

# Estudio del mecanismo de absorción/disipación de energía de un sistema dinámico para defensas portuarias flexibles, a través del análisis de identificabilidad

Rolando Ramirez<sup>1</sup>; Mauricio Villagrán<sup>1</sup>; Nelson Maureira<sup>1</sup>; Enrique Muñoz<sup>1</sup>

**RESUMEN:** Este documento presenta la modelación numérica, de un sistema dinámico lineal amortiguado de dos grados de libertad, de una estructura de atraque tipo Duque de alba. El modelo propuesto se deriva producto de entender el funcionamiento de los sistemas (estructura-defensa-buque), identificando de este modo la relevancia que tienen las variables involucradas dentro del proceso de atraque para diferentes posibles fallas en el sistema de defensa. Del estudio se concluye que un análisis de sensibilidad de un modelo numérico de estructuras tipos duques de alba flexibles y/o rígidas, permite caracterizar de mejor manera la interrelación que existe entre las variables involucradas dentro del sistema portuario, resultando ser un estudio relevante al momento de realizar intervenciones futuras a puertos existentes, debido al rápido crecimiento que existe en las naves.

**Palabras clave:** Sistema lineal amortiguado; análisis de identificabilidad; Duque de alba flexible; Duque de alba rígido.

## 1. INTRODUCCIÓN

Uno de los aspectos fundamentales en la construcción de la infraestructura portuaria es la prevención de daños tanto en la estructura-defensa (Muelles, Duques de alba, Estaciones de transferencia a flote) como el casco del buque producto de las maniobras de aproximación y los movimientos del barco al momento del atraque o en estado de amarre.

En la actualidad, los sistemas de defensa se utilizan como dispositivo de protección entre la estructura de atraque y el buque. El uso de ésta evita el impacto directo producido por el buque en la estructura, absorbiendo una gran cantidad de energía transferida en el atraque, disminuyendo tanto la acción sobre la instalación de la defensa, como la presión de contacto del panel en el casco del buque. Es por esto que las defensas desempeñan un papel fundamental en la seguridad durante el proceso de atraque o amarre de buques, además de la durabilidad de las estructuras portuarias (PIANC 2002).

Existen distintas formas de absorber la energía de impacto, las cuales dependen del tipo de estructura o defensa a utilizar. Se pueden encontrar estructuras tipo continuas como muelles, donde la estructura se considera infinitamente rígida y duques de alba flexible que absorben parte de la energía por pequeños desplazamientos de sus pilotes, trabajando en conjunto con la defensa (BSI 1994).

Dependiendo de la forma en que se absorbe la energía, las defensas a utilizar se caracterizan por su forma y tipo de material, se disponen comercialmente tamaños para soportar una cantidad de energía de impacto

Su comportamiento dinámico puede ser descrito mediante curvas tensión-deformación y Energía-Deformación, entregadas por los fabricantes (PIANC 2002).

Con el paso de los años, se han estudiado tanto la influencia de las variables involucradas en la energía de atraque como el comportamiento de la interacción del sistema estructura-defensa, basados en el método de factor parcial de nivel 1 (Gerti Versteeg 2013), en donde se amplifica la energía desarrollada durante el impacto. Este método es utilizado actualmente, para el diseño de las defensas, pero no permite entender la interacción entre estructuras. Se han propuesto investigaciones que estudian la dominancia de las variables involucradas durante el atraque, o bien se han propuesto modelos no lineales para el funcionamiento de la defensa (Antolloni et al., 2016 y Kelly & Konstantinidis 2011), faltando investigación orientada a entender el mecanismo dinámico de funcionamiento acoplado del sistema defensa-estructura.

En la literatura se presentan distintos tipos de metodologías para analizar una estructura portuaria. El método dinámico es utilizado generalmente por los investigadores, el cual consiste en modelar el movimiento de la estructura-defensa durante el proceso de atraque, utilizando las ecuaciones de la dinámica de sólidos tradicional (Naeim & Kelly 1999). Mediante este método, existen diversas soluciones numéricas disponibles que entregan la respuesta dinámica de la defensa en instantes de tiempo [Vasco Costa (1964), Komatsu & Salman (1972), Van Oomerterssen (1976), y Fontijn (1977)]. También es posible incluir las interacciones que existen entre el buque y la estructura de atraque considerando todas las variables posibles (sistema de dos grados de libertad) [Kim (1982), Jiang and Janava (1983), Fontijn (1988), Jorge López (1992)]. Estos métodos consideran un comportamiento simplificado para el sistema de defensa, implementando el algoritmo como un sistema lineal no amortiguado. Una mejor propuesta fue realizada por Vrijer (1983), que incluye una representación dinámica lineal amortiguada del sistema estructura-defensa, modelado por un sistema visco-elástico. La complejidad de

---

Departamento de Ingeniería Civil, Universidad Católica de la Santísima Concepción, Chile. E-mail: [rjramirez@ing.ucsc.cl](mailto:rjramirez@ing.ucsc.cl) ; [mvillagran@ucsc.cl](mailto:mvillagran@ucsc.cl) ; [nmaureira@ucsc.cl](mailto:nmaureira@ucsc.cl) ; [emunozo@ucsc.cl](mailto:emunozo@ucsc.cl)

modelar el comportamiento no lineal de la defensa, mediante elementos finitos, Yildiz (2013), ha llevado a utilizar procedimientos simplificados, debido a que el modelo numérico resultante es extremadamente exigente, en términos de tiempo y costo computacional. Por lo tanto, el modelo no lineal real de la defensa generalmente se ignora en los estudios, siendo recomendable formular un sistema dinámico lineal desacoplado de la defensa, como el propuesto por Kelly & Konstantinidis (2011). Con esta simplificación se pueden capturar la mayor cantidad de variables en la interacción que se produce entre el buque, defensa y estructura, considerando que estos son modelados juntos y tomando en cuenta las propiedades de velocidad, masa, rigidez y amortiguación del sistema combinado, Bogage (2008).

En forma paralela, se han implementado, en los últimos años, metodologías computacionales sofisticadas que utilizan probabilidades aplicadas a modelos de simulación, para entender el comportamiento de las variables que los conforman. Estas describen el fenómeno, lo modelan con ecuaciones matemáticas complejas, predicen el comportamiento y evalúan la importancia de sus variables mediante análisis de sensibilidad. Es por esto que la estadística cumple un rol fundamental debido a que es necesario conocer hasta qué punto el modelo representa bien la realidad, [Vrijling (1997), Isidro (1998)]. Este enfoque es posible aplicarlo en modelos numéricos multivariable de simulaciones de ataque.

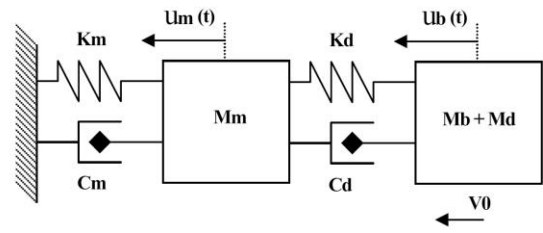
Una herramienta estadística que ha tomado fuerza en el último tiempo corresponde al análisis de identificabilidad general (GIA). Mediante ésta se puede conocer que variables de entrada influyen positivamente y negativamente sobre el comportamiento de las salidas con respecto a una función objetivo en particular, por lo que ayuda a limitar el rango de los parámetros estudiados [Beven y Binley (1992), Wagener y Gupta, (2005)].

Con el objetivo de entender de mejor forma el funcionamiento acoplado de sistemas de defensa portuarias flexibles, se realizará un análisis de identificabilidad a un modelo dinámico lineal amortiguado de 2 grados de libertad, similar al propuesto por Bogage (2008). Las condiciones máximas del modelo estarán limitadas por las deformaciones máximas admisibles para la defensa y las tensiones máximas sobre el casco del buque. Estas variables fueron utilizadas como funciones objetivos del modelo para simular la interacción buque-defensa-estructura ante condiciones de máximos desplazamientos y máxima tensión.

## 2. MODELO FISICO PROPUESTO

El modelo propuesto para la estructura de ataque flexible, será tipo Duque de alba, es descrito mediante la teoría lineal. Este representa un sistema de dos grados de libertad con amortiguación en la estructura y defensa. En el sistema se incluye la masa del buque ( $M_b$ ), velocidad inicial del buque ( $V_0$ ), masa de la estructura ( $M_m$ ), rigidez ( $K_m$ ) y el

amortiguamiento de la estructura ( $C_m$ ), al igual que masa de la defensa ( $M_d$ ), rigidez ( $K_d$ ) y el amortiguamiento de la defensa ( $C_d$ ). Estos quedan representados en la siguiente figura 1.



**Fig.1** Modelo Duque de alba de 2 grados de libertad con amortiguamiento.

Los parámetros  $u_m(t)$  y  $u_b(t)$  representan los desplazamientos en instantes de tiempo de la estructura y de la defensa.

Las ecuaciones de equilibrio dinámico que representan éste modelo quedan definidas de la siguiente manera:

$$Mm(\ddot{u}_m) + C_m(\dot{u}_m) + C_d(\dot{u}_m - \dot{u}_b) + K_m(u_m) + K_d(u_m - u_b) = 0 \quad (1)$$

$$(M_b + M_d)(\ddot{u}_b) + C_d(\dot{u}_b - \dot{u}_m) + K_d(u_b - u_m) = 0 \quad (2)$$

Es posible además expresar las ecuaciones de equilibrio en forma matricial en función de las masas quedando de la siguiente manera:

$$\begin{bmatrix} \dot{u}_m \\ \dot{u}_b \\ \ddot{u}_m \\ \ddot{u}_b \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{-(K_m+K_d)}{M_m} & \frac{K_d}{M_m} & \frac{-(C_m+C_d)}{M_m} & \frac{C_d}{M_m} \\ \frac{K_d}{(M_b+M_d)} & \frac{-K_d}{(M_b+M_d)} & \frac{C_d}{(M_b+M_d)} & \frac{-C_d}{(M_b+M_d)} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} u_m \\ u_b \\ \dot{u}_m \\ \dot{u}_b \end{bmatrix} \quad (3)$$

Existen diversos métodos de aproximación numérica para dar solución a sistemas matriciales complejos como el indicado en la ecuación (3). Estos métodos se diferencian según el grado de exactitud en la aproximación de la respuesta para diferentes intervalos de tiempo. Los más utilizados corresponden a los métodos de Newmark y Runge-Kutta [Newmark (1959), McGraw-Hill (1959)].

## 3. SOLUCIÓN ECUACIÓN DINAMICA RUNGE-KUTTA

Mediante el método numérico Runge-Kutta orden 4, se puede obtener la solución al sistema matricial indicado en la ecuación (3). Para su implementación, en primer lugar se deben definir las condiciones de valor inicial, que para el caso en estudio corresponden a:

$$u_m(t=0) = 0 \quad , \quad \frac{\partial u_m}{\partial t}(t=0) = 0 \quad (4)$$

$$u_b(t=0) = 0 \quad , \quad \frac{\partial u_b}{\partial t}(t=0) = V_0 > 0 \quad (5)$$

Con el análisis numérico se busca la aproximación a la respuesta en intervalos de tiempo ( $\Delta t$ ) variables, que se determinan minimizando el diferencial de la pendiente de la solución en torno a un tiempo dado. Se denomina Runge-Kutta orden 4, debido a que el error por paso es de 4to orden, por lo

tanto la convergencia del método también es de ese mismo orden (mayor exactitud). Komatsu and Abdel (1972). Para este estudio, se encontró la solución a la ecuación mediante el software MATLAB con la extensión RUNGE-KUTTA ODE45, ingresando inicialmente las condiciones de valor inicial (4), (5). Los intervalos de tiempo se definieron solo hasta que la velocidad del buque es nula en su primer ciclo de ataque, en éste tiempo el desplazamiento de la defensa (ud) es máximo, pero no implica una máxima fuerza de reacción de la defensa contra el casco del buque, esto se debe a la forma en que la defensa absorbe la energía de ataque mediante su amortiguación ( $C_d$ ), por lo que la máxima reacción puede ocurrir en instantes de tiempo antes que se produzca la máxima deformación. La respuesta del modelo entrega los parámetros de aceleración y velocidad de la estructura al igual que en la defensa, con esto es posible determinar la tensión ejercida en el casco del buque. Esta tensión ( $\sigma_d$ ) queda descrita en las siguientes expresiones:

$$F_m = K_m \cdot u_m + C_m \dot{u}_m \quad (6)$$

$$F_b = K_d \cdot u_b + C_d \dot{u}_b \quad (7)$$

$$\sigma_d = (F_b - F_m)/A_p \quad (8)$$

Donde, ( $F_m$ ) es la fuerza de reacción del muelle, ( $F_b$ ) es la fuerza del buque y ( $F_d$ ) es la fuerza de reacción de la defensa, considerando un área de panel ( $A_p$ ), se puede determinar la tensión ejercida por la defensa en el casco del buque.

#### 4. DESCRIPCIÓN DE LOS PARÁMETROS DEL MODELO

El modelo a implementar debe considerar un rango de operación para la rigidez de la estructura-defensa. Basándose en las normas ROM 20-11(1990), se definen 2 tipos de estructuras de ataque tipo Duque de Alba (*Breasting Dolphin*), cuyas rigideces estarían en los extremos de cada rango. Una de ellas será tipo Mono-pilote o “estructura flexible” y la otra considera 6 pilotes o “estructura rígida”.

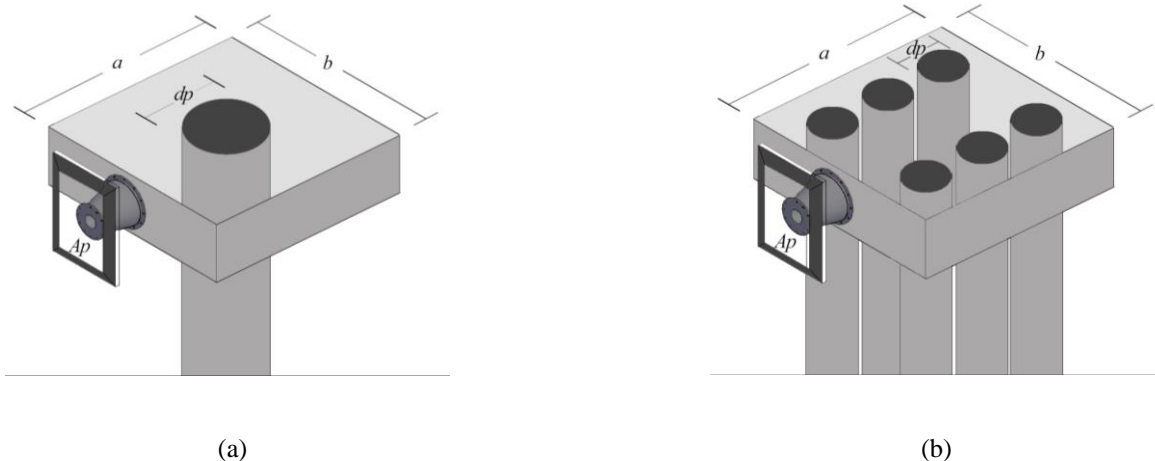


Fig.2. (a) Ejemplo Duque de alba tipo flexible (mono-pilote); (b) Ejemplo de Duque de alba tipo rígido de 6 pilotes.

Se elaboró un rango de propiedades de éste tipo de estructuras considerando:., largo del pilote de hormigón armado ( $L$ ), longitud de empotramiento ( $L_p$ ) y diámetro del pilote ( $dp$ ), estos conectan a un cabecero de hormigón armado de largo (a) 10 m y ancho (b) 10 m, siguiendo las dimensiones propuestas por Vrijer (1983) (Figura N°2a).

Para el caso de la estructura rígida, se consideró que los pilotes se conectan de forma homogénea al cabecero de hormigón armado de 100 m<sup>2</sup>, (Figura N°2b). Implementando un modelo estructural en SAP2000 (referencia) para cada una de las alternativas, se determinó la rigidez media de la estructura en cada caso ( $K_m$ ).

Otro parámetro dentro de la estructura de ataque es el amortiguamiento de esta, su función es disipar la energía del sistema por diversos mecanismos y con frecuencia. Más de un mecanismo puede estar presente al mismo tiempo dentro de una estructura, por lo que es difícil identificar todos estos al momento de disipar la energía de vibración en las estructuras reales. Es por esto que a diferencia de la rigidez de la estructura, el coeficiente de amortiguamiento no puede calcularse a partir de las dimensiones y los tamaños de los elementos estructurales de ésta, (Chopra 2014). A partir de esto se propone el cálculo de amortiguamiento de la estructura ( $C_m$ ) utilizando la siguiente expresión:

$$C_m = d_m \cdot 2 \cdot \sqrt{K_m \cdot M_m} \quad (9)$$

Éste varía dependiendo de la rigidez ( $K_m$ ), la masa del duque de alba ( $M_m$ ) y la razón de amortiguación ( $d_m$ ). Se define una razón de amortiguación para este tipo de estructuras entre 10 % y 20 %, Vrijer (1983).

Al considerar un comportamiento lineal amortiguado de la defensa, los parámetros de ésta se pueden describir mediante un modelo lineal desacoplado (Kelly & Konstantinidis 2011). En éste modelo la rigidez horizontal ( $K_h$ ) y vertical ( $K_v$ ), quedan definidas con las siguientes expresiones:

$$Kh = \frac{Ec \cdot A}{Tr} \quad (10)$$

$$Kv = \frac{G \cdot A}{Tr} \quad (11)$$

Donde A (Área de la sección de neopreno que trabaja al corte), Tr (altura efectiva de neopreno), G (módulo de corte), y Ec (módulo de compresibilidad),

Considerando que la compresión del neopreno se produce axialmente, para efectos de simplificación dentro de este estudio se utiliza Kh como la rigidez principal de la defensa. Utilizando un modelo compresible, el módulo de compresibilidad (Ec) en secciones tipo circulares se puede obtener con la siguiente expresión:

$$E_c = 6GS \left(1 - \frac{8GS}{K}\right) \quad (12)$$

El factor de forma (S), para secciones circulares se puede determinar con la siguiente expresión:

$$S = \frac{r}{2Tr} \quad (13)$$

El módulo de corte (G) y el módulo volumétrico (K) corresponden a propiedades del material, (Kelly & Konstantinidis 2011),

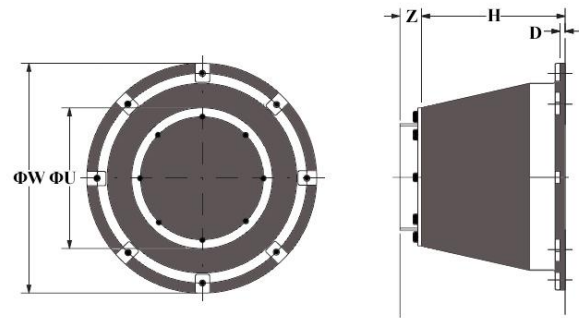
Para determinar el parámetro (K), se han realizado estudios en donde existe una diferencia en los resultados experimentales, por lo que es una variable difícil de estimar. [Lindley (1978), Fuller (1988)]. En manuales, se encuentran valores del módulo de variación volumétrica para distintos grados de dureza de la goma.

Al igual que en la estructura, otro parámetro a estudiar en la defensa es el coeficiente de amortiguación de ésta. Como ya se sabe, este parámetro depende de la razón de amortiguación (d), la cual se obtiene a partir de ensayos experimentales del material. Existen investigaciones que analizaron experimentalmente probetas de neopreno para distintos niveles de deformación (Sarrazin, et al., 2002). Los resultados revelan que el grado de amortiguación puede variar entre 8% - 14% para bajos amortiguamientos y 20 % - 40 % para amortiguamientos altos.

Para estimar valores reales en esta investigación, se compararon distintos tipos de defensas, materiales y dimensiones, teniendo en consideración la capacidad de deformación producto de la reacción y la absorción de energía en el ataque. La respuesta de defensas tipo “super-cono”, muestran una deflexión alrededor del 35% superior en comparación con otros tipos de defensas disponibles en el mercado (super-cell, V-Shaped fender, etc.), (Antolloni et al. 2016). Las dimensiones y propiedades de este tipo de defensas, se extraen de catálogos, (FENTEX 2008), y se muestran en la Tabla 1.

**Tabla 1.** Dimensiones Defensas Súper-Cono

Defensa	L (mm)	ΦW (mm)	ΦU (mm)	Peso (kg)
SCN 1000	1000	1600	1030	1120
SCN 1050	1050	1680	1080	1360
SCN 1100	1100	1760	1175	1545
SCN 1200	1200	1920	1275	1970
SCN 1300	1300	2080	1370	2455
SCN 1400	1400	2240	1570	3105
SCN 1600	1600	2560	1765	4645
SCN 1800	1800	2880	1955	6618



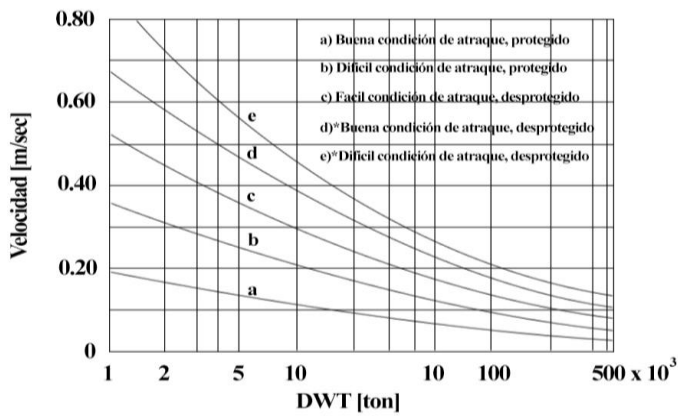
Fuente: Elaboración propia a partir de catálogo *Marine Fendering Systems FENTEX*.

Para caracterizar el impacto del buque sobre la defensa, se debe cuantificar la energía cinética del buque durante el ataque, la cual está determinada por, la velocidad de aproximación al cuadrado, y por la masa de la nave. De lo anterior se deduce que el nivel de energía aumentará considerablemente si la velocidad de ataque es ligeramente aumentada, (Komatsu and Abdel 1972).

En la selección de la velocidad para el modelo, se consideraron los siguientes factores:

- Condiciones de ataque
- Tamaño del buque

Para estimar el rango de velocidades que se utilizarán en el modelo, se dispuso de curvas de velocidad (ver figura 3) que están en función de la masa del buque según lo propuesto por, Theodre Lee (1968), y que luego fue actualizada por, Brolsma (1977), considerando las condiciones excepcionales de navegación.



**Fig.3** Diseño de velocidad de ataque en función de las condiciones de navegación y tamaño del buque.

Para la mayoría de los autores se considera poco confiable determinar la velocidad gráficamente, por lo que se propone obtener este parámetro mediante tablas, dando mayor exactitud a la elección de la velocidad de ataque, Vasco Costa (1964).

En la siguiente tabla 2, se presenta un breve resumen de los parámetros del modelo, y sobre que variable tiene influencia. Estos parámetros fueron obtenidos de los procedimientos descritos anteriormente y fueron utilizados para el estudio de sensibilidad y/o identificabilidad de las variables.

Rangos utilizados para modelo de Estructura de ataque tipo Duque de Alba.

Parámetros	Influencia sobre	Rango
<i>Parámetros de Estructura de ataque</i>		
Km (tonf/m)	Mm	13424-80538
dm	Cm	0.12-0.2
L (m)	Kd	1-1.8
dd	Cd	0.12-0.2
<i>Parámetros del Buque</i>		
Mb (ton)	E	80000-250000
V0 (m/s)	E	0.039-0.086

Nota: Mm: masa del muelle; Cm: amortiguación estructura; Kd: rigidez de la defensa; Cd: amortiguación defensa; E: Energía de ataque; L: largo de la defensa.

## 5. VALIDACIÓN DEL MODELO

Debido a las simplificaciones utilizadas en el modelo propuesto, como la consideración de un sistema lineal amortiguado para la defensa, además de no considerar una amplificación anormal en los valores de la energía de ataque, es necesario realizar una validación, para asegurar que el comportamiento del modelo corresponde al de un sistema dinámico de defensa portuaria. Una de las formas de verificar si el modelo es representativo o se asemeja bastante al comportamiento real de una estructura de ataque, es estudiando la fuerza de reacción producida por la defensa sobre casco del buque y la energía absorbida, en función de las deformaciones,

Vrijling (1997). Considerando que la mayoría de los autores utiliza modelos lineales no amortiguados, es posible comparar los resultados de estos con los propuestos en el presente estudio. Vasco Costa (1964) y Komatsu & Salman (1972), proponen el modelamiento de defensas lineales no amortiguadas en estructuras de ataque tipo Duques de alba. Los parámetros utilizados en sus modelos, quedan estipulados en la siguiente tabla 3:

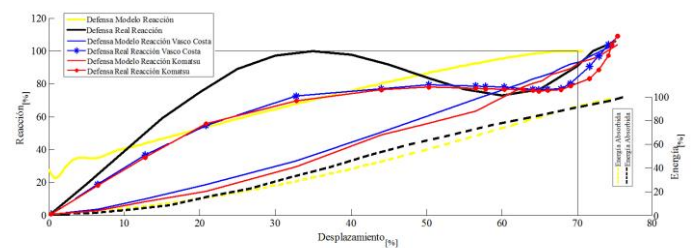
**Tabla 3.** Parámetros utilizados en los modelos de Vasco Costa (1964) y Komatsu & Salman (1972).

	Mb (ton)	V0 (m/s)	Kd (tonf/cm)	a (m)	b (m)	Lp (m)	dp (m)
Vasco Costa	50000	0.13	25	8	8	29	1.6
Komatsu & Salman	40000	0.15	15	8	8	29	1.6

Nota: Mb: masa del buque; V0: velocidad de impacto; Kd: rigidez de la defensa (considerando dos defensas); a: ancho del cabecero; b: largo del cabecero; Lp: largo del pilote (considerando longitud de empotramiento); dp: diámetro del pilote

Estos autores, adicionalmente utilizaron los factores de seguridad de condición anormal al momento del ataque.

La Figura 4 muestra mediante gráficas fuerza de reacción unitaria vs deformación unitaria de la defensa, los resultados para el modelo de Vasco Costa (1964), Komatsu & Salman (1972) y el propuesto en este estudio, en comparación con sus respectivos tipos de defensas. Para obtener los valores porcentuales para las abscisas y las ordenadas (Fuerza de reacción y desplazamiento máximo) al igual que la energía de absorción, las respuestas se normalizaron en función de los valores máximo obtenidos con un 70% de la deformación de la defensa.



**Fig.4** Gráficas fuerza de reacción vs deformación de la defensa, modelos Vasco Costa, Komatsu & Salman y el propuesto para sus respectivas defensas.

Se observa que las gráficas de los modelos propuestos por los autores, se alejan del comportamiento real de sus defensas en los primeros desplazamientos, comenzando a converger a medida que va aumentando la fuerza de reacción de éstas. Se logran sus máximas reacciones al 75% de deformación de sus elastómeros.

Al utilizar en este estudio, un sistema lineal amortiguado de la defensa ( $dd = 0.2$ ), se puede destacar que la curva del modelo propuesto, no comienza desde el valor inicial 0. Ésto se debe a

que en este modelo, se consideró un sistema de masas combinadas (Mb+Md), a diferencia de otros autores, que utilizan la masa del barco como una fuerza externa al sistema. Es por esto que la condición de valor inicial (5), también se aplica a los parámetros de la defensa, adquiriendo una velocidad inicial al momento del impacto. Al multiplicar el coeficiente de amortiguación de la defensa (Cd), por la velocidad de condición inicial, el modelo entrega una respuesta de fuerza de reacción en el tiempo 0, comenzando a disminuir a medida que el parametro de rigidez toma valor producto de los desplazamientos de la defensa. Luego cuando el buque empieza a reducir su velocidad, la fuerza de reacción tiende a una recta, hasta alcanzar la máxima deformación de la defensa al 70%.

Se puede observar además, que la gráfica del modelo propuesto no difiere en gran forma a las del comportamiento real de la defensa tipo Super-Cono que se pueden conseguir con cualquier fabricante de defensas. Esto se debe a que se consideró un sistema lineal amortiguado, apesar de los pequeños errores producidos en la convergencia, de la solución numérica (3), McGraw-Hill (1959).

También es posible observar el comportamiento de la absorción de energía del modelo, en comparación con el sistema real de la defensa, logrando un excelente nivel de convergencia, con un mínimo de error hasta alcanzar un 100 % de la energía absorbida durante el ataque.

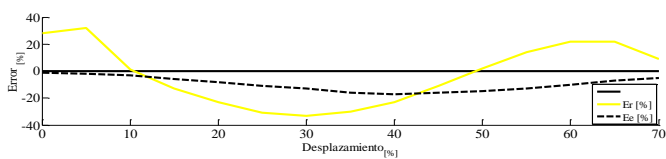
Para evaluar los errores de la respuesta del modelo en términos de reacción (Er) y energía absorbida (Ee), con respecto al comportamiento real, se utilizaron las siguientes expresiones propuestas por Antolloni et al. (2106)

$$E_r = \frac{P_m - P_r}{R} \quad (14)$$

$$E_e = \frac{E_m - E_r}{E_{max}} \quad (15)$$

Donde los subíndices m y r se usan para definir la fuerza de reacción p y la energía E del modelo propuesto y la defensa real en estudio respectivamente. Los parametros Emax y R corresponden a los valores maximos de reacción y energía del modelo propuesto .

La Figura 5, muestra los errores de fuerza de reacción de la defensa y energía de absorción del modelo, en comparación al comportamiento real de las curvas proporcionadas por los fabricantes de las defensas Super-Cono.



**Fig.5** Errores fuerza de reacción y energía absorbida del modelo propuesto.

Se puede observar que los errores relacionados con la energía de absorción son bajos (menores al 15%), este error se mantiene por debajo de la curva del fabricante hasta alcanzar el 100% de la absorción de energía de la defensa. Por el contrario, el error de la fuerza de reacción es más significativo (dentro del rango de ±34%), este error se produce, al considerar un sistema lineal amortiguado, teniendo un mayor error al inicio de la curva, con respecto a la curva de la defensa tipo Super-Cono.

## 6. ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD PARA EL MODELO NUMÉRICO

### 6.1 ANÁLISIS DETERMINÍSTICO

Dado el objetivo del estudio, se propone identificar el comportamiento de las variables involucradas en una estructura de ataque tipo duque de alba, a través de una aproximación determinística. Este método permite analizar la interdependencia de un máximo de cuatro parámetros en forma simultánea, limitando las posibilidades de análisis y aumentando sustancialmente el número de gráficas necesarias para abarcar todas las posibles combinaciones de variables

Mediante gráficas se seleccionan los parámetros, utilizando los valores máximos y mínimos definidos en la tabla 2. Al graficar éstos, en función de la máxima fuerza de reacción producida en el casco del buque y el máximo desplazamiento de la defensa (F.O), se podrán interpretar la sensibilidad del conjunto de parámetros con respecto a la variable de control, observando las pendientes que se forman en la gráfica. Mientras que mayor sea la pendiente de la gráfica observada, más significativo será el parámetro seleccionado

Considerando las limitaciones del método expuesto, ya que solo se analizan los valores máximos y mínimos, además de no considerar todas las posibles combinaciones del rango de las variables dentro del modelo, se justifica la implementación de herramientas estadísticas para realizar un análisis de identificabilidad mediante simulaciones Monte Carlo.

### 6.2 ANÁLISIS DE IDENTIFICABILIDAD

La sensibilización de las variables dentro de un modelo numérico se puede lograr a través de un análisis de identificabilidad, para el cual existen varios métodos entre los que se destacan: Análisis de sensibilidad regional (RSA), (Hornberger & Spear 1981), que es la base para el Análisis de identificabilidad general (GIA) y el Análisis de identificabilidad dinámica (DYNIA), (Wagener, 2003). En este estudio fue seleccionado el GIA, debido a que es necesario determinar el comportamiento de las variables durante el proceso de ataque, independiente del tiempo de duración de éste

Con el fin de determinar la sensibilidad y la identificabilidad del modelo, el Monte Carlo Análisis Toolbox (MCAT), (Wagener 2001, Wagener y Kollat (2007) es utilizado además en este estudio. MCAT trabaja ejecutando simulaciones repetitivas con un conjunto de variables, seleccionando éstas dentro de un rango conceptualmente y/o físicamente válido, definido por el usuario. Los resultados de las simulaciones están

restringidos por funciones objetivo que limitan el rango de validez de los resultados.

De cada corrida del Montecarlo, se selecciona los valores de las variables utilizadas, y de las funciones objetivo asociados a cada simulación, para evaluar el comportamiento del modelo. Adicionalmente, MCAT contiene un conjunto de algoritmos diseñados en MATLAB para visualizar gráficamente de mejor forma los resultados. Las herramientas de MCAT utilizadas para este modelo se detallan a continuación:

a) *Dispersión de los parámetros para funciones objetivo*

La gráfica de dispersión representa el espacio de proyección de cada parámetro en una dimensión. Cada punto representa el valor objetivo o variable asociada a un solo conjunto de parámetros. Si la superficie de proyección posee claramente un mínimo, el parámetro puede ser considerado como identificable, mientras que un parámetro no identificable debe mostrar una distribución uniforme y una mayor dispersión de los puntos, respectivamente. Por lo tanto, esta función no solo permite limitar el alcance de una variable según su identificabilidad, sino que también permite cuantificar la sensibilidad de una variable sobre el resultado de la función objetivo propuesta. Así en el eje de las abscisas se evidencia el rango del parámetro mientras que en las ordenadas se muestra el valor que adopta la función objetivo escogida para el análisis.

b) *Análisis de Sensibilidad Regional (RSA)*

Este método evalúa la sensibilidad del modelo en relación a los parámetros del mismo, midiendo esta sensibilidad mediante el efecto de los parámetros en el comportamiento general del modelo. Mediante curvas de distribución acumulada (cdf) se seleccionan 10 grupos que van desde el 10% de las mejores simulaciones al 10% de las peores simulaciones en relación a alguna función objetivo utilizada para el análisis. Para sensibilizar la respuesta del modelo se, elige un parámetro determinado y una función objetivo. Se observan las pendientes de la curva de distribución, al cual considerando una pendiente alta nos dice que el parámetro analizado es sensible en la respuesta del modelo en esa zona. Por el contrario, si este entrega una pendiente baja o nula en el cdf, indica que el parámetro no es sensible o que no tiene un efecto significativo en la salida del modelo, Wagoner (2001).

c) *Análisis de Identificabilidad General (GIA)*

GIA es una visión general de la identificabilidad de los parámetros del modelo. Consiste en una curva de distribución acumulada (cdf) y el histograma del 10% de las mejores simulaciones en términos de la función objetivo que se esté analizando. Las pendientes bajas o nulas representan baja identificabilidad, es decir los valores están ampliamente distribuidos en todo el rango posible, en cambio pendientes altas indican una alta identificabilidad. Así el análisis permite conocer los rangos de respuesta del

modelo e identificar el parámetro o conjunto de parámetros que sean más representativos para el modelo en estudio.

Para el presente estudio, se utilizaron dos funciones objetivos, estas se seleccionaron producto de las posibles fallas que se pueden provocar durante el proceso de atraque.

Una de las funciones objetivos utilizadas para el análisis, es la Máxima tensión producida en el casco del buque, producto de la fuerza de reacción de la defensa. Esta función objetivo dependerá del tamaño del panel y la fuerza de reacción de la defensa, en la mayoría de los casos se propone una máxima resistencia a esta tensión por el casco del buque de 40 tonf/m<sup>2</sup> (PIANC 2002).

Otra de las funciones objetivos a utilizar es el Máximo desplazamiento de la defensa, ésta dependerá del largo del elastómero y de los parámetros de deformación. Se propone una deformación máxima de la defensa del 70% de ésta (*Marine Fendering Systems FENTEX*).

## 7. DISEÑO EXPERIMENTAL ANALISIS IDENTIFICABILIDAD

La cantidad de iteraciones dentro del modelo sirve para restringir el rango de validez de los parámetros que primero muestran identificabilidad, para luego encontrar la identificabilidad en los parámetros restantes. Una vez identificadas las variables relevantes, se procede a reducir el rango para el cual dichos parámetros muestran mayor identificabilidad. Dado lo anterior, la metodología asociada con el análisis de sensibilidad e identificabilidad fue la siguiente para este modelo:

a) *Estimación del número adecuado de simulaciones*

Debido a que el método de Monte Carlo se basa en ensayos aleatorios de los parámetros. Normalmente requiere un gran número de simulaciones para cubrir un amplio espectro de posibles simulaciones. Para el presente estudio se realizó sólo 5000 simulaciones de los parámetros seleccionados.

b) *Identificabilidad de los parámetros del modelo*

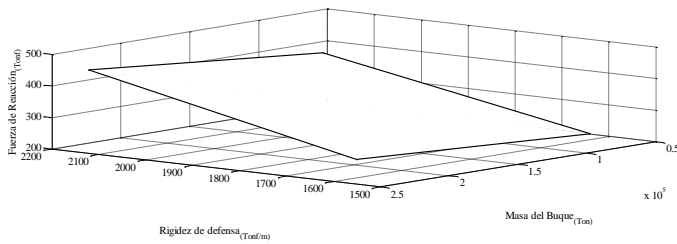
Producto de las interacciones de los parámetros, se lograron distintas simulaciones de Monte Carlo, en las que los rangos de los parámetros fueron restringidos, realizando iteraciones de acuerdo con la identificabilidad observada en los gráficos GIA. Inicialmente se utilizó la función dispersión de parámetros para funciones objetivos (Dooty Plots), en donde se buscó un parámetro que mostrara una mayor influencia en el comportamiento del modelo en relación al resto. Si se obtiene algún parámetro que cumpla con los requisitos anteriores, se restringe el intervalo de cálculo de dicho parámetro para intentar sensibilizar aún más su influencia y la de los demás parámetros respectivamente. Por el contrario si el parámetro no muestra influencia en el resultado para el intervalo en estudio, (baja identificabilidad), se descarta ese intervalo de valores como relevantes en la respuesta del

modelo. El criterio que se utiliza para discriminar si una variable es identificable o no es la pendiente de la curva de la cdf, ya que a mayor pendiente, mayor es la identificabilidad de la variable en el rango analizado.

### 8. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

La figura 6 muestra los resultados del análisis determinístico de los parámetros rigidez de la defensa ( $K_d$ ) vs Masa del buque ( $M_b$ ), en función de la tensión máxima producida en el casco del buque.

Para poder realizar un análisis de sensibilidad a estos parámetros, se debe hacer una comparación de las pendientes de cada uno respectivamente. De la figura se observa claramente que la masa presenta una menor sensibilidad que la rigidez, ya que la pendiente es mucho mayor para este último parámetro, sin embargo se aprecia que la masa tiende a ganar importancia para estructuras más rígidas, es decir, mientras más rígida es la defensa, el tamaño (masa) del buque se vuelve más relevante. Lo anterior es válido si se quiere evaluar la seguridad de las embarcaciones que atracan, ya que el análisis se realizó para tensiones máximas.

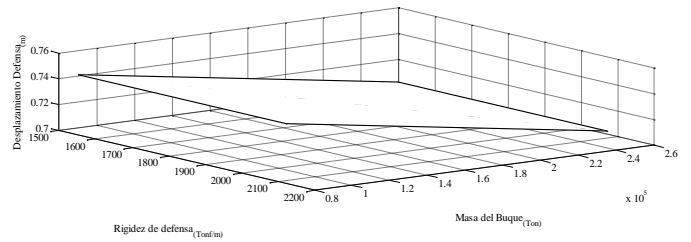


**Fig.6** Análisis determinístico de los parámetros rigidez de la defensa vs Masa del buque en función de la fuerza de reacción.

La figura 7 muestra el análisis determinístico de los parámetros rigidez de la defensa ( $K_d$ ) vs Masa del buque ( $M_b$ ), en función del máximo desplazamiento de la defensa.

Al utilizar los límites extremos máximos y mínimos de los parámetros, se observa que el desplazamiento de la defensa es máximo y aumenta linealmente. A diferencia de la figura 6, en este caso se aprecia claramente que la rigidez de la defensa no es un parámetro relevante desde el punto de la deformación máxima en comparación con la masa del buque, es decir, para alcanzar el máximo desempeño de la defensa desde el punto de

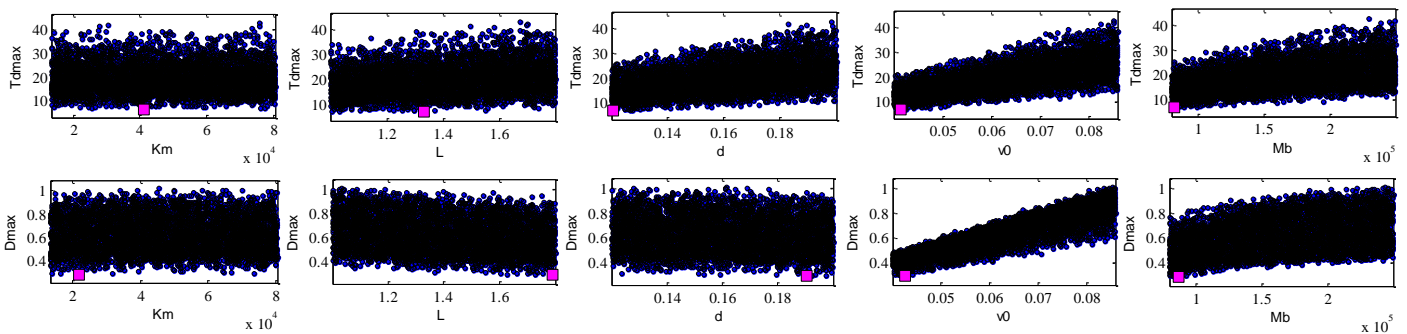
vista de la deformación, la rigidez de esta no parece ser tan importante en comparación con el tamaño del buque que controla la deformación.



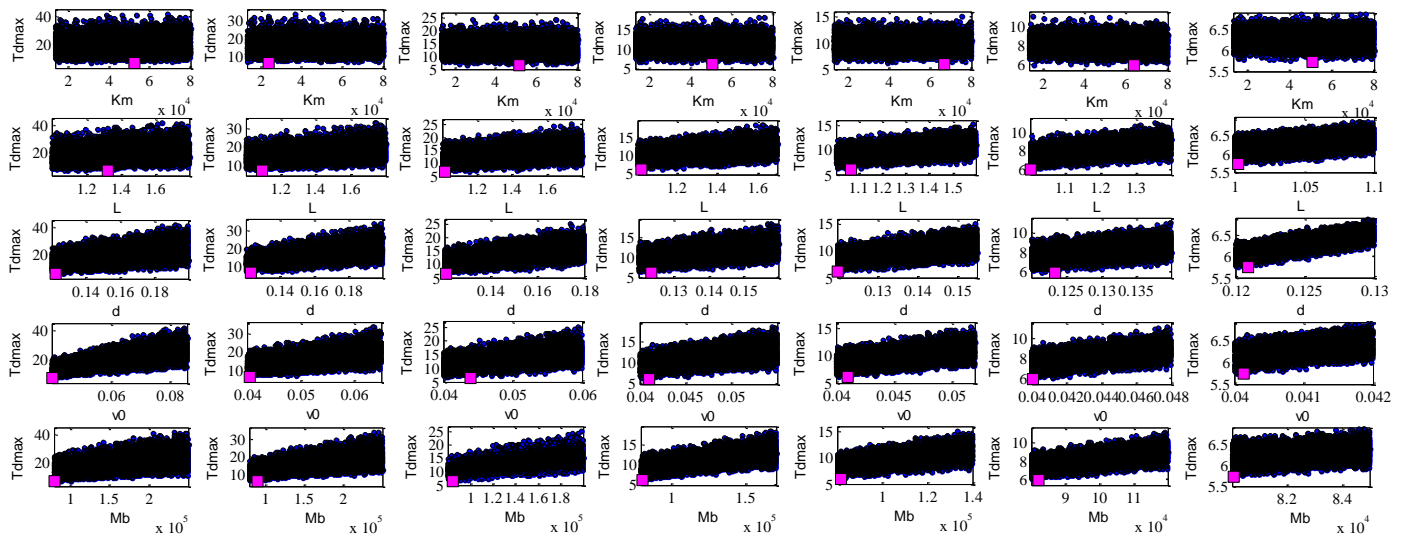
**Fig.7** Análisis determinístico de los parámetros rigidez de la defensa vs Masa del buque en función del desplazamiento de la defensa.

De los análisis anteriores se observa que es factible la comparación relativa entre parámetros del modelo, sin embargo, se requerirían una gran cantidad de gráficos para poder interrelacionar todas las variables y poder hacer una comparación eficiente. Esta limitación del análisis determinístico fundamenta la opción de realizar un análisis de identificabilidad para detectar la interdependencia entre las variables del modelo estructura-defensa

En relación a los resultados obtenidos mediante el análisis de identificabilidad, la figura 8 muestra la dispersión de los parámetros utilizados inicialmente para las funciones objetivos definidas (tensión máxima y deformación máxima). Al utilizar la primera función objetivo, los parámetros asociados a la estructura y el largo de la defensa ( $K_m$  y  $L$ ), no mostraron identificabilidad. Posiblemente estos parámetros influyen mayormente en los desplazamientos de la estructura flexible o defensa, pero no en la fuerza de reacción producida en la acción de ataque. Los demás parámetros como el grado de amortiguación de la defensa y la estructura ( $d$  y  $dm$ ) al igual que los del buque como la masa del barco y la velocidad de éste ( $M_b$  y  $V_0$ ), tienen una alta identificabilidad dentro del modelo. Esto se debe a que forman parte de la cantidad de movimiento (energía de ataque), destacando fuertemente la identificabilidad de la masa del buque.



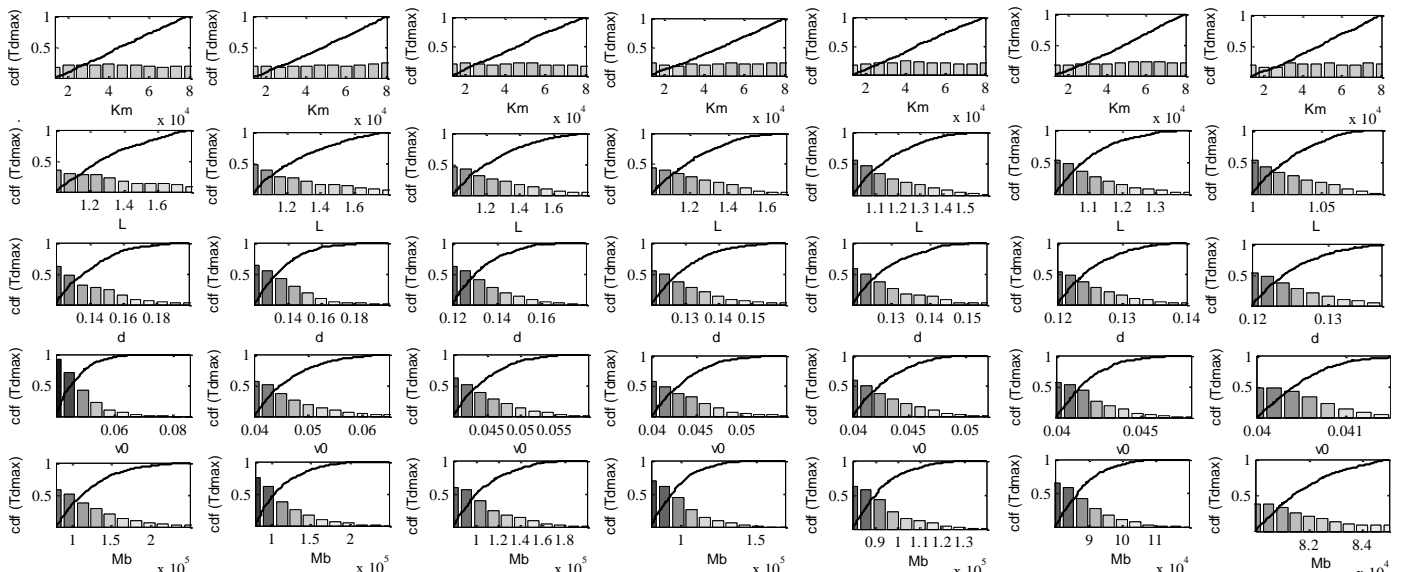
**Fig.8** Diagrama de dispersión de los parámetros para cada función objetivo, de la primera simulación Monte Carlo.



**Fig.9** Diagrama de dispersión de los parámetros que mostraron identificabilidad (filas), para la función objetivo Máxima tensión en el casco del buque, considerando las siete simulaciones Monte Carlo, realizadas (de izquierda a derecha, columnas i1-i7).

Al utilizar la segunda función objetivo (Maximo desplazamiento de la defensa), los parámetros de rigidez de la estructura (Km) y el grado de amortiguacion de la defensa y la estructura (dd y dm), no mostraron identificabilidad, esto se debe a que los desplazamientos de la estructura son pequeños producto de su alta rigidez, ademas el grado de amortiguamiento no tiene una alta influencia en el desplazamiento de la defensa como lo es la rigidez de ésta. Al igual que la función objetivo descrita anteriormente los parámetros que mostraron mayor identificabilidad dentro del modelo inicialmente, fueron la masa del barco la masa del barco y velocidad de de ataque (Mb y V0), además del largo de la defensa (L) con baja identificabilidad que influye directamente en la rigidez de ésta.

Si bien es completamente lógico y esperable que el modelo presentara una alta identificabilidad para variables como la velocidad de ataque o la masa del buque, no estaba tan claro como influiría el resto de los parámetros. De los resultados de la figura 8 se aprecia que el grado de amortiguación de la defensa tiene mayor relevancia que las rigideces de la defensa y de la estructura. Incluso esta última casi no muestra identificabilidad. Sin embargo, es mucho mayor la identificabilidad del amortiguamiento cuando se está hablando de la seguridad de la nave (tensión máxima). También es interesante observar que la rigidez de la defensa demuestra un grado menor de identificabilidad pudiendo mostrar sensibilidad mediante el análisis GIA, pero que claramente tiene comportamientos inversos (pendientes negativas y positivas para ambos casos). Lo anterior indica que a mayor rigidez de la



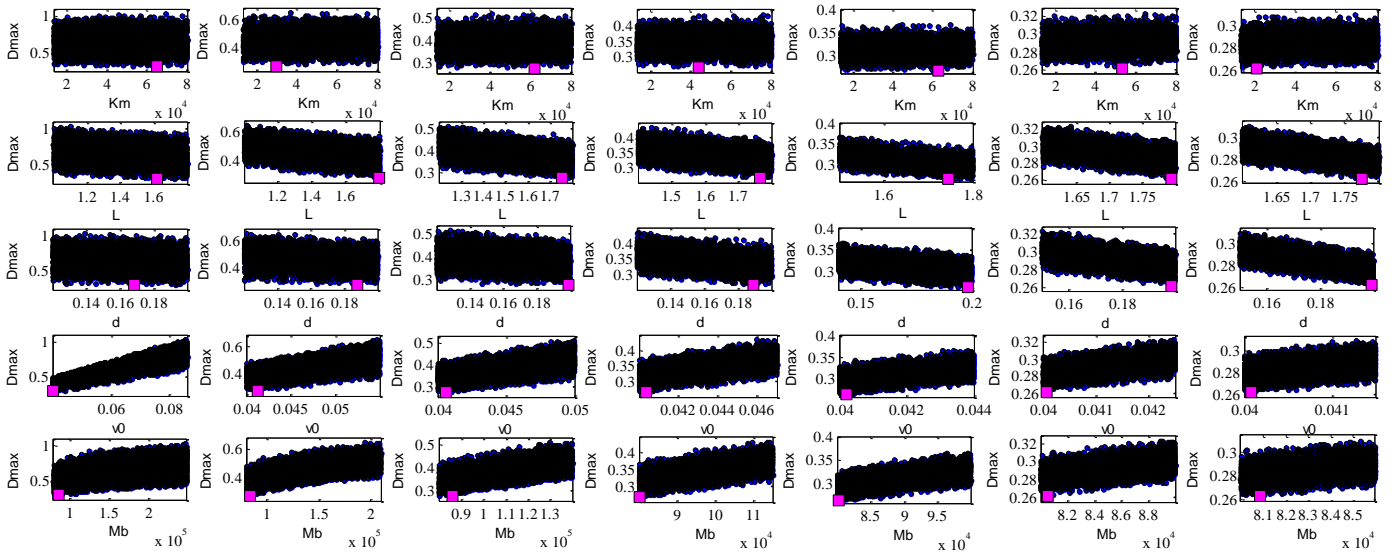
**Fig.10** Gráficos de los parámetros que mostraron identificabilidad (filas), para la función objetivo Máxima tensión en el casco del buque, considerando las siete simulaciones Monte Carlo, realizadas (de izquierda a derecha, columnas i1-i7).

defensa se puede esperar una mayor tensión máxima, pero una menor deformación máxima. Esto es lógico, pero es un claro indicador de que en el diseño de las defensas se debe procurar la menor rigidez de la defensa posible ya que disminuirá los valores máximos de las tensiones sobre el casco de las naves y a su vez aumentará las deformaciones máximas permitiendo una mayor absorción de energía por parte del sistema.

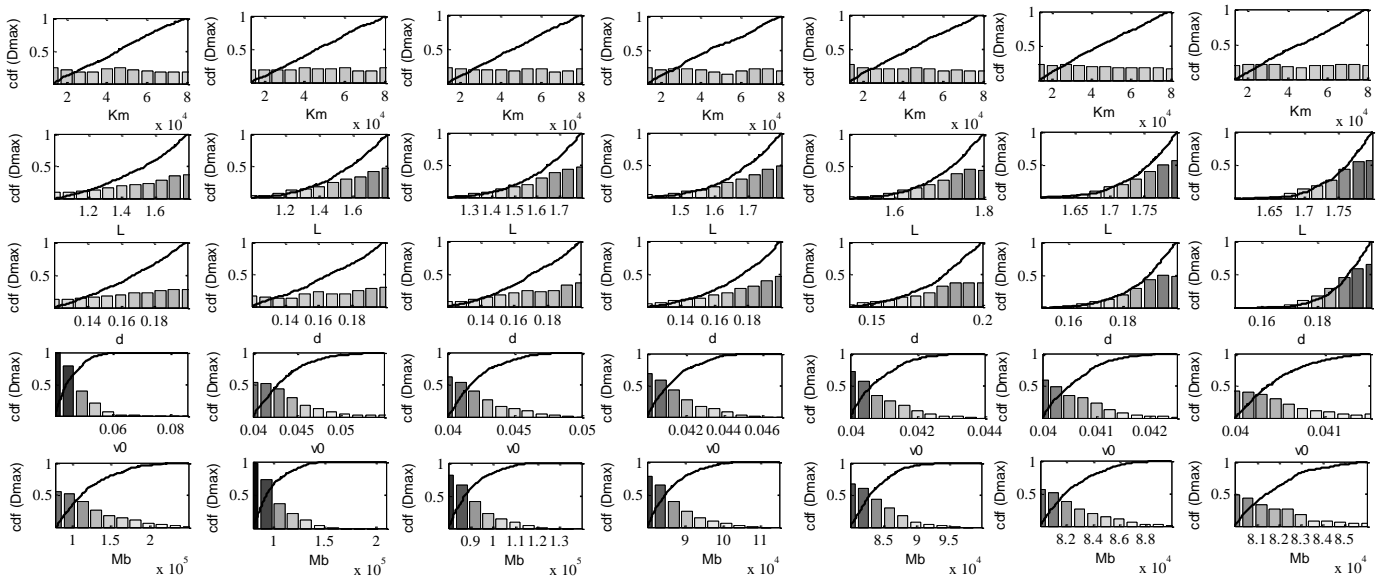
Debido a que los parámetros que mostraron identificabilidad inicialmente, se pueden acotar en un rango más pequeño, se debe realizar un análisis de identificabilidad regional, en donde se estudian el 10% de las mejores simulaciones del modelo, pudiendo mostrar sensibilidad eventualmente los parámetros no

representativos de las dos funciones objetivas. En consideración de lo anterior, a medida que los parámetros analizados sigan mostrando un rango altamente identificable, sin descartar el comportamiento de las barras de color gris del histograma (mientras más oscura la barra, mayor identificabilidad del parámetro en ese rango), se debe repetir este procedimiento mediante iteraciones hasta encontrar el rango de los parámetros que sean más representativos para el modelo. Es por esto la importancia del GIA dentro de estudio.

En relación a los resultados obtenidos mediante el análisis GIA. Las figuras 9 y 10 muestran en conjunto la secuencia de cálculos desde la simulación 1 hasta la 7 (i1-i7) de la función



**Fig.11** Diagrama de dispersión de los parámetros que mostraron identificabilidad (filas), para la función objetivo Máximo desplazamiento de la defensa, considerando las siete simulaciones Monte Carlo, realizadas (de izquierda a derecha, columnas i1-i7).



**Fig.12** Gráficos de los parámetros que mostraron identificabilidad (filas), para la función objetivo Máximo desplazamiento de la defensa, considerando las siete simulaciones Monte Carlo, realizadas (de izquierda a derecha, columnas i1-i7).

objetivo inicial (Máxima Tensión en el casco del buque) y el procedimiento de la identificabilidad de los parámetros. Se observa que en la simulación 2 (Fig.9 (i2)), los parámetros Mb y v0 siguen presentando una alta identificabilidad y, en menor medida, d. Estos parámetros no presentan mayores cambios a medida que se realizaron las 2 primeras simulaciones. Se puede destacar de la Fig.10 (i2), que el parámetro Mb sigue siendo identificable para masas de buques menores y para velocidades más pequeñas. Sin embargo en la tercera simulación (i3), después de limitar Mb y v0 se observa que en ambos gráficos (Fig.9 (i.3) y 10 (i.3)), el parámetro d comienza a mostrar identificabilidad para grados de amortiguaciones menores. En la sexta simulación se observa que el parámetro L empieza a mostrar identificabilidad (después de limitar Mb, v0 y d). Entonces, en la última simulación i7, los parámetros Mb, v0, d y L presentan identificabilidad, lo que demuestra que estos parámetros son representativos dentro del modelo para la función objetivo propuesta. Se observa que el parámetro Km no mostró identificabilidad dentro del modelo, lo cual puede ser representativo para cualquier valor dentro de los máximos y mínimos establecidos para este parámetro.

En la última iteración (i7), las gráficas de dispersión en la Fig. 9 muestra que la relación de los parámetros del modelo y la función objetivo (Máxima Tensión en el casco del buque), siguen una distribución con pendiente negativa, lo que sugiere menores valores de los parámetros para que sean representativos dentro del modelo.

Las figuras 11 y 12 muestran un conjunto de la secuencia de cálculos de la simulación 1 hasta el 7 (i1-i7) de la segunda función objetivo (Máximo desplazamiento de la defensa) y el procedimiento de la identificabilidad de los parámetros.

Se observa que en la simulación 2 (Fig.11 (i2)), el parámetro Mb presenta un gran cambio y, en menor medida, v0 y L, debido a la alta pendiente que se forma en la dispersión de puntos. Entonces, en la Fig.12 (i2), se puede ver que el parámetro Mb es identificable para masas pequeñas y que el parámetro v0 muestra una alta identificabilidad en velocidades medias dentro del modelo. Sin embargo en la cuarta simulación (i4), después de limitar Mb y v0 en ambos gráficos (Fig.11 (i.4) y 10 (i.4)), se puede observar que el parámetro L muestra levemente identificabilidad a medida que se aumenta levemente el tamaño de la defensa. En la sexta simulación se observa que el parámetro d comienza a mostrar levemente identificabilidad, pero en menor medida que los demás (después de limitar Mb, v0 y L). Entonces, en las simulaciones i6 a i7, al igual que en la función objetivo descrita anteriormente, los parámetros Mb, v0, L y d presentan identificabilidad, lo que demuestra que estos parámetros son representativos dentro del modelo para la función objetivo propuesta. Se observa que el parámetro Km no mostró identificabilidad para esta función objetivo dentro del modelo lo cual puede ser representativo para cualquier valor dentro de los máximos y mínimos establecidos para este parámetro.

En la última iteración (i7), las gráficas de dispersión en la Fig. 11 muestra que la relación de los parámetros del modelo L y d con la función objetivo (Máximo desplazamiento de la defensa), siguen una distribución positiva dentro de la

dispersión, lo que sugiere valores positivos para este parámetro, a diferencia de Mb con v0 que siguen una distribución negativa de sus valores, siendo estos más identificables dentro del modelo.

En cuanto a los análisis de identificabilidad de los parámetros del modelo mediante simulaciones Montecarlo, descritos en cada una de las funciones objetivos, se realizaron las siguientes observaciones:

Mientras se acotaron los límites máximos y mínimos de los parámetros Mb y v0 sensibilizados inicialmente en la primera función objetivo (tensión máxima), el parámetro grado de amortiguación del elastómero fue tomando relevancia cada vez más dentro del modelo, esto en consideración que la defensa no tan solo detiene el buque producto de su rigidez al momento del ataque, por el contrario, al estudiar un sistema lineal amortiguado, la mayoría de la energía cinética del buque es absorbida por el amortiguamiento del elastómero, (Vrijer 1983), teniendo gran influencia en la fuerza de reacción que produzca en el casco del buque.

A medida en que el grado de amortiguación se fue acotando, el largo del elastómero mostro leve identificabilidad en la salida del modelo en las últimas iteraciones, tomando importancia el parámetro rigidez de la defensa, en cuanto el amortiguamiento de ésta disminuía respectivamente. Ésto era de esperar, ya que a medida que disminuye la absorción de energía de la defensa, menor sería su deformación, implicando un leve aumento de la rigidez. Este análisis es de gran utilidad, cuando se requiere estudiar la elección de la defensa a incorporar en la estructura de ataque, dando importancia no tan solo a cuanta energía puede absorber el elastómero, sino además que tan rígido puede llegar a ser éste, para evitar posibles fallas en el casco de la nave.

A medida que se realizaron las simulaciones, la rigidez de la estructura no mostro identificabilidad dentro del modelo, al momento de acotar los demás parámetros que si lo hicieron. Tomando en cuenta lo anterior, se deduce que independientemente del tipo de estructura a utilizar, la rigidez de ésta no influirá directamente en las tensiones que se produzcan en el casco de la nave, pero si puede tener gran relevancia al momento de analizar algún tipo de falla en la estructura durante el proceso ataque. Esto es de gran importancia, cuando se requieren atracar buques de mayor tamaño en puertos ya existentes, procurando así solo estudiar el sistema de defensa a utilizar, ante posibles fallas en la nave.

Al igual que la función objetivo anterior, como era de esperar los parámetros Mb y v0 mostraron una alta identificabilidad del modelo a medida que realizaban cada una de las simulaciones. En consecuencia en la función objetivo (Máximo desplazamiento), la variable que presenta sensibilidad al acotar la masa y la velocidad del buque es largo de la defensa, que influye directamente en la rigidez de ésta. Este parámetro es representativo para rigideces altas, siendo razonable al momento de estudiar las deformaciones máximas en la defensa, en consideración que las masas utilizadas en el modelo son de

gran tamaño al igual que las velocidades de éste. Este análisis es de gran importancia cuando se requiere estudiar la falla de la defensa debido al máximo desplazamiento de ésta, siendo un parámetro de gran relevancia la rigidez del elastómero, por lo que a menor rigidez, mayor será la probabilidad de fallar por desplazamiento máximo.

Uno de los factores, por la cual se utilizan defensas de gran tamaño en los puertos, es lograr producir una mayor absorción de la energía desarrollada durante el ataque por el sistema estructura-defensa, es por esto que a medida que el parámetro largo de la defensa se fue acotando positivamente, el grado de amortiguación fue tomando levemente influencia dentro de los máximos desplazamientos de la defensa [Sarrazin, et al., (2002)]. Este tipo de análisis puede llegar a tener gran importancia, considerando en que el tamaño de la defensa no tan solo influye en los desplazamientos máximos de ésta, sino más bien el equilibrio que existen entre la absorción de energía y rigidez de la defensa.

Es interesante observar que la rigidez de la estructura tampoco mostro identificabilidad dentro del modelo, al momento de acotar los demás parámetros que si lo hicieron. Es por esto que el desplazamiento máximo de la defensa será influenciado netamente por las propiedades de ésta, independientemente del tipo de estructura a utilizar. Esto es un claro indicador que si se requiere analizar las capacidades óptimas de desplazamientos de una defensa, la relevancia de la estructura sobre ésta será mínima.

## 9. CONCLUSIONES

Considerando que se utilizó un modelo dinámico lineal amortiguado, éste tuvo un comportamiento valido al momento de reproducir un sistema de ataque tipo duque de alba, en comparación con los datos utilizados en dispositivos reales, además de los propuestos por los autores Vasco Costa (1964) y Komatsu & Salman (1972), tanto en términos de fuerza de reacción como de energía absorbida.

Es de gran importancia destacar además los errores producidos dentro del modelo, debido a las limitaciones que tiene éste, destacando fuertemente la consideración de un sistema lineal amortiguado, además de descartar la condición de ataque anormal, afectando directamente a la fuerza de reacción y la energía absorbida durante el ataque.

Con respecto a la implementación de un análisis determinístico en el modelo propuesto, fue posible identificar la relación que existe entre los parámetros involucrados en un sistema de ataque. Mediante los análisis gráficos se logró destacar la importancia de cada variable, con respecto a las posibles fallas que se produzcan en las naves o en la defensa respectivamente. En consideración de que solo se utilizaron valores extremos máximos y mínimos de los parámetros, la identificabilidad es mucho más compleja, entregando resultados poco visibles al momento de analizar el modelo.

Al utilizar un análisis de identificabilidad aplicado al sistema lineal amortiguado, se logró caracterizar de mejor manera la

interrelación que tienen las variables antes las funciones objetivas descritas en el estudio.

Es importante destacar el comportamiento de los parámetros inicialmente identificados, a medida que estos fueron siendo acotados, tomando importancia cada vez más los parámetros rigidez y amortiguación de la defensa, con esto se logra observar que a medida que aumenta la rigidez de la defensa se puede esperar una mayor fuerza de reacción de ésta lo que implica claramente una mayor tensión en el casco del buque, por el contrario al considerar una menor rigidez el desplazamiento de la defensa aumenta considerablemente siendo relevante ante alguna posible falla por máxima deformación de la defensa.

Estos parámetros se identificaron para masas de buques y velocidades de rangos menores, indicando que la tendencia de este estudio apunta a tipos de defensas comunes en sistemas de ataque.

Si bien, los dos análisis de sensibilidad son factibles al momento de comparar los parámetros del modelo, la implementación de un análisis determinístico tiene grandes limitaciones producto de no relacionar todas las variables involucradas en el proceso de ataque. Esto justifica claramente, la importancia de implementar el uso de análisis de identificabilidad dentro de modelos, cuando se requiere detectar la interdependencia entra todas sus variables.

Finalmente con el objetivo del estudio, se logra entender el mecanismo de funcionamiento de los sistemas (estructura-defensa-buque), identificando así los parámetros que son de gran relevancia, en el proceso de ataque. Con esto se puede cuantificar de mejor manera intervenciones futuras, que se deben hacer en los puertos existentes para la actualización de sus defensas, debido al constante crecimiento de las naves.

## REFERENCIAS

Beven, K. and Binley, A., (1992). "The future of distributed models: model calibration and uncertainty prediction." *Hydrological Processes*, 6, 279-298.

Brolsma, J.U (1977), "Fender design and berthing velocities". PIANC by, J.A, Hirs and J.M. Langeveld.

Bogage, A. (2008). "Structural testing and analysis of a non-traditional pier." M.S. thesis, Univ. Of California, San Diego, La Jolla, CA.

BSI (British Standards Instituion). (1994). "Maritime structures – part 4: code of practice for design of Fendering and mooring systems." BS 6349-4, 2nd Ed. London.

Fontijn, H.L. (1977). "Forces on berthing structures from moving ships." *Proc., 17<sup>th</sup> IAHR World Congress*, International Association for Hydro-Environment Engineering and Research, Madrid, Spain, Paper C16, 119-126.

- Fontijn, H.L. (1988). "Fender forces in ship berthing." Report 99-2, Dept. of Civil Engineering, Delft Univ. of Technology, Delft, Netherlands.
- Fuller (1988). "Engineering use of natural rubber". *Research Assoc. Technical Bulletin Volume 8*.
- Gerti, V. (2013). "Berthing loads in structural design, Validation of partial factors." Thesis, Delf Univ. of Technology, Delf, Netherlands
- Giulia A. (2016). "Simple physical models to simulate the behavior of buckling-type marine fenders." Univ. Politecnica delle Marche, Italy.
- Isidro P. (1998). "Proceso de validación de modelos de simulación." Centro de investigaciones energéticas, medioambientales y tecnológicas, Ciudad Universitaria, Madrid, España.
- Jiang, C.W., and Janava, R. C. (1983) "Analytical technique for ship-fender interaction.
- López, J.E. (1992). "Evaluación de la fuerza de atraque mediante un modelo lineal en tres dimensiones", Departamento de estructuras marítimas, Subdirección de ingeniería, México.
- Kelly, J.M., & Konstantinidis, D. (2011). "Mechanics of rubber bearings for seismic and vibration isolation." John Wiley & Sons. Pp.20-39.
- Kim, C. H., (1982) "Sway added mass and impact load of a large tank to a jetty in shallow water. "The arctic-offshore-deepsea Systems symposium, ASME.
- Komatsu, S. and Salman, A. H (1972). "Dynamic response of the ship and the berthing fender system after impact." Proceedings of JSCE, No. 1, 1972
- Vasco Costa, F. (1964). The berthing ship, the effect in impact on the design of fenders and other structures, Foxlow, London.
- Lindley (1978). "Engineering Design whit Natural Rubber".
- McGraw-Hill. (1959). "Structural desing for dynamic loads." Pp. 183-212.
- Naeim, F., & Kelly, J.M. (1999)."Design of seismic isolated structures": From theory to practice. John Wiley & Sons.
- Nathan M. Newmark. (1959). "A method of computation for structural dynamics", ASCE Proc, Struc. Div. Paper 2094.
- PIANC (Permanent International Association of Navigation Congresses). (2002). "Guidelines for the design of fender system: 2002." *PIANC WG33, Rapport du Groupe de Travail n°33 de la Commission pour La Navigation Maritime, Association Internationale Permanente des Congres de Navigation*, Brussels, Belgium.
- ROM 20-11 (Recomendaciones para Obras Marítimas), (1990). *Recomendaciones para el proyecto y ejecución de obras de atraque y amarre*. Dirección General de Puertos y Costas. 34-43, Tomo 1.
- Sarrazin, M., Moroni, M. O., Romo, D., Quintana, J., & Soto, P. (2002). "Respuesta sísmica de puentes chilenos con apoyos de neopreno". *Revista internacional de desastres naturales, Accidentes e subestructura Civil*, 2(2), 31.
- Shut-t'ien Li. (1961). "Operative energy concept in marine Fendering", ASCE proc. Paper 2875, Vol. 87, No. WW3.
- Theodore T. Lee. (1968). "Design criteria recommended for marine fender systems". Proceeding of eleventh Conf. on Coastal Eng., Vol. 1, Part2.
- Van Oomerterssen, G. (1976). "The motions of a moored ship in waves." Thesis, Delf Univ. of Technology, Delf, Netherlands.
- Vrijling, J.K. (1997). "Probabilistic design in hydraulic engineering", Part 1: the theory of probabilistic design. Dept. of Civil Engineering, Delft Univ. of Technology, Delft, Netherlands.
- Vrijer, A. (1983). "Fender forces caused by ship impacts." Pub.309, Delft Hyraulics Laboratoy, Delft, Netherlands.
- Wagener, T. and Gupta, H., (2005). "Model identification for hydrological forecasting under uncertainty. *Stochastic Environmental Research and Risk Assessment*, 19, 378-387.
- Wagener, T. (2001). "A framework for development and application of hydrological models". *Hydrology and Earth System Sciences*, 5(1), 13-26.
- Yildiz, F. (2013). "The effect of different straining energy functions on rubber fender. Experiment and finite element simulation." *J. Elastomers Plas.* 46(8), 722-736.

## **AGRADECIMIENTOS**

*Dedicado a mi Madre María Valdivia Sandoval,  
a mi Tío Carlos Valdivia Sandoval y a mis Abuelos (Q.E.P.D.).*

Este trabajo, si bien ha requerido mucho esfuerzo y dedicación por parte del autor, no hubiese sido posible llevar a cabo sin la ayuda de las personas que nombraré a continuación.

En primer lugar, agradezco a mi Madre María Valdivia, por darme la educación que hoy tengo y apoyo incansable en todas las etapas de mi vida ya sea académicas y personales.

Agradezco el apoyo incondicional de mi Padre Rolando Ramirez, aportando con herramientas fundamentales para desenvolverme en mi entorno y proceso académico.

Gracias a mi pareja Francisca, por su apoyo y comprensión durante esta etapa.

Finalmente, el más sincero agradecimiento a mis profesores Mauricio Villagrán, Nelson Maureira y Enrique Muñoz por la ayuda entregada durante esta etapa, sin duda fueron un gran apoyo.

También agradezco la ayuda de mis Padrinos Aquiles Altamirano y Mónica Valdivia ya que fueron de gran importancia en este camino.