

**SOCIEDAD CHILENA DE INGENIERÍA HIDRÁULICA**

**XVII CONGRESO CHILENO DE HIDRÁULICA**

**SIMULACIÓN NUMÉRICA DE OLAS DE PERÍODO LARGO Y RESPUESTA DE  
BUQUES ATRACADOS EN EL PUERTO DE TOMAKOMAI, JAPÓN**

**WIM VAN DER MOLEN<sup>1</sup>**  
**PATRICIO MONÁRDEZ<sup>2</sup>**  
**AP VAN DONGEREN<sup>3</sup>**

**RESUMEN**

Las olas de período largo pueden penetrar fácilmente en puertos enfrentando el océano e incluso ser amplificadas si su frecuencia es cercana a alguna de las frecuencias naturales del puerto. Más aún, los barcos atracados pueden tener sus frecuencias naturales cercanas a las de las dársenas, siendo esperables movimientos considerables de los barcos atracados, incluso habiendo baja actividad del oleaje mar afuera. El diseño de nuevos puertos y/o el estudio de obras de expansión requieren de una correcta modelación numérica de la agitación debido a este oleaje y su amplificación. En este trabajo se presentan simulaciones numéricas que utilizan un modelo de oleaje que permite la propagación de olas de período largo, ya sean libres o ligadas. Las fuerzas en el buque atracado son calculadas utilizando la teoría de franjas a partir de las series de tiempo de la altura de oleaje y movimientos del fluido en la zona de ubicación del barco. Los movimientos del barco son simulados utilizando las fuerzas generadas por el oleaje y considerando las características no lineales de las líneas de amarre y defensas. Los resultados numéricos son comparados con mediciones en prototipo obtenidas en el puerto de Tomakomai, Japón, durante el paso de un tifón en aguas afuera, mostrando correlaciones aceptables.

---

<sup>1</sup> Facultad de Ingeniería Civil, Universidad Técnica de Delft, Holanda -email: W.vanderMolen@citg.tudelft.nl

<sup>2</sup> IHE-Delft, Holanda. Actualmente en Baird & Associates S.A., Chile -email: pmonardez@baird.com

<sup>3</sup> WL|Delft Hydraulics y Universidad Técnica de Delft, Holanda -email: Ap.vanDongeren@wldelft.nl



## 1. INTRODUCCIÓN

Las olas de período largo que afectan las operaciones portuarias generalmente tienen períodos entre 30 y 300 segundos. Son conocidas como olas infragravitacionales e incluyen olas oceánicas libres y las llamadas olas ligadas, que son forzadas por los grupos de swell. Estas olas ligadas se propagan con la velocidad de grupo, están desfasadas en  $180^\circ$  respecto de la envolvente y tienen amplitudes proporcionales al cuadrado de la altura del swell. El desarrollo de la teoría que describe a estas olas comenzó con la observación realizada por Munk (1949) y Tucker (1950) de que la presencia de oleaje infragravitacional en la zona costera se debe a la variación temporal de la altura del oleaje de período corto incidente en grupos de olas. Munk introdujo el término “surfbeat” para indicar las olas de período largo que se propagaban de regreso mar adentro después de que el grupo de olas de período corto rompía en la playa. Biésel (1952) y posteriormente Longuet-Higgins y Stewart (1962,1964) encontraron que las olas ligadas eran forzadas por el grupo de olas de período corto. Matemáticamente, el número y la frecuencia de la ola forzada están dados por las diferencias entre números de olas  $k_n - k_m$  y frecuencias  $f_n - f_m$  para todas las combinaciones posibles de pares  $n,m$  que puedan formarse por los componentes del espectro de olas de período corto. Las olas ligadas son liberadas del grupo como olas libres no sólo por rompimiento, sino también por variaciones en la batimetría (Dingemans et al., 1991). En caso de bajos ángulos de incidencia, las olas libres son reflejadas en la costa y se propagan hacia mar adentro. En caso de mayores ángulos de incidencia, las olas libres son atrapadas por refracción en la zona costera, convirtiéndose en olas de orilla. En los puertos, las olas ligadas y libres pueden inducir seiches con la frecuencia del grupo sin haber rompimiento, como ha sido demostrado teóricamente por (Bowers, 1977; Wu y Liu, 1990) y en laboratorio (Bowers, 1977).

Cuando estas olas infragravitacionales tienen la suficiente energía son capaces de inducir fuertes movimientos horizontales, causando problemas en las operaciones portuarias e incluso daños en las estructuras, como fue reportado por Hiraishi et al (1997).

El objeto del presente estudio es validar un tren de modelos numéricos para el cálculo del oleaje de período largo y las fuerzas y movimientos resultantes en un barco atracado en un muelle debido a estas olas. Según los autores, no se ha intentado este acoplamiento de modelos numéricos con anterioridad. Para el cálculo de la propagación del oleaje libre y forzado se utilizó el modelo de flujo en aguas someras, promediado en la profundidad, no-lineal y tridimensional Delft3D-Surfbeat (Reniers et al, 2000, 2004), el que incorpora un modelo 2D de propagación y disipación de energía para el oleaje de período corto, el que se usa para la generación de olas de período largo. El modelo considera la dispersión direccional de la energía del oleaje asociado con los grupos de olas, propagándose hacia la costa con la velocidad de grupo sobre direcciones promedio calculadas previamente. La presencia del barco no es considerada directamente en el modelo de oleaje. Las fuerzas en el barco se calculan usando teoría de franjas sobre las alturas y velocidades de olas de período largo (Van der Molen et al., 2003). Las fuerzas y momentos externos en el modelo se componen de fuerzas debidas al oleaje, reacciones hidrodinámicas debido al movimiento del barco, fuerzas de reacción hidrostáticas, amortiguamientos viscosos, fuerzas en las líneas de amarre y en las defensas. Debido a la naturaleza del sistema de amarre de un barco y, en especial, debido a las características de las defensas, los barcos atracados muestran un claro comportamiento no lineal. Ello implica que la descripción matemática debe realizarse en el dominio temporal, relacionando valores instantáneos de fuerza y momentos. Por estas

razones, los movimientos del barco se calcularon usando el modelo de simulación BAS (Mynett et al. 1985), que considera las características antes señaladas.

Van Giffen et al (2003) compararon simulaciones y mediciones utilizando el mismo modelo de oleaje en Saldaña Bay, Sudáfrica, encontrando buena concordancia. Esa investigación no consideró la simulación de movimientos de barcos. Van del Molen et al. (2003) usaron el mismo método para el cálculo de olas infragravitacionales y fuerzas asociadas a esas olas en el tanque de oleaje direccional Vinje de w|hydraulics, Holanda. Ellos encontraron buenas correlaciones en el cálculo de olas y fuerzas.

En este trabajo, el tren de modelos es aplicado en una situación real y se compara con mediciones de oleaje y movimientos de barcos en terreno en el puerto de Tomakomai, Japón (Shiraishi et al. 1999). En la sección 2 el documento contiene las ecuaciones no lineales en aguas someras para propagación y generación de oleaje infragravitacional y las ecuaciones para el cálculo de fuerza en barcos debido a esas olas. La sección 3 describe la disposición del puerto, el barco utilizado, las condiciones de atraque y las mediciones en terreno. La sección 4 contiene las simulaciones de oleaje infragravitacional. La sección 5 se refiere a la simulación de fuerzas en barcos debido al oleaje de período bajo y los movimientos inducidos en los mismos. La sección 6 propone medidas de mitigación y la sección 7 tiene las conclusiones y recomendaciones del estudio.

Este documento es una adaptación del original presentado al Coastal Engineering Journal y que se encuentra en revisión.

## 2. MODELO NUMÉRICO

### 2.1 Ecuaciones del Modelo Numérico en Aguas Someras

Se utilizó el módulo Surfbeat del paquete Delft3D para el cálculo de la propagación del oleaje infragravitacional en el puerto. El modelo desarrollado por w|hydraulics soluciona las ecuaciones no lineales de conservación de masa y momento en aguas someras con términos de tensores de radiación. El modelo es capaz de simular las olas forzadas por el término de tensores de radiación y las olas libres.

La ecuación de conservación de masa (1) y momento (2) y (3) se escriben como

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial(hu)}{\partial x} + \frac{\partial(hv)}{\partial y} = 0 \quad (1)$$

Donde  $\eta$  es la elevación de la superficie del fluido bajo la acción de la ola de período largo,  $h$  es la profundidad total,  $u$  y  $v$  son las componentes de la velocidad en las coordenadas  $x$  e  $y$  respectivamente.

$$\begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = & -F_x - g \frac{\partial \eta}{\partial x} \\ & + \frac{1}{h} \frac{\partial}{\partial x} \left( 2\nu_t h \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{1}{h} \frac{\partial}{\partial y} \left( \nu_t h \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \frac{1}{h} \frac{\partial}{\partial y} \left( \nu_t h \frac{\partial v}{\partial x} \right) - \tau_x \quad (2) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} = -F_y - g \frac{\partial \eta}{\partial y} \\ + \frac{1}{h} \frac{\partial}{\partial x} \left( \nu_t h \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{1}{h} \frac{\partial}{\partial x} \left( \nu_t h \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \frac{1}{h} \frac{\partial}{\partial y} \left( 2\nu_t h \frac{\partial v}{\partial y} \right) - \tau_y \end{aligned} \quad (3)$$

Donde  $\nu$  es la viscosidad,  $\tau_x$  y  $\tau_y$  son los términos de fricción de fondo. El término de fuerza está dado por los gradientes de los tensores de radiación:

$$F_x = \frac{1}{\rho h} \left( \frac{\partial S_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial S_{yx}}{\partial y} \right) \quad (4)$$

$$F_y = \frac{1}{\rho h} \left( \frac{\partial S_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial S_{xy}}{\partial x} \right) \quad (5)$$

Los tensores de radiación se expresan como compuestos por la energía de la ola  $E_w$  y del *roller*  $E_r$

$$S_{xx} = \left( \frac{cg}{c} (1 + \cos^2 \theta) - \frac{1}{2} \right) E_w + 2E_r \cos^2 \theta \quad (6)$$

$$S_{xy} = \left( \frac{cg}{c} \cos \theta \sin \theta \right) E_w + 2E_r \cos \theta \sin \theta \quad (7)$$

$$S_{yy} = \left( \frac{cg}{c} (1 + \sin^2 \theta) - \frac{1}{2} \right) E_w + 2E_r \sin^2 \theta \quad (8)$$

La energía del oleaje de período corto  $E_w$  se calcula a partir balance de energía del oleaje, considerando la dispersión direccional de energía del oleaje asociada con los grupos de olas:

$$\frac{\partial E_w}{\partial t} + \frac{\partial E_w c_g \cos \theta}{\partial x} + \frac{\partial E_w c_g \sin \theta}{\partial y} = -D_w \quad (9)$$

Donde  $D_w$  es la disipación de energía del oleaje. La energía en el *roller* es calculada mediante el balance de energía del *roller*:

$$\frac{\partial E_r}{\partial t} + \frac{\partial 2E_r c \cos \theta}{\partial x} + \frac{\partial 2E_r c \sin \theta}{\partial y} = -D_r + D_w \quad (10)$$

Donde  $D_r$  es la disipación del *roller*. La única variable desconocida es el ángulo de incidencia  $\theta$ , el que se obtiene de un análisis de refracción usando el modelo espectral de oleaje SWAN (Booij et al., 1999)

## 2.2 Formulación de las fuerzas de las olas

Para el cálculo de movimientos de barcos se usa el modelo BAS de simulación en el dominio temporal (Mynett et al., 1985), el que resuelve la ecuación de movimiento del barco, según:

$$(\mathbf{M} + \mathbf{A})\ddot{\mathbf{X}}(t) + \mathbf{B}_v \dot{\mathbf{X}}(t) \left| \dot{\mathbf{X}}(t) \right| + \mathbf{C} \mathbf{X}(t) + \int_0^\infty \mathbf{K}(\tau) \dot{\mathbf{X}}(t - \tau) d\tau = \mathbf{F}(t) \quad (11)$$

Donde  $\mathbf{M}$  es la matriz de inercia,  $\mathbf{A}$  es la matriz que contiene los coeficientes de masa añadida,  $\mathbf{B}_v$  contiene los coeficientes de amortiguamiento viscoso de baja frecuencia,  $\mathbf{C}$  los coeficientes hidrostáticos elásticos,  $\mathbf{K}$  las funciones de retardo que contienen el efecto de amortiguación de la oscilación debido a las olas irradiadas por el cuerpo flotante,  $\mathbf{X}$  representa el movimiento del barco en seis grados de libertad y  $\mathbf{F}$  las fuerzas de excitación debido a las olas, corrientes, vientos y las fuerzas en líneas de amarre y defensas. Los coeficientes hidrodinámicos  $A_{kj}$ ,  $C_{kj}$  y  $K_{kj}(t)$  se calculan usando el modelo de panel en el dominio de frecuencia DELFRAC (Pinkster, 1995), tomando en cuenta la influencia de un sitio de atraque. La fuerza excitante de la ola es la fuerza

que actúa en el barco restringido de moverse. Para calcular las fuerzas de las olas en el barco se utiliza una teoría de franjas. Dentro de la teoría de franjas, el barco se divide en franjas de sección transversal. La fuerza se calcula para cada sección transversal por separado,  $F'_k$ , y después se integra sobre la longitud del barco para obtener la fuerza total de la ola  $F_k$ .

$$F_k = \int_L F'_k dx \quad k = 1, 2, \dots, 6 \quad (12)$$

Las olas forzadas consideradas son olas de período largo, de modo que la fuerza de Froude-Krilov debida a la ola incidente no perturbada es simplemente igual a la perturbación de la ola incidente sobre la superficie sumergida del casco. La fuerza debida a la perturbación de la ola incidente por la presencia del barco se calcula usando el principio de movimiento relativo, apoyado por las relaciones de Haskind. Este principio postula que la fuerza en un cuerpo fijo debido a un flujo oscilante es igual a la fuerza debida a un cuerpo oscilante en agua quieta. Dado que las olas infragravitacionales son mucho más largas que las dimensiones de la sección transversal, la pendiente de la ola y las velocidades y aceleraciones horizontales de la partícula se asumen constantes sobre cada sección transversal. Esto reduce la fuerza de Froude-Krilov en la sección transversal a formulaciones bastante simples de vaivén, deriva, alteada y balance:

$$F'_{1,FK}(t) = -\rho g \frac{\partial \eta}{\partial x}(t) \cdot A_x \quad (13)$$

$$F'_{2,FK}(t) = -\rho g \frac{\partial \eta}{\partial y}(t) \cdot A_x \quad (14)$$

$$F'_{3,FK}(t) = \rho g \eta(t) \cdot b_s \quad (15)$$

$$F'_{4,FK}(t) = -\overline{bG} \cdot \rho g \frac{\partial \eta}{\partial y}(t) \cdot A_x + \frac{1}{12} \rho g b_s^3 \frac{\partial \eta}{\partial y}(t) \quad (16)$$

Donde  $A_x$  y  $b$  son el área y el centro de flotación de la sección transversal,  $b_s$  es el ancho seccional. Las fuerzas de difracción son el producto de las oscilaciones del cuerpo y coeficientes hidrodinámicos. Debido a que estos coeficientes dependen de la frecuencia, las transformadas de Fourier de la velocidad y aceleración de las partículas son usadas en las formulaciones para el cálculo de las fuerzas de difracción de las olas de período largo:

$$F'_{1,d}(t) = \int_0^\infty m'_{11}(\omega) \cdot \tilde{u}(\omega) e^{i\omega t} d\omega + \int_0^\infty n'_{11}(\omega) \cdot \tilde{u}(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (17)$$

$$F'_{2,d}(t) = \int_0^\infty m'_{22}(\omega) \cdot \tilde{v}(\omega) e^{i\omega t} d\omega + \int_0^\infty n'_{22}(\omega) \cdot \tilde{v}(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (18)$$

$$F'_{3,d}(t) = 0 \quad (19)$$

$$F'_{4,d}(t) = \int_0^\infty m'_{42}(\omega) \cdot \tilde{v}(\omega) e^{i\omega t} d\omega + \int_0^\infty n'_{42}(\omega) \cdot \tilde{v}(\omega) e^{i\omega t} d\omega + F'_{2,d}(t) \cdot \left( z_G + \frac{d_s}{2} \right) \quad (20)$$

Donde  $m'_{ij}$  y  $n'_{ij}$  son los coeficientes de masa añadida y de amortiguamiento de la sección transversal respectivamente,  $z_G$  es la posición del centro de gravedad  $G$  sobre el nivel medio del agua,  $d_s$  es el calado seccional. Los coeficientes hidrodinámicos de la sección transversal se estiman a partir de los coeficientes del cuerpo completo según se obtiene de DELFRAC y una aproximación basada en los coeficientes de masa añadida de una sección de *Lewis* en aguas profundas a frecuencia cero para distribuir los coeficientes sobre la longitud del barco. (Journey, 2001). Los coeficientes están distribuidos de tal manera que los coeficientes de cuerpo entero obtenidos integrando los valores seccionales sobre la longitud del barco son iguales a los valores de DELFRAC. Las fuerzas de las olas por cabeceo y guiñada usando la teoría de franjas se obtienen de los valores calculados de vaivén, deriva y alteada:

$$F'_5(t) = -F'_1(t) \cdot \overline{bG} - F'_3(t) \cdot x_s \quad (21)$$

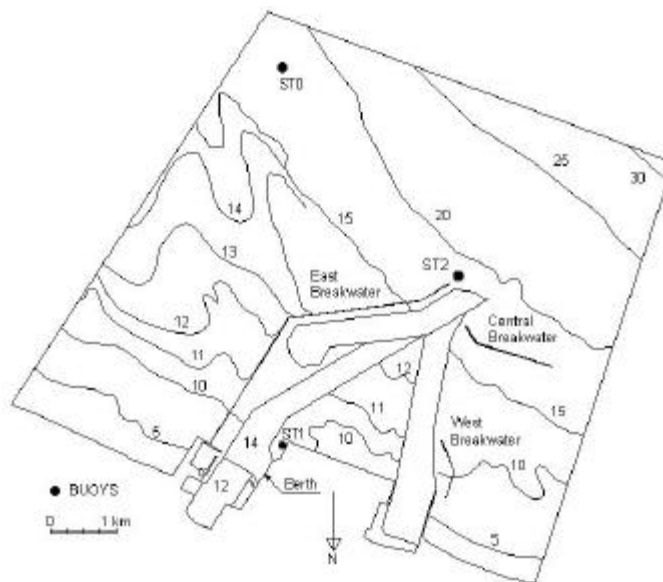
$$F'_6(t) = F'_2(t) \cdot x_s \quad (22)$$

Donde  $x_s$  es la posición-x de la sección transversal con respecto al centro de gravedad. Así, se ha derivado un conjunto de formulas para obtener las fuerzas de las olas sin requerir información de las direcciones de las olas, las cuales son difíciles de obtener en un patrón irregular de olas estacionarias dentro de un puerto.

### 3. MEDICIONES EN EL PROTOTIPO

#### 3.1 Disposición del Puerto y Mediciones de Olas

El puerto de Tomakomai está situado en la parte sur-oeste de la Isla Hokkaido, Japón. Debido a que se ubica enfrente del Océano Pacífico, se protegió con rompeolas para mantener una operabilidad aceptable, ver Figura 1.



**Figura 1. Vista en planta del puerto, batimetría y posición de las boyas**

La información disponible del oleaje no es óptima, se midió en tres locaciones usando boyas no direccionales. La localización de éstas se indica en Figura 1. La llamada ST0 está ubicada mar adentro, a una profundidad de 18 m y mide a una frecuencia de 1 Hz, La segunda, llamada ST1, se localiza cerca del muelle dentro del área del puerto a 14 m de profundidad; mide a una frecuencia de 2 Hz. La tercera boya llamada ST2 esta situada a la entrada del puerto, justo enfrente del rompeolas este y mide a una frecuencia de 2 Hz.

Con respecto a las direcciones de las olas en el Puerto de Tomakomai, el 60% de las olas vienen del Sur durante todo el año (Hirasi et al. (1997); Sasa (2002)), de aquí en adelante referidos como Hi97 y Sa02 seguidas por aquellas desde el sur-suroeste, sur-sureste y sureste. Durante el 80% del año las alturas significativas de ola no exceden 1 m. La frecuencia de ocurrencia de olas de 1 m y más es mayor en primavera y otoño. La dispersión direccional no se conoce y se asumirá de acuerdo con el proceso de calibración.

Las observaciones de terreno se llevaron a cabo el 18 de septiembre de 1994 desde las 00:00 hasta las 14:00, cuando la nave de carga “E.P.” atracó en el puerto a una profundidad de 14 m, donde se ubica la boya ST1. Este día, el tifón 9424 estaba activo al sureste de Japón causando la propagación de grandes olas swell desde mar adentro hacia el puerto de Tomakomai (Sa02). La altura significativa de ola fue de 3 m mar afuera, pero menor a 0,5 m dentro del área del puerto. A pesar de esta gran reducción de la altura de ola dentro del puerto, el barco tuvo que zarpar en emergencia debido a los amplios movimientos del mismo. Algunas amarras habían sido rotas, puesto que el movimiento de vaivén fue de alrededor de 4,5 m de amplitud debido a la acción de olas de período largo (Hi97 y Sa02). Después del incidente de la ruptura de las amarras, se añadieron algunas líneas extra para disminuir los movimientos del barco. Además, las tensiones iniciales de las líneas de amarre se disminuyeron para prevenir la ruptura de las cuerdas. Desafortunadamente, debido a la falta de datos, no se conoce cuando y cuales líneas de amarre se rompieron, ni las tensiones iniciales de las mismas.

### 3.2 Descripción del barco

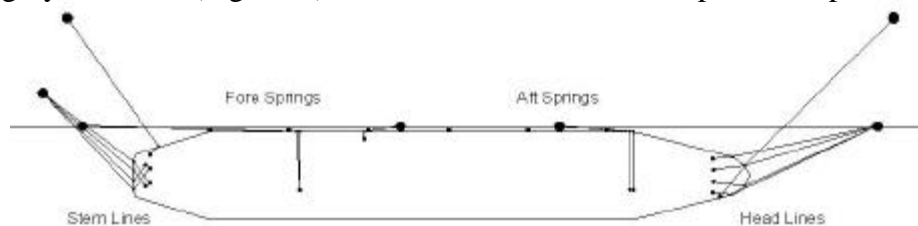
Las dimensiones del barco “E.P.” de 60 000 DWT se dan en la Tabla 1. En el momento en que el barco dejó el muelle, estaba cargado con 29 446 ton, casi a media condición de carga.

**Tabla 1. Dimensiones del carguero de carbón atracado.**

Designación	Símbolo	Magnitud	Unidad
Distancia entre perpendiculares	$L_{pp}$	215.00	m
Manga	B	32.26	m
Profundidad	H	18.20	m
Calado	T	7.28	m
Desplazamiento	$\Delta$	40 677	tn

### 3.3 Condiciones de Amarre

Los datos recolectados incluyen las coordenadas de bitas, fairleads, winches, número de líneas de amarre y sus características de fuerza-elongación, coordenadas, geometría y características de deflexión-elongación de las defensas; y movimientos de vaivén y alteada observados (Shiraishi et al, 1999). Los detalles de las líneas de amarre no se conocen con exactitud. Sa02 asumió cuerdas de fibra sintética (pylen dabbler, diámetro 65 mm) con una fuerza de ruptura media de 657 kN a un 30% de elongación. Seis defensas tipo buckle están colocadas contra el malecón, con una altura de 1.4 m y un límite elástico para la fuerza de reacción de 1153 kN a una deflexión de 0.19 m. En este estudio, el arreglo de amarras se asumió consistente de 4 largos de proa, 4 largos de popa, 4 springs y 4 través (Figura 2), de acuerdo con los datos provistos por Shiraishi et al. (1999).



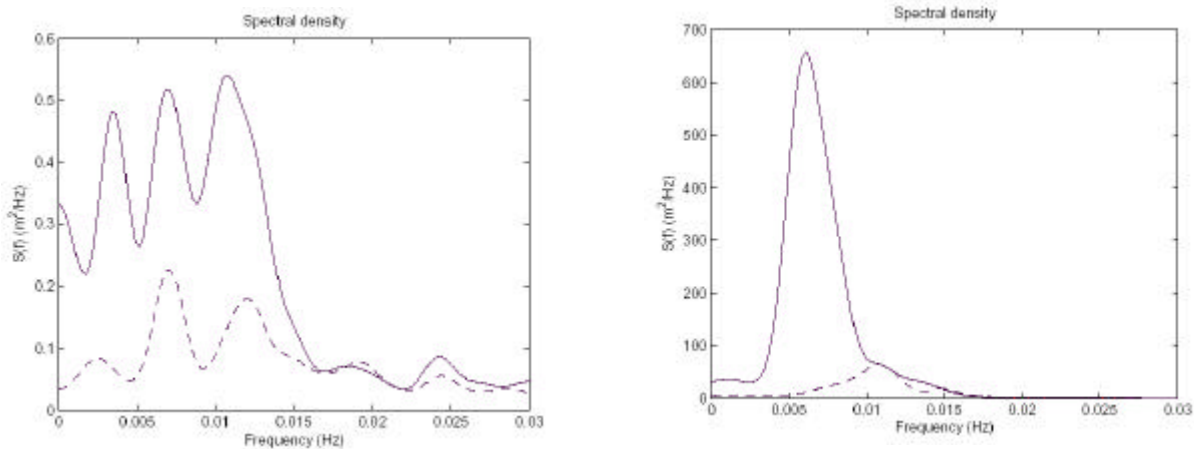
**Figura 2. Arreglo de Amarras de un Carguero de 60.000 DWT**



### 3.4 Descripción de las mediciones

Los movimientos del barco atracado fueron observados en 1994 desde las 22:00 del 17 de septiembre hasta las 8:30 del 18 de septiembre usando una técnica de video para medir los movimientos del barco en vaivén y alteada. Desde el 18/09 en la mañana, el vaivén fue en aumento a medida que aumentaba la acción del oleaje infragravitacional. La amplitud máxima del vaivén fue alrededor de 4,5 m. El período predominante fue de 150 segundos a las 8:00.

Dos períodos de una hora de duración fueron considerados para el análisis de los movimientos del barco, desde las 4:00 a las 5:00 y desde las 7:00 a las 8:00 el 18 de septiembre. Dos espectros de energía son analizados, el del oleaje de baja frecuencia medido dentro del puerto y el del vaivén del barco. En la Figura 3 (izq) el espectro muestra tres peaks para los períodos 294 seg (0.0034 Hz), 142 seg (0.007 Hz) y 90 seg (0.011 Hz), los cuales son cercanos a los períodos calculados analíticamente con los métodos de Merian (Raichlen, 1966) y Defant (Defant, 1961). La Figura 3 (der) muestra que el vaivén tiene una frecuencia pico distinta entre 4:00 y 5:00 comparada con la de 7:00 a 8:00. La frecuencia del vaivén para el período entre 4:00 a 5:00 calza con la tercera frecuencia natural del puerto,  $f=0.011$  Hz. Entre 7:00 y 8:00, la frecuencia pico del movimiento de vaivén cae a  $f=0.007$  Hz, la cual calza con el segundo período natural del puerto. Aun más, el aumento de los movimientos del barco comparado con los instantes previos es mucho mayor que el aumento de la acción de las olas de período largo. La operación de carga fue detenida a las 3:30 AM, de modo que la masa del barco permaneció constante durante el período bajo análisis. La única explicación posible al cambio en la respuesta es un cambio drástico en la rigidez del sistema de amarres, probablemente debido a la ruptura de las líneas, conduciendo a una respuesta resonante del sistema del barco anclado en el período de 7:00 a 8:00, como fue propuesto por Hi97 y Sa02.



**Figura 3. Espectros de Energía de mediciones de oleaje en boya dentro del puerto, ST1 (izq) y mediciones de vaivén (der) desde las 4:00 a 5:00 (---) y desde las 7:00 a las 8:00 (—) el 18 de septiembre de 1994**

## 4. SIMULACIONES HIDRODINÁMICAS

### 4.1 Parámetros de Entrada del Oleaje de período corto y largo

El modelo hidrodinámico resuelve la variación temporal de la elevación de la superficie de la ola de período largo y la energía del oleaje de período corto a escala grupal. Ello requiere que el espectro de oleaje a utilizar sea separado en dos partes, la de período largo y la de período corto. Para ello se utiliza una frecuencia divisoria, que fue elegida como 0.03 Hz.

Dado que no se cuenta con información direccional del oleaje, la dirección promedio y la dispersión direccional fueron elegidas basándose en observaciones visuales. La dirección promedio se seleccionó como 180° (S) y una dispersión direccional de 17°. Estos parámetros direccionales fueron variados sistemáticamente para mostrar que la altura de la ola mar adentro tiene baja sensibilidad a la dispersión direccional y al ángulo dentro de un rango variado de limitación, ver Tabla 2.

En este análisis de sensibilidad y lo que sigue del artículo, los valores del parámetro de rompimiento de oleaje  $\gamma$  y el coeficiente de fricción  $\kappa_s$  fueron escogidos como 0.35, que es un valor recomendado para el parámetro  $\gamma$  frente a estructuras reflejantes (Baquerizo & Losada, 1999; Van Gelder & Vrijling, 1999), y 0.2, valor recomendado para la rugosidad equivalente en caso de falta de datos (Wahlhydraulics, 2003). La variación de estos parámetros no tiene efectos de importancia en los resultados de  $H_{rms}$  en aguas relativamente profundas.

Además de las condiciones de la ola de período corto, también es necesario determinar las condiciones de la ola de período largo. Las olas ligadas de períodos largos están también determinadas por las características de las olas de período corto. Las olas libres de período largos deben aún ser calibradas en términos de altura de ola, dirección y dispersión direccional.

**Tabla 2.  $H_{rms}$  calculada para la estación mar adentro (ST0). Valor medido de  $H_{rms}=1.58$  m.**

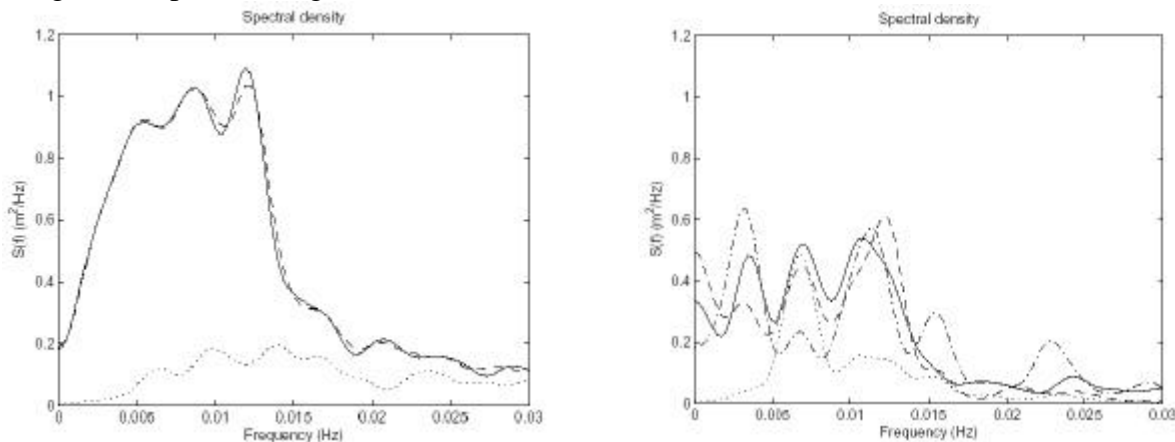
Dispersión	Dirección promedio de la ola de período corto			
	158° (SSE)	180° (S)	202° (SSW)	225° (SW)
22°	1.42	1.53	1.53	1.57
17°	1.44	1.58	-	1.54

Una vez más, como las direcciones de ola no fueron medidas, la dirección media y dispersión de las olas libres de período largo entrantes deben ser estimadas. Las olas libres de período largo que entran al modelo en los bordes se han estado propagando en aguas relativamente someras. Por lo tanto, ya han sido refractadas de acuerdo con la batimetría y han sido alineadas alrededor de una dirección media. Subsecuentemente, se espera que la dirección media de la ola sea casi perpendicular a las curvas batimétricas y la costa, y que el ángulo de dispersión direccional sea bastante más pequeño que la dispersión de las olas de período corto.

Se decidió, por lo tanto, escoger una dirección media de las olas libres como 200° (SSW), lo cual es casi perpendicular a la línea de costa (210°), con un ángulo de dispersión de 5°. La amplitud de la ola libres entrante se iteró para encontrar una coincidencia óptima entre la forma espectral medida y calculada para la boya mar adentro ST0.

## 4.2 Resultados de la respuesta de ola de baja frecuencia

La Figura 4 muestra la señal de baja frecuencia medida (—) y calculada (---) para el caso de 7:00 a 8:00 en la boya mar adentro (ST0) y la boya de puerto (ST1) para los parámetros determinados anteriormente. También se muestran los resultados de imponer sólo olas de período corto con las olas ligadas de período largos asociadas, es decir, sin olas libres entrantes en los bordes, (⋯).



**Fig 4. Espectros de Energía en boya mar afuera, ST0 (izq) y boya en el puerto, ST1 (der) para el caso 7:00 - 8:00. Mediciones ( $\frac{3}{4}$ ); simulaciones usando olas libres y ligadas (---); simulaciones considerando sólo olas ligadas (⋯)**

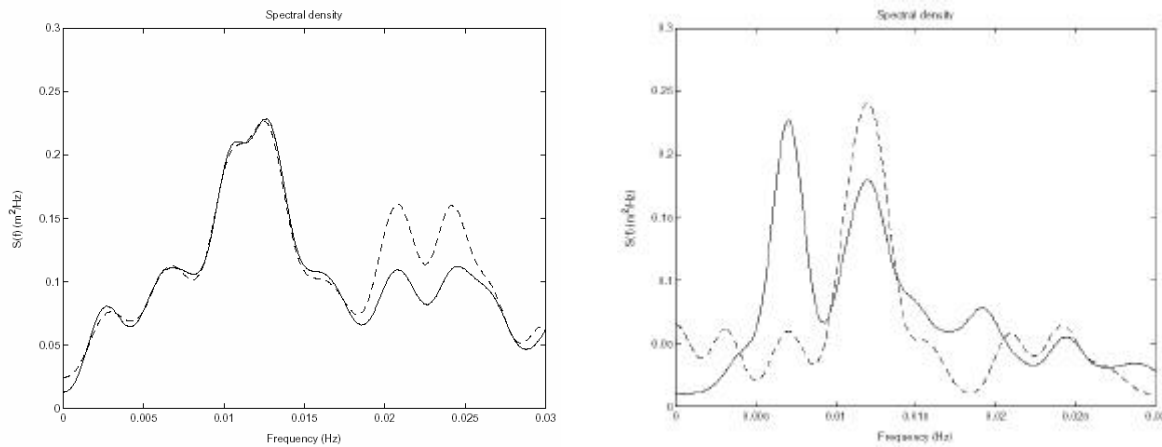
La Figura 4. (izq) muestra que los resultados fueron bien simulados en la boya mar adentro (ST0), lo cual era de esperar por la corrección aplicada en la altura de ola a los componentes de las olas de período largo. Se observa que la boya mar adentro (ST0) registró principalmente olas libres, porque en el caso que considera únicamente olas incidentes de período corto y olas ligadas, el contenido de energía es mucho más bajo.

En la boya del puerto (ST1) el espectro de energía tiene un buen acercamiento con los datos medidos, Figura 4. (der). Para la primera frecuencia natural del puerto ( $f=0.0034$  Hz) la simulación difiere en cierto grado de las mediciones, pero los resultados son aceptables. El pico de energía en la segunda frecuencia natural del puerto ( $f=0.007$  Hz) es excitado únicamente por los componentes de las olas ligadas que han sido liberadas (comparar las líneas de puntos y de rayas). En la tercera frecuencia natural del puerto ( $f=0.011$  Hz), las simulaciones están razonablemente cercanas a las mediciones. El modelo es capaz de reproducir aceptablemente la acción de las olas dentro del puerto. Se observa que la amplificación de la energía de olas ligadas se concentra en una banda de frecuencia muy estrecha.

El resultado de que las olas ligadas disparan los modos resonantes en la banda de frecuencia infragravitacional media (0.002-0.01 Hz) y que las olas libres causan amplificación para las frecuencias bajas y altas concuerda con el descubrimiento publicado por Okihiro y Guza (1996).

Los resultados de las olas de período largo en el puerto para el caso de 4:00 a 5:00 (Figura 5, der) son menos satisfactorios. La primera frecuencia natural ( $f=0.0034$  Hz) es apenas excitada en mediciones y simulaciones. La amplificación en el segundo modo ( $f=0.007$  Hz) es subestimada mientras que la tercera frecuencia natural ( $f=0.011$  Hz), que corresponde al pico de frecuencias

de las olas libres en el océano, es bien calculada. Una posible explicación de la subestimación del segundo modo es la necesidad de datos precisos de las olas de período corto.

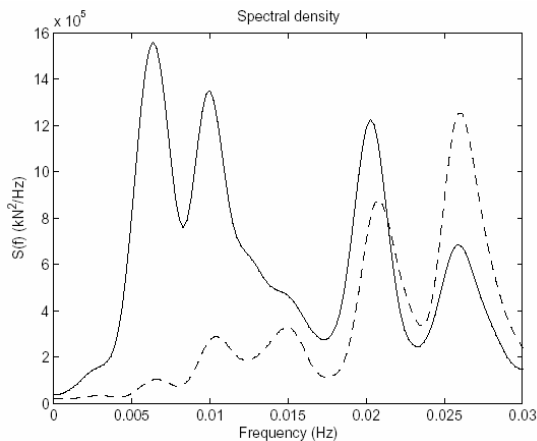


**Figura 5. Espectros de Energía en boya mar afuera, ST0 (izq) y boya en el puerto, ST1 (der) para el caso 4:00 - 5:00. Mediciones (3/4); simulaciones usando olas libres y ligadas (---)**

## 5. SIMULACIÓN DE LOS MOVIMIENTOS DEL BARCO

### 5.1 Fuerzas del oleaje

Para el cálculo de las fuerzas producto del oleaje sobre el barco se utilizó el método de la teoría de franjas. Para el caso de olas irregulares se utiliza la transformada de Fourier de las velocidades y aceleraciones de las partículas, debido a que los coeficientes hidrodinámicos dependen del período del oleaje. Estos se calcularon usando el modelo 3D de paneles DELFRAC.



**Figura 6. Espectros de Energía de fuerzas en barco debido a las olas de período largo. Período 4:00 a 5:00 (---) y período 7:00 a 8:00 (3/4)**

Una vez calculadas las componentes espectrales, las fuerzas del oleaje son calculadas como función del tiempo para los 6 grados de libertad. Las fuerzas debidas a las olas de período largo son calculadas utilizando el modelo *lf-strip* en 25 secciones transversales (Figura 6). Las fuerzas en las secciones son integradas sobre el largo del barco obteniendo la fuerza total. Los espectros de las fuerzas del oleaje para los dos casos son dibujados en la Figura 6. Obsérvese que el espectro de fuerzas de la ola de baja frecuencia tiene cuatro picos de energía. Los dos picos de frecuencia más bajos corresponden con los dos picos de frecuencias naturales excitadas en la dársena del puerto ( $f=0.007$  Hz y  $0.011$  Hz).

Hay otros dos picos en las frecuencias más altas del espectro, Figura 6 ( $f=0.021$  Hz y  $f=0.026$  Hz), y que no tienen picos análogos en el espectro de energía de ola de período bajo (Figura 3). La razón para esos picos en el espectro de fuerzas es debido al largo de ola de período

largo ( $L=450$  a  $580$  m) en aquellas frecuencias, alrededor del doble del largo del barco. Entonces el gradiente en la superficie del agua lleva a fuerzas de vaivén considerables. El pico de energía asociado a la frecuencia más baja ( $f=0.0034$  Hz) no tiene un pico correspondiente en el espectro de fuerzas, debido a que las longitudes de ola a esa frecuencia son muy largas ( $L=1000$  m) mucho más largas que el barco, lo que se traduce solamente en movimientos de alzada, con vaivén muy bajo.

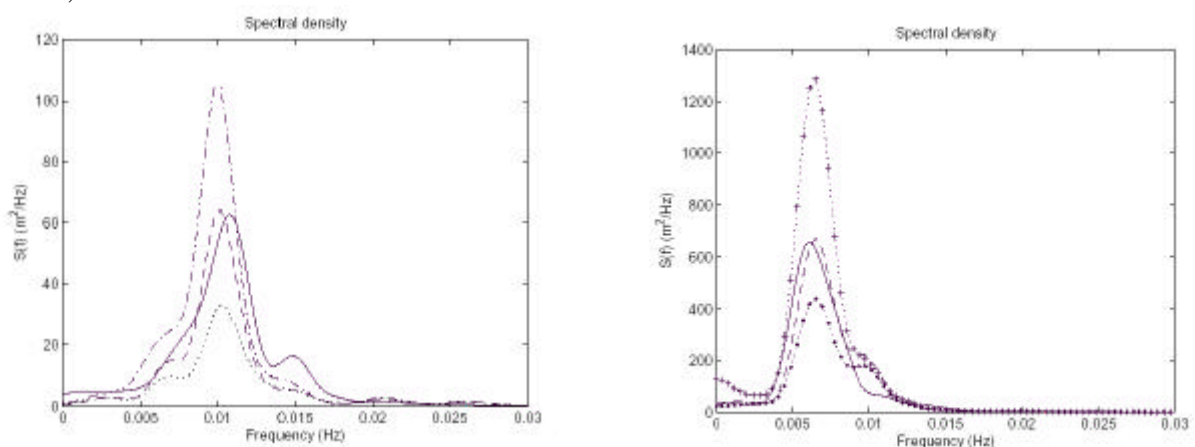
## 5.2 Simulaciones Dinámicas del Buque

Los parámetros a calibrar en el modelo dinámico son la fricción en las defensas y la tensión inicial en las líneas de amarre. El coeficiente de fricción de las defensas se asumió como 0.5 y el amortiguamiento viscoso se calculó como 200 tn/m, basado en investigaciones experimentales en un tanquero (OCIMF, 1997).

La tensión inicial se calibró considerando la información recabada y estudios anteriores. De acuerdo a Sa02, algunas líneas de amarre se rompieron durante las operaciones de descarga, antes de las 7:00. Después de la rotura, algunas líneas de amarre fueron agregadas para disminuir los movimientos del barco. Además se redujo la tensión inicial en algunas líneas para evitar el rompimiento. Se desconoce la pretensión en las amarras y cuándo y cuáles líneas se rompieron.

Se realizaron simulaciones para distintas configuraciones de pretensión en las líneas para analizar la sensibilidad de esta variable. Algunos resultados se muestran en Figura 9 para distintas pretensiones en las líneas de proa y popa. Para ellas se asumió una pretensión de 3 ton en las líneas spring. Para el período 7:00 a 8:00 una línea se asumió rota, como fue sugerido por Sa02.

Se aprecia que el período pico de los movimientos del barco varía entre las 5:00 y las 7:00. Antes de la rotura en las líneas, la pretensión en las spring dio una alta rigidez al sistema del barco amarrado. Entre 4:00 y 5:00 los movimientos del barco se amplificaban en la tercera frecuencia natural del puerto ( $f=0.011$  Hz) y entre 7:00 a 8:00 la amplificación se produjo en el segundo nodo del puerto ( $f=0.007$  Hz). Debido a que el tercer modo de vibrar del puerto fue bien modelado para el período 4:00 a 5:00 y a que este es cercano a la frecuencia natural del barco en vaivén, a su vez este movimiento es bien modelado.



**Figura 9. Espectros de energía para los movimientos de vaivén del barco. Caso 4:00 a 5:00 (izq), mediciones ( $\frac{3}{4}$ ), simulaciones con pretensión de 4 ton ( $\times\times$ ), 3 ton ( $---$ ) y 2 ton ( $\times\times\times$ ). Caso 7:00 a 8:00 (der), mediciones ( $\frac{3}{4}$ ), simulaciones con pretensión de 4.5 ton ( $\cdot\times\times\cdot$ ), 3.5 ton ( $---$ ) y 2.5 ton ( $+ \times\times+$ )**

Se calcularon valores estadísticos de las alturas de olas medidas y simuladas, y del vaivén del barco, resumiéndose en Tabla 3. Para el lapso 4:00-5:00 la simulación con 3 ton en todas las líneas es considerada y para el período 7:00 a 8:00 se usan 3.5 ton en proa y popa.

**Tabla 3. Comparación de olas infragravitacionales en el puerto y vaivén del barco.**

Período	Mar Afuera (ST0)			Puerto (ST1)				Vaivén			
	Mediciones			Mediciones		Simulaciones		Mediciones		Simulaciones	
	$H_s$ (m)	$H_{s,1}$ (m)	$T_{s,1}$ (seg)	$H_{s,1}$ (m)	$T_{s,1}$ (seg)	$H_{s,1}$ (m)	$T_{s,1}$ (seg)	$H_{s,1}$ (m)	$T_{s,1}$ (seg)	$H_{s,1}$ (m)	$T_{s,1}$ (seg)
4 – 5 am	1.26	0.23	64	0.19	78	0.17	73	2.35	91	2.07	95
7 – 8 am	2.43	0.48	97	0.32	105	0.31	109	6.54	143	6.60	138

Los resultados de las simulaciones muestran que con la información de oleaje de período corto y largo es posible predecir con precisión aceptable los movimientos del barco y la acción del oleaje dentro del puerto. Sin embargo, se hace notar que los modelos son sensibles a las componentes del oleaje y a la pretensión en las líneas de amarre.

## 6. MEDIDAS DE MITIGACIÓN

Las medidas para contrarrestar el efecto de la acción de las olas de período largo en el puerto pueden ser divididas en dos tipos. Una está basada en el cambio del comportamiento hidrodinámico del puerto, afectando el patrón mismo del campo de olas infragravitacionales. Estas soluciones consideran medidas extensivas, como modificaciones de la dársena, extensiones de los rompeolas y construcción de resonadores. Estas medidas son caras por naturaleza y debe realizarse un estudio de costo-efectividad. Un segundo tipo de solución es permitir la acción de seiches dentro del puerto, pero reduciendo los movimientos del barco usando un sistema efectivo de amarre. Durante los períodos analizados, los movimientos del barco fueron amplificados por resonancia entre el sistema amarrado del barco y la excitación. Cambiando la frecuencia natural del sistema del barco amarrado es posible reducir los movimientos del barco. Se propone esta solución, porque es fácilmente implementable y no involucra un costo extra.

### 6.1 Efecto de la pretensión.

Considérese el caso en estudio de 7:00 a 8:00. Como se mencionó anteriormente, los spring de proa y popa fueron rotos y/o la pretensión pudo haber sido reducida para prevenir la ruptura de la cuerda. Con esta ruptura o reducción, la frecuencia natural del sistema del barco amarrado fue desplazada sólo ligeramente, puesto que la pretensión en las líneas era relativamente pequeña. Si la pretensión en la línea de amarre hubiese sido incrementada, el efecto habría sido distinto, puesto que la rigidez de la línea de amarre se incrementa cuando la pretensión aumenta. En consecuencia, la frecuencia natural del sistema del barco amarrado también aumenta, lejos del rango de la frecuencia natural del puerto, y, por ende, los movimientos del barco se reducirían. Para evaluar esta medida se evalúan distintas pretensiones. Los movimientos del barco se calculan en el período de 7:00 a 8:00. Los resultados se presentan en la Tabla 4.

**Tabla 4 Desplazamientos máximos de vaivén y deriva (m) para diferentes pretensiones en las líneas de amarre**

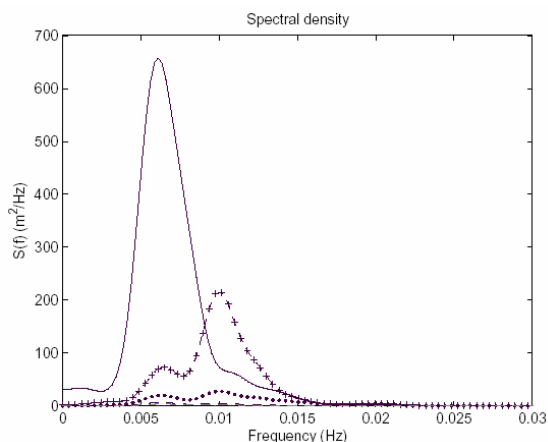
Designación	Caso real	5 tn	10 tn	15 tn	20 tn
Vaivén	9.9	7.0	4.0	1.5	1.1
Deriva	1.2	0.3	0.1	0.2	0.2

Como se puede ver en la Tabla 4, la influencia de incrementar la pretensión es clara, el vaivén se reduce significativamente, de casi 10 m a 1 m en el caso de pretensión de 20 ton, y la deriva se detiene casi por completo. El valor aceptable para movimientos de vaivén y deriva de acuerdo con el PIANC (1995) depende del tipo de barco y el sistema de carga utilizado. Para un carguero como el del estudio estos valores se resumen en la Tabla 5.

**Tabla 5 Movimientos máximos permisibles del barco para cargueros de acuerdo con el PIANC (1995).**

Sistema de carga	Vaivén	Deriva	Alteada	Balance	Cabeceo	Guiñada
Grúa	2 m	1 m	1 m	6 °	2 °	2 °
Elevador/bucket wheel	1 m	0.5 m	1 m	2 °	2 °	2 °
Correa transportadora	5 m	2.5 m	-	-	-	3 °

De acuerdo con las Tablas 4 y 5, los movimientos del barco se mantienen bajo los máximos recomendados aplicando una pretensión de 15 ton en las líneas de amarre. En este caso, un amarre seguro debe ser mantenido sin el riesgo de accidentes de ruptura de líneas.



**Figura 10. Espectro de Energía del vaivén para diferentes pretensiones. Caso 7:00 a 8:00, mediciones ( $\frac{3}{4}$ ), simulaciones con pretensión de 5 ton (+ ××+), 10 ton (---) y 20 ton (×××)**

La energía espectral de los movimientos de vaivén de la Tabla se dibuja en la Figura 10. Obsérvese el cambio en el pico de frecuencia del sistema amarrado del barco para todos los casos, desde 0.006 a 0.011 Hz, que concuerda con la tercera frecuencia natural del puerto. El contenido de energía se reduce significativamente debido dos efectos, el cambio en la frecuencia natural del sistema y la influencia de la ficción de las defensas, que puede ser considerable.

Las fuerzas en las líneas de amarre se analizaron con el fin de revisar si el incremento en la pretensión causa la ruptura de las cuerdas. Una pretensión de 20 ton provoca una tensión máxima de 288 kN en las cuerdas (Tabla 6), lo que está aún muy por debajo de la carga de diseño de 657 kN. Puede concluirse que un incremento de la pretensión conduce a una disminución considerable de los movimientos del

barco contra un pequeño incremento en las cargas máximas en las líneas. La aplicación de pretensión puede incluso reducir las cargas máximas en las líneas, si el período natural del vaivén se desplaza de uno de los períodos resonantes del puerto.

**Tabla 6 Fuerzas máximas en las líneas de amarre para distintas pretensiones (kN)**

Designación	0 tn	5 tn	10 tn	20 tn	30 tn
Línea de proa	230	177	220	288	144
Spring de proa	219	147	146	180	228

## 7. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

Se ha desarrollado un método para simular los movimientos de un barco atracado debido a la acción de las olas de período largo en un puerto. El método se basa en el acoplamiento de tres modelos numéricos. (1) un modelo de flujo no lineal y promediado en la profundidad para el cálculo de la acción del oleaje infragravitacional en el puerto, (2) un modelo basado en la teoría de franjas para calcular las fuerzas del oleaje infragravitacional sobre el barco y (3) un modelo de simulación de movimientos de barcos que considera las propiedades no lineales de las líneas de amarre y las defensas. El cálculo del oleaje infragravitacional en el puerto tiene buena concordancia con las mediciones. El modelo predice correctamente las frecuencias naturales del puerto y los correspondientes factores de amplificación para los modos resonantes altos y bajos. Hay incertidumbre en el cálculo debido a la falta de información respecto a las direcciones del oleaje, el que fue estimado. Para un cálculo más preciso, las direcciones tienen que ser medidas.

Los resultados muestran que las olas ligadas de período largo gatillan los modos resonantes en la banda de las frecuencias infragravitacionales medias (0.002 – 0.01 Hz) y que las olas libres causan amplificación para las frecuencias bajas y altas concuerdan con resultados anteriores (Okihiro & Guza, 1996).

Las simulaciones de los movimientos del barco usando las olas infragravitacionales en la ubicación del barco muestran buena correspondencia con los movimientos de vaivén. Sólo uno de los modos resonantes del puerto se refleja en el espectro de vaivén del barco, el que es cercano a la frecuencia natural del barco atracado. La pretensión parece ser un parámetro importante. Al aumentar la pretensión disminuye el movimiento del barco, pero aumenta la tensión en las líneas de amarre. Además, la frecuencia natural del barco amarrado se incrementa. Así, mediante la variación de la tensión en las líneas de amarre, la frecuencia natural del sistema de amarre se desplaza lejos de las frecuencias de oscilación del puerto. Este puede ser una solución útil para disminuir las oscilaciones de barcos ante solicitaciones de baja frecuencia.

## AGRADECIMIENTOS

Este proyecto fue patrocinado y auspiciado por el Lamminga Fund (Universidad Tecnológica de Delft, Facultad de Ingeniería Civil) y el Centro Holandés de Investigación Costera (NCK). Los Autores están agradecidos del Dr. Hiraishi del PARI, Japón, por la cooperación con datos de terreno de Tomakomai.

## REFERENCIAS

Baquerizo, A., Losada, M. A., Wave height to depth ratio in front of coastal structures, Proceedings of the International Conference on Coastal Structures, 1999.

Bièsel, F. Équations générales au second ordre de la houle irrégulière. *La Houille Blanche*, 7, 371–376. 1952.



Booij, N., Ris, R. C., & Holthuijsen, L. H. A third-generation wave model for coastal regions. part i, model description and validation. *J. Geophys. Res.*, 104 (C4), 7649–7666, 1999.

Bowers, E. C., Harbour Resonance due to set-down beneath wave groups, *J. Fluid Mech.*, 79(1), 71-92, 1977.

Defant, A., *Physical Oceanography*, Vol II, Pergamon Press, Inc., New York, pg. 165, 1961.

Dingemans, M.J.F., Petit, H. A. H., Meijer, Th. J. G. P. and Kostense, J. K., Numerical evaluation of the third-order evolution equations for weakly nonlinear water waves propagating over uneven bottoms, *Computer Modelling in Ocean Engineering* 91, Arcilla et al. (eds), Balkema, Rotterdam, 1991.

Hiraishi, T., Atsumi, Y., Kunita, A., Sekiguchi, S., Kawaguchi, T., Observation of Long Period Wave and ship Motion in Tomakomai-port, *Proceedings of the 7th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Vol III, 546-551, 1997.

Journée, J. M. J. Theoretical manual of SEAWAY. Release 4.19. (Report 1216a). Delft University of Technology. [www.shipmotions.nl](http://www.shipmotions.nl), 2001.

Longuet-Higgins, M. S., and R. W. Stewart, Radiation Stress and mass transport in gravity waves, with application to ‘surf-beats’, *J. Fluid Mechanics*, 13, 481-504, 1962.

Longuet-Higgins, M. S., and R. W. Stewart, Radiation Stress in water waves: a physical discussion, with applications, *Deep Sea Res.*, 11, 529-562, 1964.

Munk, W. H., Surf beats, *Eos Trans. AGU*, 30(6), 849-854, 1949.

Mynett, A. E., Keuning, P. J., & Vis, F. C. The dynamic behaviour of moored vessels inside a harbour configuration. In *Int. Conf. Numerical and Hydraulic Modelling of Ports and Harbours* (pp. 211–220). Birmingham, UK., 1985.

OCIMF. *Mooring Equipment Guidelines* (2nd ed.). Oil Companies International Marine Forum. London, UK: Witherby, 1997.

Okihiro, M., Guza, R. T., Observations of Seiche Forcing and Amplification in Three Small Harbors, *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering* / September / October 1996, 232-238, 1996.

PIANC, *Criteria for movements of Moored Ships in Harbours, a Practical Guide*, Report of Working group n° 24 of the Permanent Technical Committee II, Supplement to Bulletin n° 88, 1995.

Pinkster, J.A., DELFRAC, a Three-Dimensional Diffraction Program, Report 908, Delft University of Technology, Ship hydromechanics Laboratory, Delft, The Netherlands, 1992.

Raichlen, F., Harbor Resonance. In A. T. Ippen, editor, Estuary and Coastline Hydrodynamics, pages 281-340. McGraw-Hill Book Co., 1966.

Reniers, A. J. H.M., Roelvink, J.A. and van Dongeren, A. R., Morphodynamic Response to Wave Group Forcing, Proceedings 27th ICCE. 3218-3228, 2000.

Sasa, K., A study on prediction of ship operation using numerical simulations and observed oceanographic database under swells and long period waves in harbour facing to open seas, PhD thesis, 2002.

Shiraishi, S., Kubo, M., Sakakibara, S. and Sasa, K., A Study on Numerical Simulation Methods to Reproduce Long Period Ship Motions, Proceedings of the 9th International Offshore and Polar Engineering Conference, Vol. III, pp.536-543, 1999.

Tucker, M.J., Surf beats: Sea waves of 1 to 15 minute period, Proc. R. Soc. London, Ser A, 202, 565-573, 1950.

Van der Molen, W., Weiler, O. M., Ligteringen, H., Long-Period Wave Forces on a Moored Ship in a harbour using a strip theory approach, 2nd International Conference on Port & Maritime R&D and Technology, 10th – 12th September 2003.

Van Gelder, P.H.A.J.M., and Vrijling, J.K., On the distribution function of the maximum wave height in front of reflecting structures, Proceedings of the International Conference on Coastal Structures, 1999.

Van Giffen, I. K., Battjes, J. A., Van Dongeren, A. R., & Moes, J. Simulation of long waves in Saldanha Bay. In Long Wave Symposium (pp. 113–122). Tesseloniki, Greece. 2003.

WL | Delft Hydraulics, Delft3D-Flow Simulation of multi-dimensional hydrodynamic flows and transport phenomena, including sediments, WL | Delft Hydraulics, 2003.

Wu, J.-K, and Liu, P. L. –F. Harbour Excitations by incident wave groups, J. Fluid Mech., 217, 595 – 613, 1990.