintos métodos de evaluación y valores del índice de seguridad buscado. Así se llega a establecer el citado índice refiriéndolo al carácter aleatorio de la resistencia y de la sollicitación del medio. De esta manera se llega a vincular el riesgo operativo a la naturaleza del material de construcción, la calidad de elaboración y/o su estado, con las características geométricas de la unidad y las del medio en que opera.

## PROCESO DE VERIFICACION

En el proceso de verificación de estructuras planteamos un método de análisis que para cada una de las dos magnitudes que se cotejan en el mismo, es decir resistencia y sollicitación, se emplean valoraciones de tipo probabilístico.

Con las dos magnitudes así establecidas podemos, ponderándolas relativamente, precisar la probabilidad de falla del sistema.



Esto se expresa mediante una función R de confiabilidad como

$$R = P[S > Z_n] = 1 - P[S < Z_n] = 1 - P_{\text{falla}}$$

Para una estructura dada podemos encontrar distintos modos de falla y computar la distribución de los parámetros de resistencia correspondientes (S). Asimismo por el lado de las cargas es posible analizar la distribución de los valores máximos de éstas ( $Z_n$ ) y por lo tanto encontrar la probabilidad de falla toda vez que ambas, S y  $Z_n$ , son variables aleatorias no correlacionadas podemos expresar:

$$P_f = \int_0^{\infty} f_{(Z_n)}(Z) * F_{(S)}(Z) * d_Z = 1 - \int_0^{\infty} F_{(Z_n)}(Z) * f_{(S)}(Z) * d_Z$$

donde  $f_{(Z_n)}(Z)$  es la función de densidad probabilística de la sollicitación y  $F_{(S)}(Z)$  es la función de distribución de la resistencia. La primera es factible de asociarse a una distribución de Weibull mientras que la segunda lo es a una función

standard normal con lo que

$$P_f = 1 - \frac{1}{\sigma_s \sqrt{2\pi}} \int_0^{\infty} \left[ 1 - \exp - \left( \frac{Z - M_0}{k} \right)^L \right]^n * \exp - \frac{1}{2} \left( \frac{Z - \mu_s}{\sigma_s} \right)^2 dz$$

donde  $M_0$  = máximo momento flector en aguas tranquilas

$k, l$  = parámetros de Weibull

$n$  = años de vida del buque/años de duración de records de esfuerzos

$\mu_s, \sigma_s$  = media y desviación característica de la resistencia

La probabilidad buscada será la probabilidad conjunta de los varios modos de falla analizados. Tal evaluación es de difícil obtención; pero por otro lado al obtenerse, en forma independiente las distintas probabilidades  $P_f$  es posible acotar los valores máximo y mínimo de la probabilidad total.

El mínimo se encuentra suponiendo que los modos de falla están funcionalmente relacionados. Por el otro lado la cota máxima se obtiene suponiéndolos estadísticamente independientes es decir

$$\max (P_f^1, P_f^2, \dots, P_f^m) \leq P_f^{\text{total}} \leq \sum_i^m P_f^i$$

### Determinación de las Cargas

De las distintas clases de cargas dinámicas derivadas del mar, posibles de encontrar, las mismas se pueden dividir en alta y baja frecuencia. Las primeras comprenden el efecto "slamming" derivado del movimiento relativo buque-ola y el de las excitaciones por vibraciones verticales derivadas de la energía presente en altas frecuencias del espectro de mar.

Las cargas de baja frecuencia abarcan las que poseen un período dentro del rango del encuentro ola-buque. Tales cargas incluyen momento flector y esfuerzos de corte por movimientos en el mar y cargas locales por variación de presión del mar.

A las mencionadas cargas de origen dinámico se agregan las de tipo estático es decir momentos y esfuerzos de corte en aguas tranquilas y cargas por efectos térmicos.

De los tres tipos de cargas mencionadas las de baja frecuencia muestran una más amplia experimentación y cotejo entre

predicciones analíticas y ensayos o mediciones dentro de lo que son efectos dinámicos en la estructura del buque. Por ello orientamos nuestro análisis a efectos de carga de baja frecuencia y de consideración estática.

No obstante un análisis real puede ser instrumentado por medios analíticos que combinen a lo anterior efectos de alta frecuencia. Tal proceso se hace más necesario cuanto mayor sea la eslora del buque y su velocidad o su sensibilidad a la propagación de pulsos vibratorios desde proa a sección media.

A los fines de precisar las cargas del mar de baja frecuencia es menester partir de datos estadísticos y propios del buque en sí.

Los primeros están relacionados a información sobre número de observaciones de alturas de olas y períodos medios correspondientes. Estos debidamente ponderados constituyen el espectro de energía, biparamétrico ( $H_s$ ,  $T_n$ ) datos del análisis.

La adopción de un espectro biparamétrico tiene el propósito de poseer la flexibilidad de poder analizar el comportamiento del buque y los efectos de su movimiento tanto en mares completamente desarrollados como en proceso de formación o desarrollo o en proceso de decaimiento.

Al espectro mencionado se le agregan las formas de carena, la distribución de pesos, la velocidad y el ángulo de encuentro mar-buque para constituir los datos básicos de entrada a programas de movimientos de buques basados en análisis de baja frecuencia. (1)

De tal modo mediante la aplicación de operadores de amplitud de respuesta, utilizando la teoría de bandas, es posible obtener el espectro de energía de la respuesta (cargas) buscada (momento flector vertical, horizontal o torsor, esfuerzos de corte, etc.).

Es decir para cada espectro de energía de mar caracterizado por una altura significativa y período medio es posible obtener un valor significativo o medio de la amplitud de la respuesta (carga,  $m_i$ ).

Si tenemos en cuenta que partimos de una estadística de observaciones que nos da la frecuencia ( $P_i$ ) de ocurrencia de cada estado de mar, es posible obtener una media y una varianza de cada tipo de carga.

$$\sum_i m_i * P_i = \bar{m}_c, \text{ media de la carga}$$
$$\sum_i (\bar{m}_i - \bar{m}_c)^2 * P_i = \bar{\sigma}_c^2, \text{ varianza de la carga}$$

Por otro lado al obtenerse de cada margen su probabilidad asociada es posible ajustar tales datos a un modelo de distribución determinado.

Tal alternativa permite encarar predicciones de valores máximos en el corto plazo (meses) o en el largo plazo (la vida del buque).

La distribución que brinda este enfoque es la de Weibull con

$$f_x (\chi) = \frac{L}{k} \left(\frac{\chi}{k}\right)^{L-1} \exp - \left(\frac{\chi}{k}\right)^L$$

$$F_x (\chi) = 1 - \exp - \left(\frac{\chi}{k}\right)^L$$

donde  $\chi$  = variable aleatoria (carga)

$f_x (\chi)$  = función de densidad probabilística

$F_x (\chi)$  = función de distribución de la carga aleatoria

L, k = parámetros de Weibull

Distintas investigaciones ampliamente publicadas llevan a precisar que en análisis de corto plazo la distribución corresponde a  $L = 2$ ,  $k = \sqrt{E}$  (convirtiéndose en distribución de Rayleigh) y en el largo plazo  $L = 1$ ,  $k = \lambda$  (coincidiendo en distribución exponencial) donde E es el valor cuadrático medio del muestreo de la variable aleatoria y  $\lambda$  valor promedio de la misma. (2)

### Modos de Falla

Conocidas las cargas es necesario, para efectuar el cotejo que arroje la probabilidad de falla, que se evalúe la capacidad de la estructura para resistirlas.

Para dilucidar tal capacidad es preciso explicitar los modos de falla previsibles éstos son a saber:

- a) Falla por fluencia o plasticidad de la estructura de la vida buque.
- b) Falla por pandeo de elementos locales o generalizado de paños de la estructura.
- c) Falla por fisuras o fracturas por fatiga.

El primer modo es el enfoque clásico de verificar el módulo resistente de la vida buque a la tracción o compresión frente a cargas extremas derivadas del mar. Tal comprobación debe extenderse al caso de pandeo del total de la sección.

El segundo modo de falla ocurre localmente al alcanzarse tensiones de compresión derivadas de la máxima carga aplicada que provocan el colapso de la placa, la placa y sus esfuerzos longitudinales o el conjunto de placa y refuerzos transversales y longitudinales.

El tercer modo se diferencia de los anteriores porque la falla no aparece por una carga máxima sino por una sucesión de cargas aleatorias que pueden incluir o no cargas extremas.

Es decir está vinculado a la historia de las cargas.

En la deducción de un coeficiente de seguridad, hemos de abocarnos a los dos primeros modos excluyendo el tercero. Esto se debe a la diferente naturaleza del mecanismo de falla que permite conclusiones más precisas y rápidas en los dos primeros casos.

El tercero, falla por fatiga, es factible de quedar cubierto mediante el diseño apropiado de zonas conflictivas de concentración de tensiones.

Es decir, primero es posible realizar un análisis del escantillonado acorde a una probabilidad de falla aceptable, para luego completar la verificación determinando la incidencia en la vida útil de tales escantillones, desde el punto de vista de la fatiga al definirse puntos conflictivos en este aspecto (escotaduras, empotramientos, transiciones, etc.).

Cada uno de los modos de falla enunciados va asociado a una resistencia límite o última de la estructura. Se entiende que se alcanza tal resistencia cuando la estructura se daña de tal modo que no puede continuar cumpliendo su función.

Tal pérdida puede ser gradual, tal el caso de una propagación de una fisura por fatiga o repentina tal el caso, de pandeo o la fisura de material quebradizo. Se entenderá que la carga que lleva al colapso es aquella que alcanza a igualar la resistencia o capacidad última provocando la pérdida de función de la estructura.

Enumeración de los tipos de falla:

- a) Falla por plasticidad en tracción de la sección transversal.

Se da este caso cuando la cubierta o el fondo entran en el período de deformaciones plásticas

$$M_t = (SM)_e \overline{\sigma}_y$$

donde:

$M_t$  = momento para el comienzo de la plasticidad

$(SM)_e$  = módulo a cubierta o fondo

$\overline{\sigma}_y$  = tensión de fluencia del material

- b) Falla por plasticidad en compresión de la sección transversal.

En este caso es similar al anterior pero la resistencia de la sección se ve disminuida por el hecho de que las placas en compresión expuestas al pandeo entre refuerzos pierden efectividad. Esto se expresa mediante la corrección del área instalada en función de la tensión en los bordes de la placa por lo que

$$M_p = \overline{\sigma}_y * \sum_i (\Delta A e)_i d_i$$

donde  $M_p$  = Momento de colapso por pandeo de la sección

$\overline{\sigma}_y$  = tensión de fluencia del material

$(\Delta A e)_i$  = porción efectiva del área elemental

$d_i$  = distancia de la anterior al eje neutro.

- c) Falla por pandeo de placas entre refuerzos.

Para encontrar la capacidad última corresponde recordar que en este caso de placas a la compresión tal situación límite se alcanza cuando la tensión en los bordes alcanza la fluencia, es decir

$$M_{bp} = (SM)_e * \phi * \bar{\sigma}_y \quad \text{donde}$$

$\phi$ : f (ancho, espesor, relación aspecto de las chapas) representa el factor de corrección que relaciona la tensión de falla con la de compresión.

d) Falla por pandeo de placa y refuerzo (flexión)

En este caso la capacidad de carga última de la estructura del buque está dada por la máxima tensión de colapso al pandeo por flexión de los refuerzos longitudinales con su chapa asociada. Distintos métodos y autores permiten establecer dicha tensión ( $\bar{\sigma}_c$ ) [3]. Es posible definir

$$\bar{\sigma}_c = \frac{\eta^2 E (I/A)^2}{l^2} \quad \text{donde}$$

I y A son momento de inercia y área de la figura asociando una cantidad de chapa función de la tensión en los bordes ( $\bar{\sigma}_c$ ) por lo que se utiliza un proceso iterativo.

Para E módulo de Young en período no lineal es posible establecer según Bleich [4].

$$E_t = E \left( \frac{\bar{\sigma}_{yc} - \bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_{yc} - \bar{\sigma}_p} \right) \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_p} \quad \text{donde}$$

$\bar{\sigma}_p$  = límite de proporcionalidad del material obteniéndose:

$M_{bn} = (SM)_e * \phi * \bar{\sigma}_{yc}$  en la cual  $\phi$  es la proporción entre la tensión  $\bar{\sigma}_c$  y  $\bar{\sigma}_{yc}$ , tensión de fluencia en compresión:

e) Falla por pandeo de placa y refuerzo (torsión)

Para este caso la tensión última viene dada por (4)

$$\sigma_c = \frac{\eta^2 E}{(\ell/r_e)^2}$$

donde  $r_e$  es el radio de giro efectivo del refuerzo con la placa asociada

De tal manera se arriba a  $\phi = \sigma_c / \sigma_{yc}$  y en forma similar al caso anterior se puede establecer

$$M_{bc} = (SM_e) \times \phi \times \sigma_{yc}$$

Con la disposición de adecuadas escuadras (tripping brackets) el valor  $r_e$  crece al punto de convertir a  $\sigma_c$  en un factor no determinante en la resistencia.

f) Falla por pandeo de la grilla (pandeo generalizado)

Al igual que en los casos anteriores la capacidad última queda fijada por

$$M_{bg} = (SM)_e \times \phi \times \sigma_{yc} \quad \text{donde } \phi = \frac{\sigma_c}{\sigma_{yc}}$$

con  $\sigma_{yc}$  = tensión de fluencia en compresión

$$\sigma_c = k \eta^2 \sqrt{D_x D_y} / h_x B^2 \quad \text{donde } D_x \text{ y } D_y \text{ son rigideces.}$$

$B$  = ancho del lado cargado,  $h_x$ : espesor equivalente de placas y  $k$  constante dependiente de las condiciones de borde.

### La resistencia y su variabilidad

Para calcular los parámetros de resistencia a partir de los modos de falla arriba expuestos debe hacer uso de la teoría de errores.

Sea S la resistencia compuesta de variables aleatorias  $\epsilon_i$  (espesores, tensión de fluencia, módulo de Young, escantillones, etc.), de una distribución muy próxima a su media, de la forma  $S = f(\epsilon_1, \epsilon_2, \dots, \epsilon_n)$  entonces siendo S y sus derivadas continuas, la media ( $\mu_s$ ) y la varianza ( $\sigma_s^2$ ) se dan con

$$\mu_s = f_n(\bar{\epsilon}_1, \bar{\epsilon}_2, \dots, \bar{\epsilon}_n)$$

$$\sigma_s^2 = \sum_i^n \left( \frac{\partial S}{\partial \epsilon_i} \right)^2 \sigma_{\epsilon_i}^2$$

donde  $\bar{\epsilon}_i$ ,  $\sigma_{\epsilon_i}$  son la media y la varianza de cada componente aleatoria  $\epsilon_i$ . En términos de coeficiente de variación (c.o.v.) lo anterior queda

$$\delta_s^2 = \left( \frac{\sigma_s}{\mu_s} \right)^2 = \sum_{i=1}^n \left( \frac{\partial S}{\partial \epsilon_i} \cdot \frac{\bar{\epsilon}_i}{\mu_s} \right)^2 \times \delta_{\epsilon_i}^2; \quad (1) \text{ siendo } \delta: \text{ coeficiente de variación.}$$

Aplicando esto a cada uno de los mecanismos de falla explicitados anteriormente podemos obtener para:

a) Resistencia última a la flexión

$$\delta_s^2 = \left[ \frac{(\bar{S}M)_e \times \bar{\sigma}_y}{\mu_s} \right]^2 \times \delta_{SM}^2 + \left[ \frac{(\bar{S}M)_e \times \bar{\sigma}_y}{\mu_s} \right]^2 \times \delta_{\sigma_y}^2 \quad \text{donde}$$

siendo  $\mu_s = (\bar{S}M)_e \times \bar{\sigma}_y$  queda  $\delta_s^2 = \delta_{SM}^2 + \delta_{\sigma_y}^2$

Sea  $\gamma = \frac{AF}{As}$  (área media de las alas) para la sección media (área media de costados)

podemos expresar el C.O.V. de la resistencia a la flexión con:

$$\begin{aligned} \delta_s^2 &= \delta_y^2 + \left[ \frac{\delta + 2/3}{\gamma + 1/3} \right]^2 \delta_D^2 + \left[ \frac{\delta}{\gamma + 1/3} \right]^2 \delta_B^2 + \left[ \frac{(\delta^2 + 1/9)}{(\gamma + 1/3)} \right]^{1/2} * \\ &* \left( \frac{t_n}{t} \right)^2 \delta_{t_n}^2 + \left[ \frac{(\delta + 1/9)^{1/2}}{(\gamma + 1/3)} \right] \left( \frac{c}{t} \right)^2 \delta_c^2 \quad (\text{ver [2]}) \end{aligned}$$

para arribar a esta expresión se ha tenido en cuenta que

$$t = t_n + c \quad \text{por lo que} \quad \delta_t^2 = \left( \frac{t_n}{t} \right)^2 \delta_{t_n}^2 + \left( \frac{c}{t} \right)^2 \delta_c^2$$

donde  $t$  = espesor total y  $c$  = margen por corrosión ( $0.10 = c/t$ ) siendo  $t_n$  = espesor nominal para acotar la tensión a un determinado límite. Para la determinación de  $\delta_s^2$  establecemos:

$$\delta_y = \text{C.O.V. tensión de fluencia} = 6.8 \% \quad (2)$$

$$\delta_D = \text{C.O.V. dimensión del puntal} = 0.05 \%$$

$$\delta_D = \text{C.O.V. dimensión de la manga} = 0.05 \%$$

$$\delta_{t_n} = \text{C.O.V. espesor nominal mínimo} = 4 \% \quad (2)$$

$$\delta_c = \text{C.O.V. corrosión} = 6 \% \quad (2)$$

#### b) Resistencia última en pandeo de placas

En los siguientes casos la resistencia última se sintetiza en

$M_p = (SM)_e * \phi * \sigma_y$  (2) donde  $(SM)_e$  y  $\sigma_y$  se enfocan similarmente al caso anterior de tracción variando en caso de pandeo la relación  $\phi = \sigma_{\text{colapso}} / \sigma_y$  de acuerdo a cuál es la  $\sigma_{\text{colapso}}$  en cada caso.

$$\text{Aplicando la teoría de errores} \quad \delta_s^2 = \delta_{(SM)}^2 + \delta_{\phi}^2 + \delta_{\sigma_y}^2$$

La resolución de  $\delta_{(SM)}$  y  $\delta_{(\sigma_{yc})}$  para módulo de la sección y tensión de colapso por plastificación, es similar al caso anterior. Para el caso del  $\delta_{\phi}$  éste dependerá del espesor de la placa  $t$ , el ancho  $b$ , los módulos  $E$  y  $E_t$  que se puede expresar:

$$\begin{aligned} \delta_s^2 = & \delta_{\sigma_y}^2 + \left[ \frac{\gamma + \frac{2}{3}}{\gamma + \frac{1}{3}} \right]^2 \delta_D^2 + \left[ \frac{\gamma}{\gamma + \frac{1}{3}} \right]^2 \delta_B^2 + \left[ \frac{(\gamma^2 + \frac{1}{9})^{1/2}}{(\gamma + \frac{1}{3})} \left( \frac{t_n}{t} \right) \right]^2 \delta_{t_n}^2 + \\ & + \left[ \frac{(\gamma + \frac{1}{9})^{1/2}}{(\gamma + \frac{1}{3})} \left( \frac{c}{t} \right) \right]^2 \delta_c^2 + \left[ \frac{cEt}{1-cEt} \right]^2 \delta_{E_t}^2 + 4 \left( \frac{1-\beta}{1-2\beta} \right)^2 \left[ \delta_b^2 + \right. \\ & \left. + \left( \frac{t_n}{t} \right)^2 \delta_{t_n}^2 + \left( \frac{c}{t} \right)^2 \delta_c^2 \right] \text{ derivada de aplicar (1) a (2)} \end{aligned}$$

siendo  $\delta_{E_t} = \text{C.O.V. módulo tangente} = 2.5 \% [2]$   
 $\delta_b = \text{C.O.V. por tensiones residuales} \approx 0$  (su influencia se pondera como incertidumbre subjetiva)  
 $\delta_{t_n} = \text{C.O.V. espesor nominal mínimo} = 4 \% [2]$   
 $\delta_c = \text{C.O.V. corrosión} = 6 \% [2]$

c) Resistencia última al pandeo de refuerzos (flexión)

Como en el caso anterior corresponde encontrar  $\emptyset$ , para este mecanismo de falla según [3]:

$$\delta_{\emptyset}^2 = \delta_{E_t}^2 + 4 \delta_a^2 + 2 \left( \frac{t_n}{t} \right)^2 \delta_{t_n}^2 + 2 \left( \frac{c}{t} \right)^2 \delta_c^2$$

donde  $\delta_a = \text{C.O.V. longit del refuerzo} \approx 0$ ; siendo  $\delta_{E_t}, \delta_{t_n}, \delta_c$  igual a los casos anteriores

d) Resistencia última al pandeo de refuerzos (torsión)

Para este caso  $\delta_{\emptyset}^2 = \delta_{E_t}^2 + 4 \delta_a^2 + 4 \delta_{r_e}^2$  donde  $\delta_{r_e}$

es el C.O.V. del radio efectivo de giro que se puede aproximar en el orden del C.O.V. del espesor por lo que  $\delta_{r_e} = 4 \%$  a lo cual incluyendo el efecto de la corrosión el  $\emptyset$  coincide con el anterior.

e) Resistencia última al pandeo generalizado

Para este caso empleamos  $\sigma_{\emptyset}^2 = 4 \sigma_b^2 + \sigma_{E_t}^2 + 4 \left(\frac{t_n}{t}\right)^2 \sigma_{t_n}^2 + 4 \left(\frac{c}{t}\right)^2 \sigma_c^2$

siendo  $\sigma_b$  = C.O.V. del ancho de la grilla  $\approx 0$  y los restantes valores iguales a los ya conocidos.

Las anteriores determinaciones del coeficiente de variación están ligadas a incertidumbres de tipo OBJETIVO, es decir son variables aleatorias, en cierto modo medibles, asimilables a errores matemáticos tal el caso de dimensiones, propiedades del material imperfecciones de elaboración o tensiones residuales.

Paralelamente a estas imprecisiones es posible agrupar a otras de carácter SUBJETIVO que tengan en cuenta errores en modelización de estructuras, análisis de cargas, redistribución de tensiones, falta de linealidad, efectos de corte, etc.

Como es posible preveer, estas incertidumbres podrían afectar en mayor o menor medida la resistencia según el mecanismo de falla que se analice. Si denominamos  $\Delta S$  el componente SUBJETIVO de la variabilidad de la resistencia (ver 2) podemos establecerlo en 3 % para flexión, 7.2 % para pandeo de placas y refuerzos y 8.5 % para pandeo de grillas.

Componiendo los dos tipos de variabilidad podemos finalmente definir el C.O.V. de la resistencia por  $\sigma_s = (\sigma_{s_i}^2 + \Delta_{s_i}^2)^{1/2}$  donde  $\sigma_{s_i}$  es cada uno de los C.O.V. de la resistencia antes encontrados para cada modo de falla y  $\Delta_{s_i}$  es el componente SUBJETIVO arriba indicado para cada caso.

#### Estimación de una probabilidad de falla

Si partimos de la base ya presentada de una distribución de las cargas dinámicas del mar exponencial y de una distribución de la resistencia normal, podemos, analizando los requisitos mínimos de módulo resistente de sección maestra de las Reglas de las Sociedades de Clasificación, encontrar la probabilidad de falla implícita en ellas a la sollicitación por tracción.

A tal fin y para precisar la influencia de las características geométricas que influyen sobre la respuesta del buque al mar se han analizado 16 casos variando el coeficiente block CB entre 0,55 y 0,85, la eslora entre 60 y 120 m, eligiendo para cada combinación de éstos a L/B y B/H con valores típicos acorde a un muestreo de la flota mercante.

Para cada caso se ha encontrado cuál es el valor medio o esperado  $\lambda$  del momento flector en la ola (demanda) mediante:

$$\lambda = 1.25 \sum_i \left( \frac{\text{RMS}_i}{\sqrt{2}} \right) * P_i$$

donde RMS, es el valor cuadrático medio del momento flector en un mar desarrollado caracterizado por una  $H_{si}$ , altura significativa que tiene una ocurrencia  $P_i$  en una ruta en el Atlántico Norte obtenida de las tablas de Mardsen [9], zonas 1-2-3-4, siendo exponencial la distribución a largo plazo seleccionada, el C.O.V. será del 100 %, es decir  $\lambda = \sigma_w$

A las cargas dinámicas así determinadas se sumarán las estáticas correspondientes al buque en aguas tranquilas ( $M_{sw}$ ). Estas también variarán en el tiempo, sea que el buque se encuentra en lastre, a máxima o media carga.

Como referencia se toma el valor standard de  $M_{sw}$  exigido por Reglas de Clasificación. Tal valor es extremo y corresponde de encontrar cuál será el valor medio y su desviación asumiendo una distribución normal. Para tal caso se estima en base a análisis de distribuciones normales de carga que el  $M_{sw}$  de acuerdo a Reglas será posiblemente sobrepasado en un 4 % de los casos, es decir

$$(1 - 0.04) = F_{sw}[M_{sw}] \text{ donde } F_{sw} \text{ esta función de distribución acumulativa de una distribución normal. Empleando } t = (\chi - \mu) / \sigma \text{ y asignando un C.O.V. al } M_{sw} \text{ del 30 \% se obtiene que siendo } F_{sw}[1.76] = 0.96$$

$$t = 1.76 = (\chi - \mu_{sw}) / \sigma_{sw} \text{ y con } \sigma_{sw} / \mu_{sw} = 0.30$$

$$\mu_{sw} = \frac{M_{sw}}{1 + 1.76 * 0.30}$$

Para obtener el valor medio de la resistencia o capacidad se parte de  $\mu_s = \frac{SM}{\sigma}$  donde SM es el módulo mínimo exigido por las Reglas y  $\sigma$  la tensión de fluencia estipulada como promedio obtenible en ensayos de materiales clasificados por las Sociedades, en este caso 2.2 (t/cm<sup>2</sup>) [2]

Para la desviación media de la resistencia utilizamos

$$\delta_s = (\delta_{si}^2 + \Delta_{st})^{1/2} = 13 \% \text{ donde hemos adoptado } \delta_{si}$$

en base a (5) para estructuras de acero trabajado en condiciones normales, situándonos en un caso más desfavorable que si adoptáramos el C.O.V. de la resistencia para flexión según el aparato anterior (9 %).

Con los anteriores datos podemos encontrar aplicando

$$p^f = \left[ 1 - \Phi \left( \frac{N_s - N_{sw}}{\sigma_s} \right) \right] + \Phi \left( \frac{N_s - N_{sw}}{\sigma_s} - \frac{\sigma_s}{\lambda} \right) *$$

$$* e \quad - \frac{N_s - N_{sw}}{\lambda} + \frac{\sigma_s^2 + \sigma_{sw}^2}{2 \lambda^2}$$

donde  $\Phi (\dots)$  es la función de distribución normal standard obteniéndose los valores de la tabla A. Los valores obtenidos de  $p^f$  se han complementado con los correspondientes a

$$\gamma = \frac{N_s - N_{sw} - \lambda}{(\sigma_s^2 + \sigma_{sw}^2 + \sigma_w^2)}$$

índice de seguridad obtenido a partir del desarrollo de las variables del margen  $M = S - Z$  por su valor medio incluyendo momentos de segundo orden [MVFO SM] linealizando la función límite de tal margen (6)

Asimismo en tabla B se han incluido índices de seguridad encontrados por un proceso análogo al anterior donde se muestra la variación en función de la eslora, del C.O.V. de la resistencia y del C.O.V. del momento en aguas tranquilas para el caso de esloras superiores a las aquí analizadas.

Asimismo y a los fines de poder comparar con la probabilidad de falla a la flexión en buques existentes se puede observar la tabla C, tomada sobre 18 buques existentes.

Como es posible observar las  $p^f$  sobre buques existentes son menores que las obtenidas sobre los mínimos exigidos por las Reglas y a su vez éstas están por debajo de lo que se desprende de las estadísticas de fallas estructurales reportadas, es decir  $p^f = 10^{-3}$

TABLA A

CB	L	L/B	B/T	P <sub>f</sub>	
	60	5.5	3	5.42 E-5	4.66
0.55	90	7	3	1.37 E-4	4.47
	120	7	3	6.5 E-5	4.68
	150	7	3	2.8 E-5	4.83
	60	5.5	3	1.95 E-4	4.40
0.65	90	5.5	2.5	1.6 E-4	4.42
	120	7	2.5	1.3 E-4	4.42
	150	7	2.5	6.4 E-5	4.63
	60	5.5	3	1.7 E-4	4.77
0.75	90	7	3	3.4 E-4	4.24
	120	7	2.5	1.35 E-4	4.47
	150	6.2	3	6 E-5	4.63
	60	5.5	3	1.7 E-4	4.40
0.85	90	5.5	3	1.8 E-4	4.36
	120	7	2.5	1.2 E-4	4.47
	150	7	2.5	2.5 E-5	4.74

TABLA C 6

L	CB	P <sub>f</sub>
327	0.86	3.54 E-7
320	0.83	9.35 E-9
300	0.83	8.39 E-9
232	0.77	3.77 E-6
229	0.82	3.37 E-7
229	0.81	1.23 E-7
229	0.80	1.46 E-7
211	0.77	1.78 E-6
219	0.78	3.87 E-7
188	0.78	2.1 E-6
181	0.80	1.58 E-6
236	0.83	1.68 E-7
213	0.77	1.19 E-7
161	0.61	1.96 E-5
158	0.57	7.01 E-6
160	0.61	1.09 E-3
243	0.84	7.44 E-9
199	0.79	1.13 E-7

TABLA B 6

L	(1)	(2)	(3)	(4)
90	4.20	4.73	4.23	4.33
120	4.65	4.68	4.19	4.30
150	4.59	4.64	4.15	4.27
180	4.54	4.60	4.11	4.23
210	4.49	4.55	4.06	4.20
240	4.44	4.50	4.02	4.15
270	4.41	4.48	4.00	4.13
300	4.39	4.46	3.98	4.11

NOTA a TABLA B

- (1) valores para COV resist: 10% COV M<sub>S</sub> : 9%
- (2) " " " " 10% " " 38%
- (3) " " " " 12% " " 9%
- (4) " " " " 12% " " 38%

Valores todos para Serie 60 CB: 0.70 L/B: 7  
 El valor medio del momento flector sobre la ola (distribución exponencial) se obtiene en base al 1 % de excedancia sobre el asignado por las Reglas.

### Ejemplo de Aplicación

A los fines de visualizar las diferentes probabilidades de falla a partir de los distintos mecanismos de las mismas antes detallados, que nos permitan determinar las cargas críticas, tomamos el siguiente ejemplo:

$$\begin{array}{lll} L = 90 \text{ m} & D = 6 \text{ m} & CB = 0.75 \\ B = 13 \text{ m} & C = 5 \text{ m} & \Delta = 4390 \text{ t} \end{array}$$

#### . Falla por plastificación a la flexión

Sea  $A_D$  = área total efectiva de cubierta incluyendo refuerzos

$A_B, A_S$  = área total efectiva de fondo y un costado

$D$  = puntal

$g$  = distancia cubierta eje neutro =  $D * \frac{A_B + 2A_S - A_D}{4 A_S}$

$M_t = [A_D * g + 2 A_S (\frac{D}{2} - g + \frac{g^2}{D}) + A_B (D - g)]$ , para los escantillones adoptados:  $M_t = 31324 \text{ (tm)}$  (con  $\sigma_y = 2.2 \text{ t/cm}^2$ )

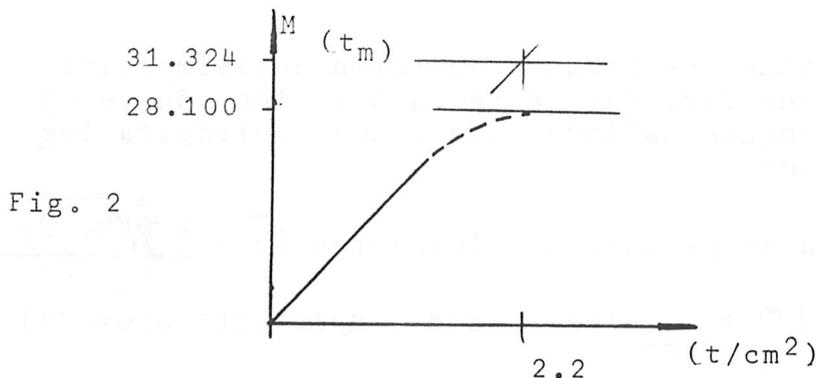
#### . Falla por plasticidad en compresión de la sección transversal

Para tal verificación se constata cuál es la relación de ancho efectivo  $b_e/b$  para el estado de tensiones impuesto por las cargas exteriores mediante

$$\frac{b_e}{b} = \left( \frac{2}{\beta_e} - \frac{1}{\beta_e^2} \right) \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_r}{\sigma_{yp}} \right) \frac{E_t}{E} \left( \frac{\beta^2}{2\beta - 1} \right) \right] \quad [7]$$

donde  $(\sigma_r / \sigma_{yp})$  corresponde a la reducción de  $\sigma_{yp}$  por tensiones residuales de construcción. Con esta corrección en base a las tensiones en cada tramo de la sección obtenemos según la fig. 2 resultado de aplicar [8] :

$$M_p = 28100 \text{ (tm)}$$



- . Falla de placa por pandeo entre refuerzos

Para  $b = 650$  mm (borde ancho cargado)  
 $a = 2600$  mm (distancia entre bordes)  
 $t = 10$  mm (espesor instalado)

obtenemos

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E k}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 = 1800 \text{ k/cm}^2 \quad (k = \text{factor de placa})$$

- . Falla de placa y refuerzo (pandeo por flexión)

Para el caso de columnas o puntales  $\sigma_c = \pi^2 E / (kL/r)^2$

con  $\beta = (k L/r) / C_c$  y  $C_c = (2 \pi^2 E / \sigma_y)^{1/2}$  para  $L = 5$  claras  
y refuerzos  $L$  de  $100 \times 90 \times 10$   $\sigma_{cr} = 2522 \text{ k/cm}^2$

- . Falla por pandeo de la grilla

- a) Subpanel: formado por ancho de 3 claras de longitudinales  
y largo de 5 claras de longitudinales con

$$\delta = \frac{\text{área refuerzo}}{\text{Clara refuerzo} * \text{espesor placa}} = 0.31$$

$$\gamma = \text{relación de rigidez refuerzo-placa} = EI/bD = 182$$

$\alpha =$  parámetro de forma

que arroja un parámetro de forma de pandeo  $\gamma_0$

$$\gamma_0 = 14.5 * \alpha^{2/3} + 36 * \alpha^2 * \delta = 72$$

por ser  $\gamma > \gamma_0$  el pandeo se produce en forma antisimétrica con nodos en los refuerzos, para este caso la tensión de colapso es la anteriormente hallada para placa isotrópica luego  $\sigma_{cr} = 1800 \text{ k/cm}^2$

b) Grilla: Tal falla se produce al alcanzarse  $\sigma_c = \frac{k \sqrt{D_x D_z}}{t_z b^2}$

donde  $k = \frac{m^2}{p^2} + 2\eta + \frac{p^2}{m^2}$  (para caso simplemente apoyado)

$D_x = \frac{E h^3}{12 (1 - \nu^2)}$  rigidez a la flexión por unidad de longitud en el sentido transversal

$D_r = \frac{E I_r}{S (1 - \nu^2)}$  idem anterior pero en sentido longitudinal

$p =$  relación de aspecto virtual  $= \frac{a}{b} \times \sqrt[4]{\frac{D_x}{D_z}}$

$\eta =$  coeficiente de torsión  $= D_{zx} / (D_x D_z)^{1/2}$

$a =$  largo del panel, lado descargado

$b =$  ancho cargado (medido en el sentido transversal, compresión uniaxial longitud).

$t_z =$  área efectiva media por unidad de ancho, incluyendo refuerzos

$I_z =$  momento de inercia del conjunto chapa (c/ancho efectivo) y refuerzo

para  $b = 12$  claras;  $a = 5$  claras;  $t = 10 \text{ mm}$

$I_z = 1000 \text{ cm}^4$ ;

$\sigma_c = 460.000 \text{ k/cm}^2$

La alta tensión obtenida implica que la falla de la grilla será precedida por el pandeo por flexión del conjunto placa-refuerzo o por el "tripping" de las esloras.

Seguidamente aplicamos:

$$P_f = \left[ 1 - \sqrt[3]{\frac{M_s - M_{sw}}{\sigma_s}} \right] + \sqrt[3]{\frac{M_s - M_{sw}}{\sigma_s} - \frac{\sigma_s}{\mu_w}} \cdot \exp \left[ - \frac{M_s - M_{sw}}{\mu_w} + \frac{\sigma_s^2 + \sigma_{sw}^2}{2 \mu_w^2} \right]$$

con los siguientes valores:

$\mu_w = 2143 \text{ tn}$ , media momento flector en olas en base a cálculo directo sobre espectro Atlántico Norte, largo plazo [1]

$\mu_{sw}$  = 5345 tn obtenido con 4 % excedancia sobre el momento flector en aguas tranquilas dado por las Reglas.

$\sigma_{sw}$  = 1604 tn desviación de  $\mu_{sw}$  obtenido con C.O.V. = 30 %

$\sigma_w$  = 2143 tn desviación de  $\mu_w$ , distribución exponencial, C.O.V. = 100 %.

$\mu_s$  y  $\sigma_s$  = media y desviación de la resistencia se hallan para cada caso de Pf con su respectivo C.O.V. a saber:

\* Pf al colapso por plastificación en tracción

$$\mu_s = 31324 \text{ (tm)}, \quad \sigma_s = 2820 \text{ (tm)}, \quad (\text{C.O.V.} = 9\%) \quad \text{Pf}_t = 1.7 \text{ E-5}$$

\* Pf al colapso por plastificación en compresión

$$\mu_s = 28100 \text{ (tm)}, \quad \sigma_s = 2529 \text{ (tm)}, \quad (\text{C.O.V.} = 9\%) \quad \text{Pf}_c = 6.5 \text{ E-5}$$

\* Pf al colapso por pandeo de placas entre refuerzos

$$\begin{aligned} \mu_s &= (SM)_e * \sigma_c = 14238 \text{ (cm}^2\text{m)} * 1.8 \left(\frac{\text{t}}{\text{cm}^2}\right) = 25628 \text{ tm} \\ \sigma_s &= 3096, \quad (\text{C.O.V.} = 12\%) \quad \text{Pf}_{pR} = 2.91 \text{ E-4} \end{aligned}$$

\* Pf al colapso por pandeo por flexión de refuerzo y chapa asociada

$$\begin{aligned} \mu_s &= (SM)_e * \sigma_c = 14238 * 2.5 = 35879 \text{ (tm)} \\ \sigma_s &= 4305 \text{ (tm)}, \quad (\text{C.O.V.} = 12\%) \quad \text{Pf}_{FR} = 6.45 \text{ E-6} \end{aligned}$$

\* Pf al colapso por pandeo de la grilla (subpanel)

$$\begin{aligned} \mu_s &= (SM)_e * \sigma_c = 14238 * 1.8 = 25628 \text{ (tm)} \\ \sigma_s &= 3286 \text{ (tm)} \quad (\text{C.O.V.} = 12.8\%) \quad \text{Pf}_G = 3.32 \text{ E-4} \end{aligned}$$

\* Pf al colapso por pandeo de la grilla (panel completo)

Para este caso en base a la  $\sigma_c$  encontrada  $\text{Pf} = 0$

Aplicando  $\max P_{fi} < P_{f1} < \sum P_{fi}$  obtenemos

$P_{f/1} = 5.21 \text{ E-}4$  teniendo en cuenta que las cargas fueron halladas en base a un espectro observado durante 7 años, para los 20 años de vida analizados se obtiene [2]:

$$P_f = 1 - [1 - P_{f/1}]^N = 1.56 \text{ E-}3 \quad \text{donde } N = (20/7) \approx 3$$

Es decir para los escantillones adoptados la probabilidad de falla ronda en promedio en un buque y medio que sufre algún deterioro estructural de cada mil que operen 20 años con los escantillones y ruta elegidos.

### CONCLUSIONES

Hecho un análisis completamente probabilístico del riesgo operativo de una estructura se pudo observar que:

- a) Las probabilidades de falla son superiores a esloras menores ( $P_f = 1.E-7$ ,  $L > 180 \text{ m}$  a  $P_f = 1.E-4$ ,  $L < 120 \text{ m}$ )
- b)- La variación de los parámetros geométricos que influyen en el comportamiento en el mar es de menor influencia que la anterior (entre  $3.46 \text{ E-}4$  y  $2.5 \text{ E-}5$ ), es decir varía en uno el orden exponencial.
- c) Similar sensibilidad se observa respecto a la variación de la resistencia ( $3.4 \text{ E-}4$  para C.O.V.R, de la resistencia =  $13 \%$  y  $1.7 \text{ E-}5$  para C.O.V.R =  $9 \%$ ).
- d) En general, tal como lo muestra el ejemplo no es el colapso por plastificación por tracción el mecanismo de falla más comprometido sino que lo es el pandeo de placas o refuerzos ( $P_{ft} = 1.0\text{E-}5$  y  $P_{fp} = 1.0 \text{ E-}4$  respectivamente).
- e) Analizados individualmente los mecanismos de falla cada uno de éstos se encuentra igual o por debajo de  $1.0 \text{ E-}4$ .

Analizados en conjunto en forma combinada la probabilidad de falla no excede  $1.0\text{E-}3$ .

- f) A partir de lo anterior podemos establecer como probabilidad de falla "TOLERABLE" el valor de  $1.3 \text{ E-}4$  obtenido en la gama de menores esloras en el análisis de lo requerido por las Reglas (ver tabla A) con desviación de la resistencia propia de elaboración en condiciones razonables
- g) Si se quisiera establecer un coeficiente de seguridad asimilable a probabilidades normales \*\* es posible tomar la anterior conclusión,  $P_f = 1.3 \text{ E-}4$  y conociendo o predeterminando los C.O.V. de la resistencia  $\delta_R$  y sollicitación  $\delta_S$  encontrar el coeficiente de seguridad característico o de cálculo  $\gamma$  mediante:

$$\beta = \frac{2.663 - \log p_f}{1.867}, \text{ índice de seguridad}$$

$$\gamma_0 = \frac{\bar{R} \text{ (media de la resistencia)}}{\bar{S} \text{ (media de la sollicitación)}} = e^{\beta(\delta_R^2 + \delta_S^2)^{1/2}} \text{ coeficiente central. } \text{coe}$$

$$\begin{aligned} \gamma_k &= \frac{R_k \text{ (resistencia característica o cálculo)}}{S_k \text{ (sollicitación característica o cálculo)}} = \\ &= \gamma_0 e^{-1.645 (\delta_R + \delta_S)} \text{ coeficiente de seguridad característico} \end{aligned}$$

A partir de  $P_f = 1.3 \text{ E-}4$ ;  $\beta = 3.51$ ,  $\gamma_0 = 2.27$  con

$$\delta_R = 0.173$$

$$\delta_S = 0.156$$

} Valores normalizados \* para estructuras de acero trabajado en condiciones razonables [otros valores ver [5]]

arribamos a:  $\gamma_k = 1.32$  (referido a \* y \*\*)

## REFERENCIAS

- (1) "Esfuerzos y Movimientos del Buque en Mares Irregulares" Centro de Cómputos, Universidad de Buenos Aires, 1989.
- (2) "Reliability Methods in Ship Structures, R.I.N.A., 1979.
- (3) "Ultimate Strength of a Ship's Hull Girder in Plastic and Buckling Modes" S.S.C. 299, 1980.
- (4) "Buckling Strength of Metal Structures" Bleich, 1952.
- (5) "Dimensionamiento del Coeficiente de Seguridad" CIRSOC, 1982.
- (6) "Implementation of Reliability Methods to Marine Structures SNAME, 1984.
- (7) "Hull Girder Response to Extreme Bending Moments" Billingsley, SNAME, STAR SYMPOSIUM, 1980.
- (8) "Verificación al Pandeo en Viga Buque" Centro de Cómputos U.B.A., 1989. Facultad de Ingeniería.
- (9) Hogben and Lumb, Ocean Wave Statistics NPL AMSO, 1967.