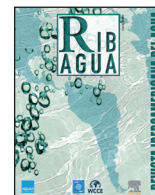




RIBAGUA

www.elsevier.es/ribagua



Artículo científico

Comparación experimental de la idoneidad de los parámetros H_{50t} y H_{50i} para la fórmula de la estabilidad de diques de escollera rebasables

P. Gyssels^{a,*}, C. Vidal Pascual^b, A. Rodríguez^a^a Laboratorio de Hidráulica, Universidad Nacional de Córdoba, Facultad de Ciencias Exactas Físicas y Naturales, Ciudad Universitaria, Córdoba, Argentina.^b Instituto de Hidráulica Ambiental, Universidad de Cantabria, Cantabria, España.

INFORMACIÓN DEL ARTÍCULO

Historia del artículo:

Recibido el 11 de diciembre de 2014

Aceptado el 30 de julio de 2015

Palabras clave:

Diques exentos de baja cota de coronación

Parámetros de oleaje

Formulación de estabilidad

Daño

Modelo físico

RESUMEN

Se ha realizado una investigación mediante modelación física sobre diques en escollera rebasables con el objetivo de verificar la idoneidad del uso de los parámetros de altura de ola H_{50t} (altura promedio de las 50 mayores olas totales) y H_{50i} (altura promedio de las 50 mayores olas incidentes) en la formulación de los números de estabilidad que permiten diseñar la estructura. Adicionalmente, se ha introducido la dependencia del francobordo en estas formulaciones. Se han realizado ensayos experimentales sobre una estructura en escollera con un núcleo y un manto bicapa, para tres niveles de francobordo (emergido, a nivel del agua en reposo y sumergido), a escala 1:50. Se han comparado los valores del daño S medidos y calculados, considerando las estimaciones obtenidas en función de la altura de ola incidente H_{50i} y de la altura total H_{50t} . Se ha demostrado que, para la estructura utilizada en este trabajo, el mejor ajuste se obtiene utilizando la H_{50i} en la estimación del daño. Una posible razón de la peor estimación del daño utilizando la altura de ola total es que la necesidad del uso de una fórmula para el coeficiente de reflexión R añade una nueva dispersión a los resultados.

© 2015 IAHR y WCCE. Publicado por Elsevier España, S.L.U. Este es un artículo Open Access bajo la licencia CC BY-NC-ND (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

Experimental comparison to test the eligibility of the wave parameters H_{50t} and H_{50i} in the stability formulation for overtopped breakwaters

A B S T R A C T

An investigation on low-crested breakwater has been carried out using physical modeling with the objective of verifying the suitability of using the wave parameters H_{50t} (average height of the 50 largest total waves) and H_{50i} (average height of the 50 largest incident waves) in the stability formulations. Additionally, the dependence of the freeboard has been introduced in the mentioned formulations. Experimental tests have been performed on a breakwater structure with a core and a two-layer armour, for three freeboard levels (emerged, at still water level and submerged) at 1:50 scale. The measured and calculated damage values, S , have been compared, considering the different estimations based on the incident wave parameter H_{50i} and the total wave parameter H_{50t} . It has been shown that for the structure used in this work, the best fit was obtained using the parameter H_{50i} . One possible reason for that is the fact that in the estimation of H_{50t} the need to use a formula for the reflection coefficient R adds new dispersion results.

© 2015 IAHR y WCCE. Published by Elsevier España, S.L.U. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

Keywords:

Low-crested breakwater

Wave parameters

Stability formulation

Damage

Physical model

* Autor para correspondencia.

Correo electrónico: pgyssels@efn.uncor.edu (P. Gyssels).

1. Introducción

Los diques exentos de escollera son estructuras ampliamente utilizadas en ingeniería costera con la principal finalidad de proteger una zona litoral de la erosión. Normalmente, estos diques se disponen a una cierta profundidad y paralelamente a la costa con el objetivo de reducir la energía del oleaje incidente; se diseñan para que una cierta cantidad de energía penetre entre las defensas a través de los espacios entre ellos o por rebase, en el caso de diques de francobordo reducido (estructuras rebasables y sumergidas).

En la mayor parte de los casos, estos diques se diseñan con un núcleo, un filtro y un manto principal. Uno de los aspectos más importantes en el diseño de estas estructuras es el cálculo del tamaño de las piezas del manto principal que tienen que resistir, durante la vida útil, el impacto de las olas. Para ello, se utiliza el concepto de número de estabilidad, que expresa la relación entre las fuerzas de arrastre y las gravitatorias. Las fórmulas existentes [1–4] relacionan el número de estabilidad con el nivel de daño y con diversas características de la estructura y del oleaje incidente, como son la permeabilidad de la estructura, el número de olas incidentes, el tipo de rotura y la pendiente del talud, mediante funciones de tipo potencial. En las fórmulas más recientes, se emplea la altura de ola promedio de las 50 mayores olas incidentes sobre la estructura (H_{50i}) como parámetro que mejor predice la evolución del daño en una sucesión de estados de mar [4].

López *et al.* [5] demostraron que la altura de ola total a pie de dique (H_t) definida como la altura de ola obtenida de la suma de la altura de ola incidente y reflejada al pie del talud, describe mejor que la altura incidente (H_i) el daño medido en el manto principal de diques de escollera no rebasables. Sin embargo, la formulación de la altura de ola total a pie de dique requiere del conocimiento del coeficiente de reflexión y de la fase de la ola reflejada en el talud. En la literatura, existen formulaciones para determinar el coeficiente de reflexión, por ejemplo Van der Meer [2], pero hay muy poca información con respecto a la fase. La aplicación efectiva de la altura de ola total con la información existente en la actualidad exigiría definir $H_t = H_i (1+R)$, siendo R el coeficiente de reflexión, despreciando la influencia de la fase.

Otro inconveniente que tiene la propuesta de López *et al.* [5] es que algunas de las formulaciones más utilizadas para la determinación del coeficiente de reflexión tienen en cuenta las características del flujo sobre el talud, al incorporar el tipo de rotura sobre el talud, la permeabilidad del manto y el francobordo. Estas mismas variables son también las que definen el número de estabilidad en estructuras en talud rebasables, por lo que, si se utiliza la altura de ola total, se estará incorporando dos veces la influencia de estas variables. Como las formulaciones que permiten determinar R tienen su propia dispersión, la incorporación de H_t en la formulación de estabilidad estará sumando la dispersión propia del ajuste del daño con la dispersión de la formulación de R utilizada, sin que la incorporación de R aporte nueva información sobre el flujo en el talud.

En este artículo, se pretende verificar para un ejemplo basado en experimentación en laboratorio, si en las formulaciones de estabilidad en las que el daño se formula en términos de variables que describen el flujo en el talud, en el interior o sobre el dique (número de Iribarren del talud, porosidad, tamaño de las piezas y francobordo), el número de estabilidad calculado con la altura de ola total empeora la descripción del daño con respecto al número de estabilidad calculado con la altura de ola incidente.

Para ello, se ha realizado una experimentación de laboratorio sobre un dique en talud con algunas características a escala de un dique exento que se está construyendo en Mar del Plata, descrito en Gyssels *et al.* [6], y se ha ajustado el daño medido mediante expresiones potenciales de las variables adimensionales que más influ-

yen en el daño: número de estabilidad, número de Iribarren, porosidad y francobordo. Para incorporar la sucesión de estados de mar (o la duración del estado de mar en el caso más simple), se sigue la propuesta de Vidal *et al.* [7] de utilizar H_{50i} para la definición del número de estabilidad. Para contrastar la propuesta de López *et al.* [5], se compara la calidad de la descripción del daño obtenida con la que se obtendría de formular el daño con el número de estabilidad definido con la H_{50tr} , es decir, con la altura media de las 50 mayores olas totales.

En el apartado 2, se describe la experimentación realizada y los datos obtenidos. En el apartado 3, se realiza el análisis de los resultados y la comparación del daño utilizando los dos parámetros de altura de ola propuestos. Finalmente, en el apartado 4, se exponen las conclusiones de este trabajo.

Los ensayos se realizaron en el canal de oleaje del Laboratorio de Hidráulica de la Universidad Nacional de Córdoba (Argentina).

2. Trabajo experimental

Los datos necesarios para realizar el estudio se han obtenido mediante ensayos de laboratorio sobre una estructura en escollera en un canal de oleaje bidimensional. Para el modelo se ha elegido una estructura con una tipología similar a un dique que se está construyendo en Mar del Plata, Argentina [6]. Este dique es rebasable o sumergido en función de las condiciones de marea (sumergida en pleamar, con francobordo a nivel del mar en media marea y emergida rebasable en bajamar) y se compone de un núcleo de escolleras y de una coraza de escollera en dos capas (figura 1, izquierda). Además, se incorporan, en ambos pies del dique, sendas bermas de protección de escolleras y todo el conjunto se apoya en el terreno a través de una capa de filtro de escolleras.

En los ensayos, se ha considerado una estructura análoga a la de Mar del Plata solamente en lo que se refiere a tamaño de las piezas y pendiente del talud. En efecto, para someter la estructura a series de oleaje creciente y evaluar experimentalmente la dependencia del daño con el aumento de la severidad del oleaje, los ensayos se realizaron a una profundidad que permitiera la propagación del oleaje sin rotura por fondo o por peralte frente a la estructura, esto ha permitido someter el dique a oleajes de gran intensidad hasta llegar a la destrucción de la estructura. Se ha mantenido la profundidad de propagación constante y se han considerado tres diferentes elevaciones (o francobordos, F) del dique con respecto al nivel elegido para la propagación de los oleajes: oleajes sobre una estructura totalmente sumergida 5 cm ($F = -0,05$ m) por debajo del nivel de propagación, a nivel del agua en reposo y sobre una estructura emergida rebasable 5 cm ($F = 0,05$ m) por encima del nivel de propagación (figura 1, derecha).

2.1. Características del modelo

En prototipo, la estructura se compone de un núcleo de piedras de peso entre 500–700 kg y de un manto exterior de dos capas con piedras de 4 a 7 t (figura 1, izquierda).

El manto exterior cubre el talud exterior, con pendiente 1/2. El talud interior del dique, con pendiente 1/1,5 se protege con dos capas de escolleras de 1 a 2 t. Las bermas de pie se constituyen con dos capas de escolleras de 800 a 1.500 kg.

La estructura del modelo se simplifica en relación con el prototipo (figura 1, derecha), donde se han eliminado las bermas y el filtro de cimentación. Se ha aumentado la profundidad a pie de dique para facilitar la generación de oleajes capaces de producir daños en el manto principal del modelo. El modelo físico es un modelo hidráulico de semejanza de Froude a escala geométrica 1:50, impuesta por

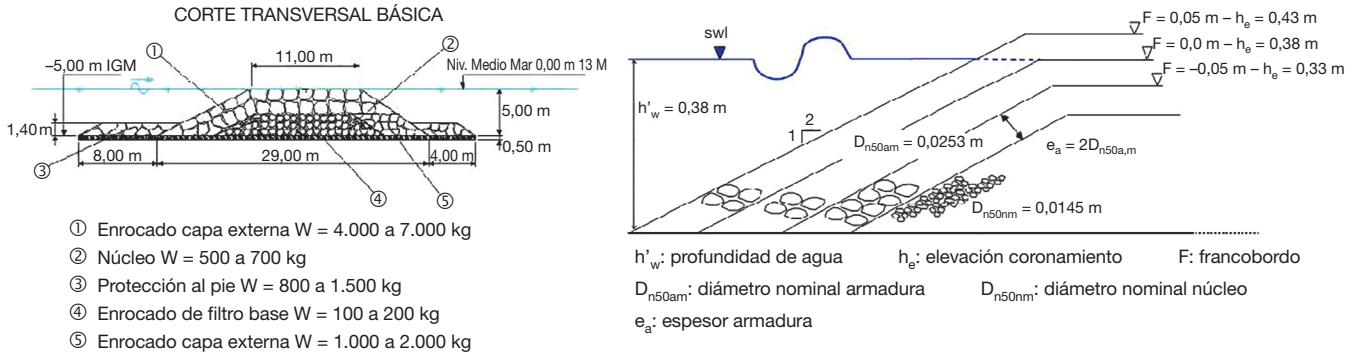


Figura 1. Esquema de la estructura diseñada en Mar del Plata (Argentina) (izquierda); esquema de las geometrías de ensayo (derecha).

la elección de la óptima combinación entre las dimensiones del canal y los límites de funcionamiento de la pala mecánica, los oleajes a ensayar, los niveles a considerar, las características de la estructura, la correcta reproducción de los fenómenos involucrados y la tipología de las mediciones a realizar. A esta escala, la profundidad elegida para la propagación de los oleajes en el modelo es de 0,53 m, que correspondería a una profundidad en prototipo de 26,5 m.

Los datos básicos del prototipo y modelo utilizados son:

Prototipo:

- Densidad de las piezas del manto principal y del núcleo: $\rho_{sp} = 2.650 \text{ kg/m}^3$
- Peso medio de las piezas del manto principal: $W_{50ap} = 6 \text{ t}$
- Lado del cubo equivalente de las piezas del manto principal: $D_{n50ap} = 1.313 \text{ m}$
- Peso medio de las piezas del núcleo: $W_{50np} = 600 \text{ kg}$
- Lado del cubo equivalente de las piezas del núcleo: $D_{50np} = 0,609 \text{ m}$
- Densidad del agua: $\rho_{wp} = 1.025 \text{ kg/m}^3$

Modelo:

- Densidad de las piezas del manto principal y núcleo: $\rho_s = 2.650 \text{ kg/m}^3$
- Densidad del agua: $\rho_w = 1.000 \text{ kg/m}^3$
- Profundidad a pie del dique: $h'_w = 0,38 \text{ m}$

Se asume que las viscosidades del agua salada y dulce son iguales y que la aceleración de la gravedad es la misma en el modelo y en el prototipo.

El modelo se diseña a escala geométrica prototipo/modelo, $N_L = 50$ no distorsionada, con similitud hidrodinámica de Froude. Las piezas del manto principal se diseñan, además, con similitud en el número de estabilidad y el núcleo, con similitud en la transmisión del oleaje a su través, según el nomograma de Hudson [8]. Estas dos últimas condiciones obligan a distorsionar ligeramente el tamaño de las piezas.

La similitud de Froude impone que la escala de tiempos sea igual a la raíz cuadrada de la escala geométrica, es decir $N_T = 7,07$. Definiendo el número de estabilidad mediante la expresión (1):

$$N_s = \frac{H}{\Delta D} \quad (1)$$

donde H es un parámetro de altura de ola: $\Delta = (\rho_s/\rho_w) - 1$ y D son, respectivamente, la densidad sumergida y un tamaño característico de las piezas del manto principal. Obligando a que los números

de estabilidad de modelo y prototipo sean iguales, se obtiene la relación de escala para el tamaño de las piezas, dada por la expresión (2):

$$N_D = \frac{N_L}{N_A} \quad (2)$$

Como la escala de densidad sumergida de las piezas es $N_A = 0,961$, la escala de las piezas del manto principal debe ser $N_{Dp} = 52$, es decir, las piezas del manto principal son ligeramente más pequeñas y ligeras que las impuestas por la escala geométrica para compensar la menor densidad del agua en el modelo.

Por lo que respecta al núcleo, Hudson *et al.* [8] propusieron tener en cuenta que las pérdidas por fricción en el núcleo son proporcionalmente mayores en el modelo que en el prototipo mediante una distorsión de la escala de las piezas del núcleo. En este caso, la relación de distorsión es 1,2, por lo que la escala del tamaño de las piezas del núcleo debe ser $N_{Dn} = 42$.

De esta manera, los tamaños y pesos de las piezas de los mantos principales y núcleo del modelo (fig. 2) son:

- Lado del cubo equivalente de las piezas del manto principal: $D_{50am} = 1,313/52 = 0,0253 \text{ m}$
- Peso medio de las piezas del manto principal: $W_{50am} = 0,0429 \text{ kg}$
- Lado del cubo equivalente de las piezas del núcleo: $D_{50nm} = 0,609/42 = 0,0145 \text{ m}$
- Peso medio de las piezas del núcleo: $W_{50nm} = 0,0081 \text{ kg}$

Finalmente, el peso medio de las piezas del manto principal y del núcleo se ha seleccionado a partir del material de cantera existente, obteniéndose un tamaño y peso medios para las piezas del manto principal (armadura) y núcleo de $D_{n50am} = 0,026 \text{ m}$, $W_{50am} = 0,0466 \text{ kg}$ y $D_{n50nm} = 0,0145 \text{ m}$, $W_{50nm} = 0,0081 \text{ kg}$, respectivamente.

La profundidad considerada en el modelo ($h'_w = 0,38 \text{ m}$) ha sido definida para realizar ensayos con las alturas de olas características del clima marítimo en Mar del Plata y que permitieran la generación y propagación de oleajes de tal magnitud que llevaran a colapso total la estructura. Por lo tanto, en este caso, esta profundidad no se corresponde con la profundidad en prototipo donde los efectos de rotura por fondo son dominantes.

Los ensayos se han realizado en el canal de oleaje del Laboratorio de Hidráulica de la Universidad Nacional de Córdoba (Argentina). Este canal de oleaje, de 23,5 m de longitud, 0,50 m de anchura y 0,70 m de altura, ha sido subdividido en cinco tramos (Fig. 3):

- Un tramo de desplazamiento de la pala y estructura absorbente por detrás, de 1,5 m.

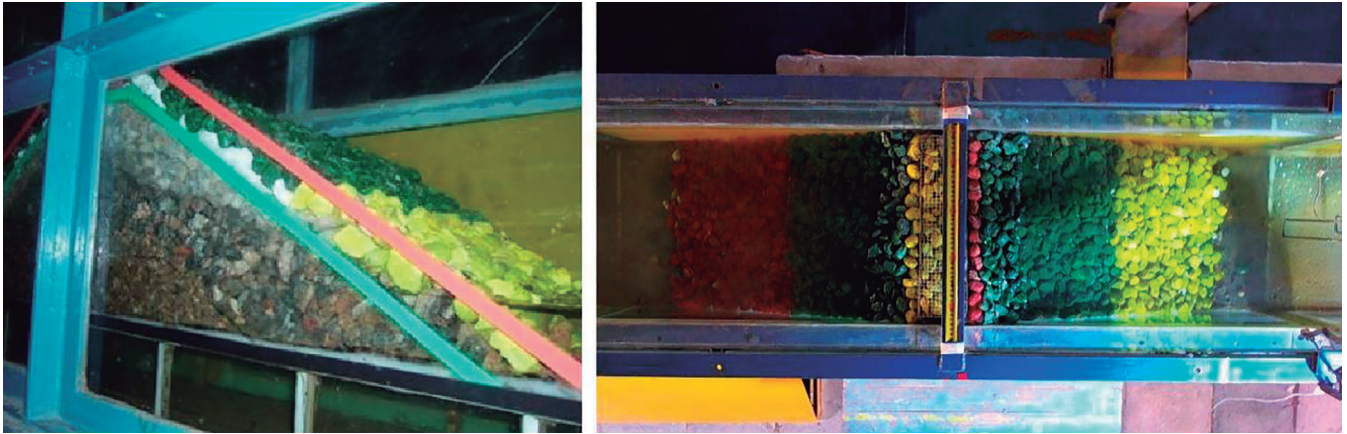


Figura 2. Vista en perspectiva del modelo durante el llenado (izquierda) y vista de arriba con estructura a +5 cm (derecha).

- Un tramo plano de 8 m de largo.
- Una rampa de 3 m de largo y pendiente de 0,05.
- Un falso fondo horizontal de 7 m de largo (para lograr la ola de diseño al pie de la estructura).
- Una playa disipativa parabólica de 4 m de largo, realizada con grava de 3 cm de tamaño medio y coeficiente máximo de reflexión medido para los oleajes ensayados menor del 10%.

Se han realizado aperturas de 30 cm en el fondo vidriado de la rampa inclinada y del falso fondo horizontal después de la estructura con el objetivo de reducir las corrientes de retorno hacia la estructura que pudieran interferir con el oleaje incidente (fig. 3). Se pusieron un total de 7 sensores delante de la estructura con el objetivo de comprobar la bondad del *software* de separación de ola con diferentes técnicas.

2.2. Descripción de los ensayos

Para cada una de las tres elevaciones de la estructura (francobordos F de +0,05, 0, -0,05 m) se ha realizado tres series de ensayos, cada una de las series con un número de Iribarren constante y, por lo tanto, con un peralte del oleaje constante (H_s/L_{m0} , donde L_{m0} es la longitud de onda media en aguas profundas). Se estudió una geometría de la estructura con talud constante de pendiente 1V:2H. Cada serie se inicia con un estado de mar de altura de ola inferior a la que produce el daño, aumentado progresivamente la altura de ola en los estados de mar sucesivos. Para mantener constante el número de Iribarren en cada estado de mar, el periodo de pico del estado se modifica consiguientemente. Al final de cada estado de mar

de 1.000 olas, se mide el daño producido. La serie termina cuando, en un estado de mar, se produce la destrucción del manto principal, es decir, cuando comienzan a ser extraídas piezas del núcleo, según el criterio de Vidal *et al.* [9]. Una vez terminada la serie, se inicia el proceso con otro número de Iribarren. Al terminar las tres series de un nivel, se modifica la elevación de la estructura y se reinicia el proceso hasta terminar los ensayos con las tres cotas. La reconstrucción de la estructura se efectuó solamente al finalizar cada serie para considerar la evolución del daño con el incremento de la severidad (energía) del estado de mar.

En total, se realizaron 66 ensayos. En la tabla 1, se resumen las principales características de los ensayos realizados. Los oleajes elegidos se corresponden con los oleajes del clima marítimo de Mar del Plata en aguas profundas [6]. Algunos ensayos fueron excluidos, al observarse un excesivo número de olas rotas por sobrepaso del peralte crítico. Se realizó una repetición completa de todos los ensayos con el fin de verificar la variabilidad de las mediciones del daño y las eventuales diferencias debidas al procedimiento constructivo.

2.3. Mediciones y análisis de los datos

La medición del daño ha sido realizada de tres formas diferentes:

- Comparación de fotografías y vídeos de alta definición;
- Mediciones de perfiles transversales con nivel óptico sobre la estructura en 4 secciones.
- Contabilización del número de piedras removidas del manto principal.

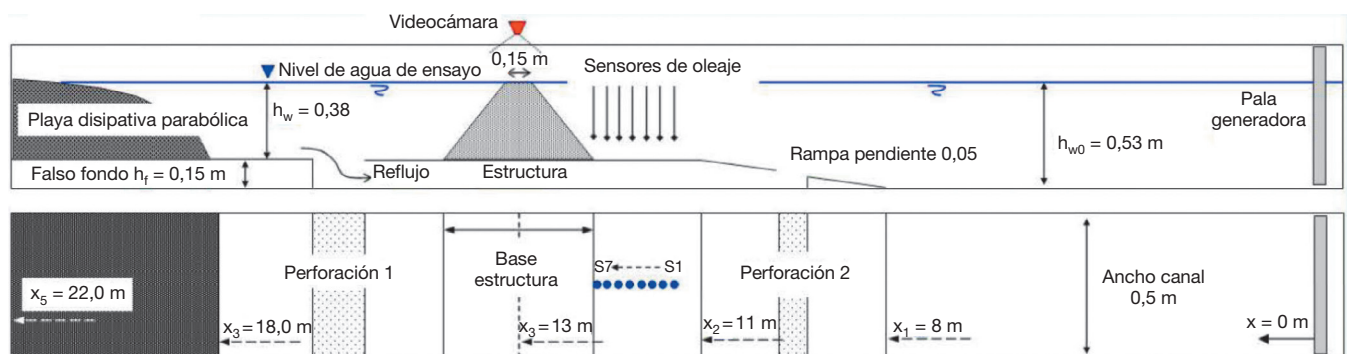


Figura 3. Esquema de la geometría de los ensayos, en sección lateral y en planta, para un nivel de agua arbitrario.

Tabla 1

Parámetros utilizados en la realización de los test de oleajes irregulares en cada serie para un nivel de agua asignado (superíndice “m” por modelo y “p” por prototipo)

Serie	Test	I_r	H_s/L_{mo}	$H_{sp} (\Delta H = 0,5m)$ m	Tp^p s	H_{sm} m	Tp^m s	N.º olas (por test)
1	1 a 8	2	0,06	4,5 a 8	8,7 a 12,9	0,09 a 0,16	1,23 a 1,82	1.000
2	1 a 8	2,5	0,04	4,5 a 8	9,3 a 14,9	0,09 a 0,16	1,32 a 2,10	1.000
3	1 a 6	3	0,03	4,5 a 7	12,4 a 18,3	0,09 a 0,14	1,72 a 2,59	1.000

La caracterización del daño se ha realizado al finalizar cada ensayo de la misma serie, evaluando los resultados de las tres metodologías, obteniendo un único valor de daño medido. Las piedras depositadas en áreas precedentemente erosionadas no han sido tenidas en cuenta.

A partir de las mediciones ópticas, del conteo manual y de una comparación con las fotografías se ha podido obtener las piezas desplazadas y depositadas sobre el manto principal. El error del nivel óptico es del orden de 1 mm, mientras que la medición manual se realizó introduciendo el asta graduada en un retículo rígido posicionado sobre el canal, con malla de 2 cm (fig. 4). El error de medición se estimó del orden de un radio equivalente de la piedra.

Con esta medición del daño se puede obtener una estimación del área media de erosión [7]. Siendo N el número de piedras depositadas sobre el manto principal (formando el volumen de sedimentación) y n la porosidad del manto principal, el volumen ocupado por estas piedras V_n antes de ser extraídas es:

$$V_n = \frac{ND_{50}^3}{1-n} \quad (3)$$

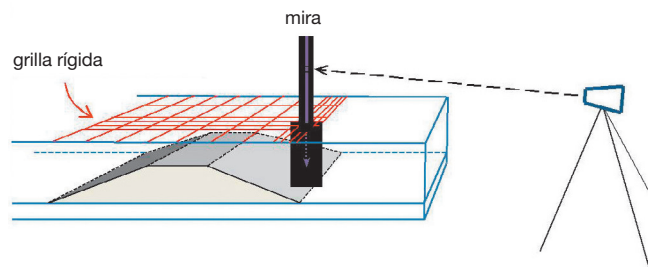


Figura 4. Esquema de la técnica de medición mediante sensor de nivel óptico con una grilla (en rojo) de 1,4 cm de lado.

El área transversal media de erosión $A_{te,N}$ resulta:

$$A_{te,E} = \frac{V_n}{L} = \frac{ND_{50}^3}{(1-n)L} \quad (4)$$

donde L es la longitud de la estructura ensayada, que es la anchura en la que se han realizado las mediciones, no habiéndose considerado el daño cercano a las paredes por una distancia dada por el tamaño de dos piedras a cada lado. Se adoptó un valor de la porosidad $n = 0,49$, calculada como porosidad en peso del manto exterior.

En la figura 5 se muestra un ejemplo de resultados obtenidos con modelo físico. En contorno amarillo, se evidencia la zona del núcleo expuesta al oleaje al finalizar el ensayo. Además, con las medidas realizadas del perfil transversal en cuatro secciones, restando los perfiles originales y dañados, se han obtenido las áreas transversales de erosión (A_i) de cada sección (i). El área transversal media de erosión ($A_{te,S}$) viene dada por:

$$A_{te,S} = \frac{1}{4} \sum_{i=1}^4 A_i \quad (5)$$

La medición se realizó en cuatro secciones espaciadas 6 cm entre ellas. Con las mediciones realizadas se ha efectuado un promedio del daño al finalizar cada ensayo. El daño es definido por la siguiente relación:

$$S = \frac{A_{te}}{D_{n50}^2} \quad (6)$$

donde A_{te} es el área media transversal de erosión del manto principal y D_{n50} , el diámetro característico medio de las piezas del manto.

Las mediciones del oleaje se han realizado con 7 sensores de tipo resistivo, instalados delante de la estructura, a distancias variables, para poder separar la onda incidente de la reflejada por diferentes metodologías y verificar los resultados con varias combinaciones de

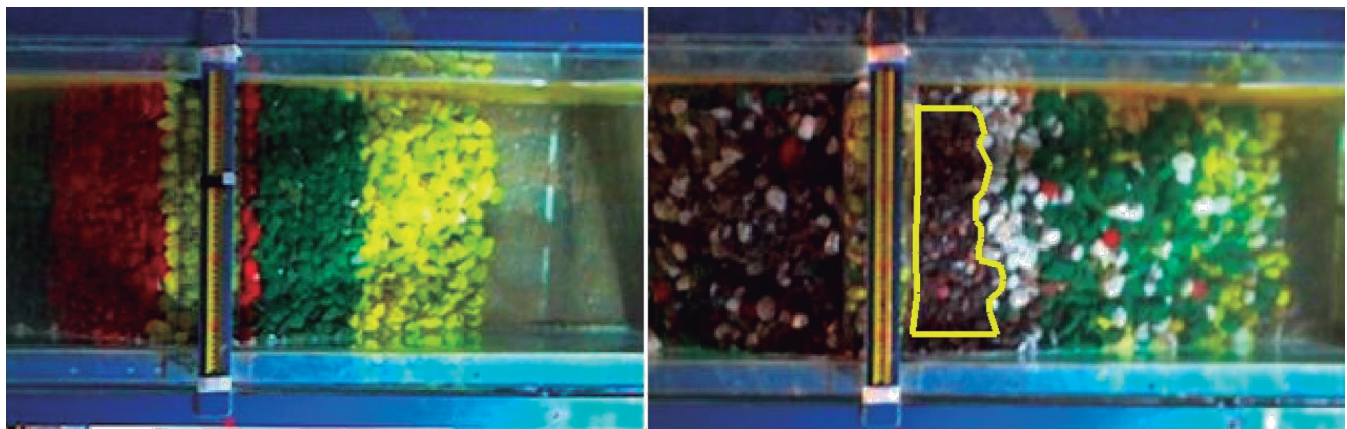


Figura 5. Estado inicial de una serie de oleaje con francobordo positivo (izquierda) y estado final para la misma serie después de un test que ha generado la destrucción total de la estructura (derecha). En amarillo, se evidencia la zona del núcleo expuesta al oleaje al finalizar el ensayo.

distancias entre sensores. Se adoptó, finalmente, la metodología de Baldock [10], que utiliza solamente dos sensores puestos delante de la estructura (Ch3 y Ch6 en la figura 3, puestos a 35 y 10 cm del pie del dique, respectivamente). La metodología propuesta funciona correctamente, se comparó con el método de Mansard y Funke [11] y de Goda y Suzuki [12], es estable y presenta la ventaja de utilizar solamente dos sensores. En la primera serie de ensayos, se puso un sensor después de la estructura para medir también el oleaje transmitido.

La serie incidente ha sido analizada usando el método *zero-downcrossing* (IAHR, [13]) para obtener los parámetros de altura de ola y periodos necesarios para el estudio.

Las siguientes figuras muestran los valores de los principales parámetros de altura de ola medidos en el sensor Ch3: la altura máxima total ($H_{máx,t}$), la altura promedio de las 50 mayores olas total ($H_{50,t}$), la altura significativa total ($H_{s,t}$), la altura significativa espectral total ($H_{mo,t}$) y las correspondientes alturas incidentes ($H_{50,i}$, $H_{s,i}$, $H_{mo,i}$) después de haber separado la señal incidente de la reflejada. Se muestran las figuras separadas en función del nivel de la estructura considerado: con francobordo positivo: $F = 0,05$ m (fig. 6), con francobordo nulo: $F = 0,0$ m (fig. 7) y con francobordo negativo: $F = -0,05$ m (fig. 8).

El cálculo de los parámetros relacionados con las 50 mayores olas (las alturas $H_{50,i}$, $H_{50,t}$, periodo $T_{50,i}$) ha sido efectuado teniendo en cuenta los valores obtenidos en el ensayo anterior, debido a que el daño es acumulativo en los ensayos efectuados: en cada serie con I_r constante, las secciones no se han reconstruido hasta alcanzar la destrucción, con lo cual en cada ensayo se ha calculado el promedio de las 50 mayores olas (y periodos asociados) incluyendo en el cál-

culo las 50 mayores olas del ensayo anterior. En algunos casos (ver las series 3 por $F = 0,05$ m y $F = 0,0$ m) se observa que la altura de ola máxima decrece al aumentar la altura de ola ensayada, esto se debe a que se ha verificado su rotura antes de llegar al sensor de medición. Sin embargo, todos los ensayos representados en las figuras han sido considerados en el análisis, debido a que no se han presentado muchas roturas del oleaje por peralte. Se han considerado aceptables los ensayos con un número reducido de roturas: menor o igual a tres olas.

3. Análisis de resultados

En primer lugar, se muestran los valores de los números de estabilidad $N_{s50,i}$ y $N_{s50,t}$ de las 50 mayores olas incidentes y totales, ajustados con funciones potenciales y calculados con la altura de las 50 mayores olas incidentes ($H_{50,i}$) y de las 50 mayores olas totales $H_{50,t}$. A continuación, se muestran los resultados de los cálculos para la determinación del coeficiente de reflexión (R) obtenido para las 50 mayores olas incidentes y, finalmente, la comparación entre los valores del daño medido (S_m) y calculado (S_c) utilizando la altura de ola incidente ($H_{50,i}$) y la altura de ola total ($H_{50,t}$).

3.1. Ajuste de las funciones potenciales

El número de estabilidad es en función del daño (S), del tipo de rotura del oleaje incidente sobre el talud, (a través del parámetro de Iribarren [I_r]), de la permeabilidad (P), del talud ($\tan \alpha$), y, en el caso de diques rebasables, del francobordo (F).

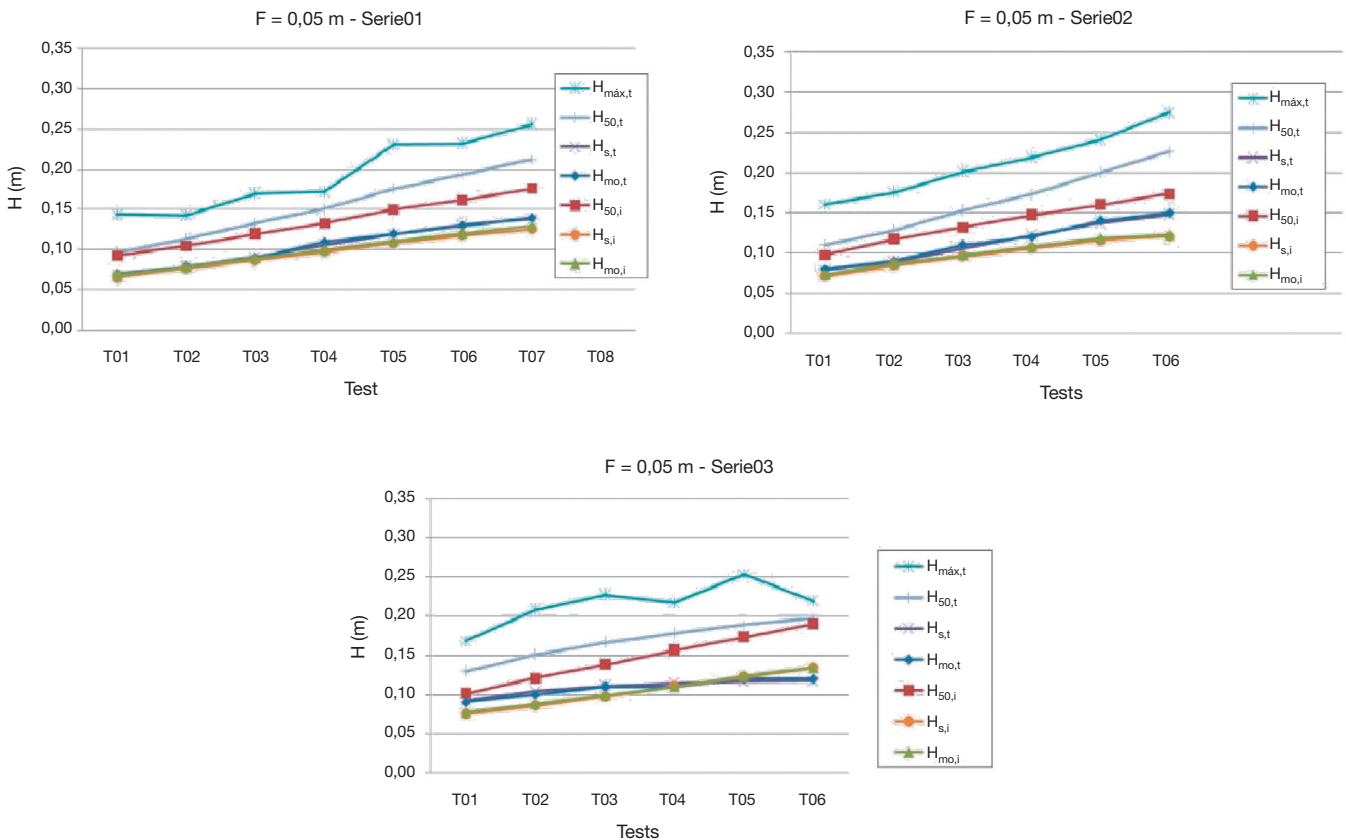


Figura 6. Oleajes característicos en el sensor 3 (Ch3) por francobordo positivo ($F = 5$ cm). Serie01 con $I_{rm} = 2$; Serie02 con $I_{rm} = 2,5$; Serie03 con $I_{rm} = 3$.

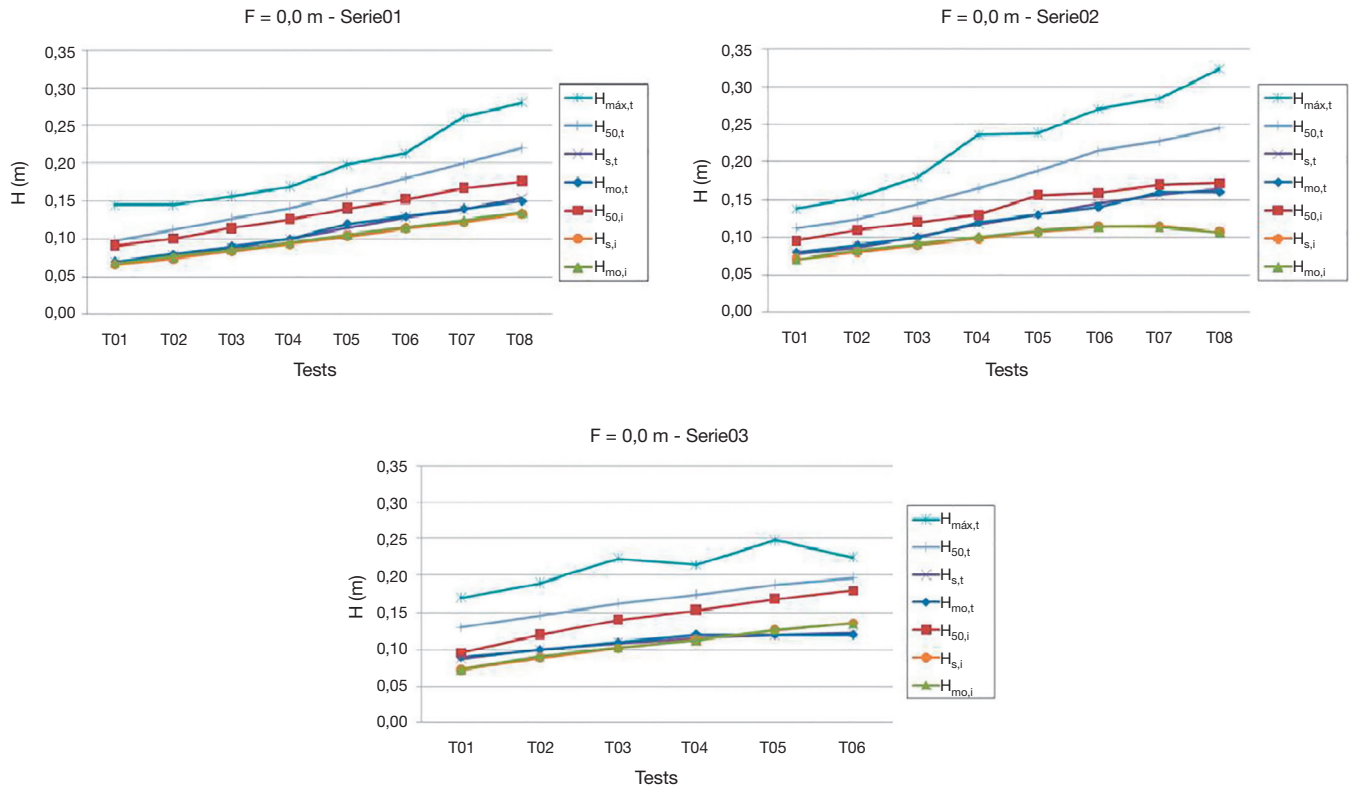


Figura 7. Oleajes característicos en el sensor 3 (Ch3) por francobordo nulo (a nivel del agua). Serie01 con $I_{rm} = 2$; Serie02 con $I_{rm} = 2,5$; Serie03 con $I_{rm} = 3$.

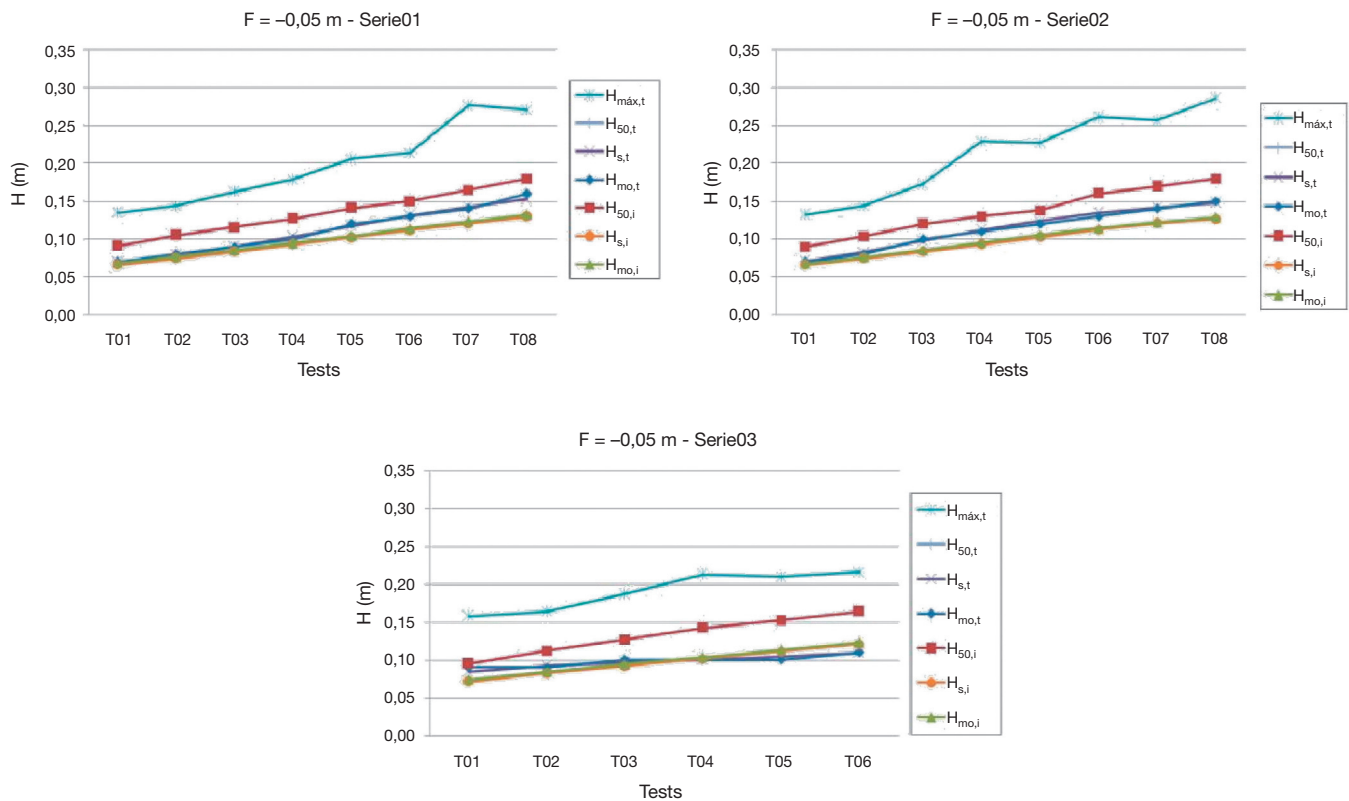


Figura 8. Oleajes característicos en el sensor 3 (Ch3) por francobordo negativo ($F = -5$ cm). Serie01 con $I_{rm} = 2$; Serie02 con $I_{rm} = 2,5$; Serie03 con $I_{rm} = 3$.

Con los datos de los ensayos, se han ajustado funciones potenciales del tipo utilizadas por Shahidi y Bali [1], para obtener los números de estabilidad, relativos a la altura de ola incidente (N_{s50ic}) y a la altura de ola total (N_{s50tc}). El subíndice “c” está por “calculado”, mientras que el subíndice “m” está por “medido”. Se ha propuesto una formula adicional para la N_{s50tc} que no depende del número de Iribarren para verificar la influencia de este parámetro sobre el daño.

Las funciones potenciales utilizadas para obtener los valores calculados de los números de estabilidad han sido:

Número de estabilidad de la H_{50i} incidente:

$$N_{s50ic} = a_1 S^{b_1} I_{r50i}^{c_1} L_{50i}^{d_1} \quad (7)$$

Número de estabilidad de la H_{50t} total:

$$N_{s50tc,1} = a_2 S^{b_2} I_{r50i}^{c_2} L_{50i}^{d_2} \quad (8)$$

Número de estabilidad de la H_{50t} total:

$$N_{s50tc,2} = a_3 S^{b_3} L_{50i}^{d_3} \text{ (no depende de } I_r \text{)} \quad (9)$$

donde:

- N_{s50ic} es el número de estabilidad calculado por las 50 mayores olas incidentes.
- N_{s50tc} es el número de estabilidad calculado por las 50 mayores olas totales.
- S es el parámetro del daño.
- I_{r50i} es el número de Iribarren del talud de las 50 mayores olas

incidentes, dado por $I_{r50i} = \frac{tg\alpha}{\sqrt{\frac{2\pi H_{50im}}{gT_{50i}^2}}}$ donde α es el ángulo del talud;

H_{50im} , la altura de ola medida, promedio de las 50 mayores olas incidentes; T_{50i} , el período medio de las 50 mayores olas incidentes, y g la aceleración de la gravedad.

- L_{50i} es el francobordo adimensional dado por $L_{50im} = 1 - \frac{F}{H_{50im}}$

donde F es el nivel del francobordo y H_{50im} es la altura H_{50i} medida.

Por otro lado, los valores medidos se han obtenido utilizando la definición de los números de estabilidad:

$$N_{s50im} = \frac{H_{50im}(1 + R_{mo})}{\Delta D_{50}} \quad (10)$$

$$N_{s50im} = \frac{H_{50im}}{\Delta D_{50}} \quad (11)$$

donde:

- R_{mo} : coeficiente de reflexión del momento de orden cero: $R_{mo} = H_{m0r}/H_{m0i}$, siendo H_{m0r} la altura de ola reflejada y H_{m0i} la altura de ola incidente, ambas del momento de orden cero.

- En la definición de la altura de ola total como promedio de las 50 mayores olas totales (H_{50tm}), se considera la altura de ola total máxima frente al dique, con lo cual:

$$H_{max,t} = H_i [1 + R^{2+2R}]^{0.5} = H_i (1 + R) \text{ oleaje regular} \quad (12)$$

$$H_{max,msl} = H_{rmsl} [1 + |R|^2 + 2|R|]^{0.5} = H_{rmsl} (1 + |R|) \text{ oleaje irregular} \quad (13)$$

- La ecuación (12) es válida para oleaje regular (López *et al.* [5]). La ecuación (13), válida para oleaje irregular (Baquerizo y Losada [14]), está calculada con el término de fase $\rho_{IR} = 1$.

- $\Delta = \frac{\rho_s}{\rho_w} - 1$: densidad relativa sumergida de las piezas (ρ_w es la densidad del agua y ρ_s es la densidad de las piedras);
- D_{50} : diámetro medio de las piezas del manto principal.

Con los datos de los ensayos realizados, se han obtenido los siguientes ajustes potenciales para diques rebasables, considerando la totalidad de los resultados por los tres niveles. No se ha considerado la variabilidad de la permeabilidad ni de la pendiente del talud, que son parámetros fijos en este trabajo. En la tabla 2, se muestran los valores obtenidos de los coeficientes de ajuste.

$$N_{s50i} = 2.18 S^{0.17} I_{r50i}^{0.30} L_{50i}^{0.22} \quad (14)$$

$$N_{s50t,1} = 1.42 S^{0.19} I_{r50i}^{0.88} L_{50i}^{0.07} \quad (15)$$

$$N_{s50t,2} = 3.87 S^{0.18} L_{50i}^{0.24} \quad (16)$$

Los cálculos de la dispersión de los resultados se han realizado utilizando los siguientes índices: el coeficiente de correlación ($R2$) por la ecuación (17); el índice de ajuste (I_a) por la ecuación (18), y el error típico (e_t) por la ecuación (19).

$$R2 = \frac{\sum (x - \bar{x})(y - \bar{y})}{\sqrt{\sum (x - \bar{x})^2 \sum (y - \bar{y})^2}} \quad (17)$$

Tabla 2

Valores de los coeficientes de los ajustes potenciales comparados con la fórmula de Shahidi y Bali [1]

	a (coeff)	b (S)	c (I_r)	d (L)
Ajuste N_{s50i}	2,18	0,17	0,30	0,22
Ajuste $N_{s50t}(1)$	1,42	0,19	0,88	0,07
Ajuste $N_{s50t}(2)$	3,87	0,18	–	0,24

Tabla 3

Errores medidos con diferentes fórmulas

	R2	I_a	e_t
Ajuste N_{s50i} (puntos en verde)	0,83	0,93	0,18
Ajuste $N_{s50t}(1)$ (puntos en azul)	0,86	0,94	0,30
Ajuste $N_{s50t}(2)$ (puntos en rojo)	0,41	0,72	0,42

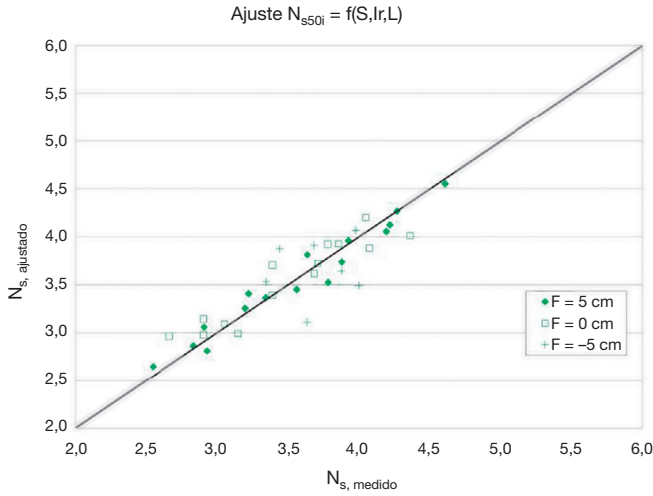


Figura 9. Puntos experimentales para el ajuste de las funciones potenciales del número de estabilidad $N_{s50i} = f(S, I_r, L)$ considerando todos los francobordos (F).

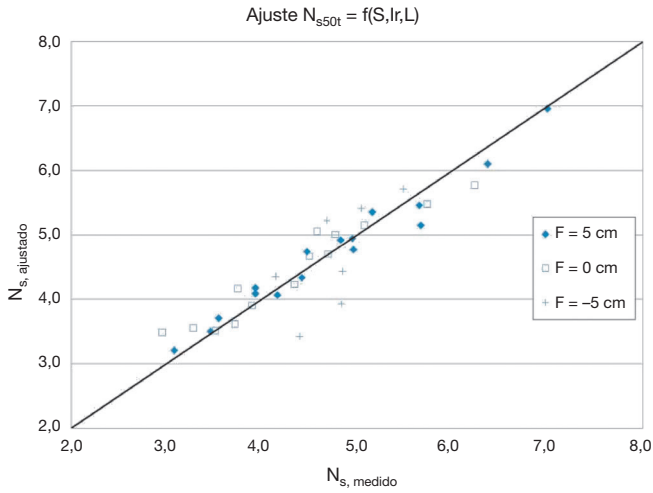


Figura 10. Puntos experimentales para el ajuste de las funciones potenciales del número de estabilidad $N_{s50t} = f(S, I_r, L)$ considerando todos los francobordos (F).

$$I_a = \frac{\sum (x - y)^2}{\sum \left[(y - \bar{x})^2 + (x - \bar{x})^2 \right]} \quad (18)$$

$$e_t = \sqrt{\frac{1}{(N-2)} \left[\sum (y - \bar{y})^2 - \frac{\left[\sum (x - \bar{x})(y - \bar{y}) \right]^2}{\sum (x - \bar{x})^2} \right]} \quad (19)$$

Donde: x , e , y representan los valores medido y estimado; $\bar{x}$, el promedio de los valores medidos; $\bar{y}$, el promedio de los valores estimados, y N , el número de datos. Los valores de los errores obtenidos se muestran en la tabla 3. Las gráficas de los ajustes se hallan en las figuras 8,9,10 y 11.

Se observa que el ajuste 3, que no considera el número de Iribarren, es el menos preciso y se ha descartado para los siguientes análisis. Esto implica que el número de Iribarren tiene peso en la fórmula. Utilizando el error típico e_t , el mejor ajuste se ha obtenido por la expresión del número de estabilidad incidente N_{s50i} ($e_t = 0,18$):

utilizando el coeficiente I_a y $R2$ resultaría mejor el ajuste obtenido utilizando la expresión con el número de estabilidad total N_{s50t} ($I_a = 0,94$ y $R2 = 0,86$).

3.2. Cálculo del coeficiente de reflexión

El cálculo del parámetro de estabilidad N_{s50t} introduce el coeficiente de reflexión R_{m0} , que es necesario estimar a partir de mediciones del oleaje. En primer lugar, se ha determinado el coeficiente de reflexión para un estado de mar genérico como función de la altura de ola significativa. No se podría, en principio, calcular el coeficiente de reflexión asociado al H_{50i} para la vida útil. Para ello, es necesario introducir un coeficiente de reflexión válido para las 50 mayores olas (R_{50}). Este coeficiente, en principio, no es igual al coeficiente de reflexión que se puede obtener a partir de la serie temporal reflejada calculando el H_{50r} y $R_{50} = H_{50r} / H_{50i}$, porque puede ocurrir que las 50 mayores olas reflejadas no se correspondan con las reflejadas de las 50 mayores olas incidentes. Se supone que el coeficiente de reflexión calculado de esta forma (R_{nrc50}), para diques no rebasables para las 50 mayores olas, es una buena aproximación para el coeficiente de reflexión de las 50 mayores olas.

Para el cálculo de R_{nrc50} se ha utilizado la fórmula de Van der Meer [15]:

$$R_{rc50i} = f_{r50i} R_{nrc50i} \quad (20)$$

donde:

$$R_{nrc50i} = 0.071 P^{-0.82} \cot \alpha^{-0.62} S_{op}^{-0.46} \quad (21)$$

$$\begin{cases} f_{r50i} = 0.2 \frac{F}{H_{50i}} + 0.9 & \text{para } F / H_{si} < 0.5 \\ f_{r50i} = 0.1 & \text{para } F / H_{si} \geq 0.5 \end{cases} \quad (22)$$

siendo:

- R_{rc50i} , el valor del coeficiente de reflexión calculado para dique rebasable para las 50 mayores olas incidentes.
- R_{nrc50i} , el valor del coeficiente de reflexión calculado para dique no rebasable para las 50 mayores olas incidentes.
- f_{r50i} , el coeficiente de ajuste por francobordo para las 50 mayores olas incidentes.

- $S_{op} = \frac{2\pi H_{50i}}{g T_p^2}$ es el peralte; H_{50i} , la altura de ola promedio de las 50 mayores olas incidentes; T_{p50i} , el período de pico medido después de separación de oleaje sobre la serie incidente. Se ha utilizado un estimador del tipo $T_{p50i} = 1,3 T_{50i}$ (Goda, [16]). T_{50i} es el período medio de las 50 mayores olas.

La fórmula del número de estabilidad válida para la altura total se transforma en la ecuación (23):

$$N_{s50t} = \frac{H_{50im} (1 + R_{nrc50i})}{\Delta D_{50}} \quad (23)$$

donde:

- N_{s50t} es el número de estabilidad de las 50 mayores olas totales.
- H_{im} es la altura de ola promedio de las 50 mayores olas incidentes medidas.
- R_{nrc50i} , el valor del coeficiente de reflexión calculado para dique no rebasable para las 50 mayores olas incidentes.

Utilizando los datos de los ensayos para obtener la función de ajuste del coeficiente de reflexión para dique no rebasable R_{nrc50} se han utilizado solamente los datos con $F / H_{50i} > 0,5$. Se ha obtenido:

$$R_{nrc50i} = 0.071P^{-0.82} \cot \alpha^{-0.62} S_{op}^{-0.37} \quad (24)$$

El exponente del peralte fue el único parámetro de ajuste.

Con la relación (24) válida para R_{nrc50i} y con los datos para $F / H_{50i} < 0,5$ (dique rebasable) se ha obtenido una nueva curva de ajuste del tipo (22) para el coeficiente de reducción. El ajuste ha dado la siguiente expresión (siendo $f_{r50i} = Rr50 / R_{nrc50}$):

$$F_{r50i} = 0.027 \frac{F}{H_{50i}} + 0.87 \quad (25)$$

Una vez obtenidas las fórmulas (24) y (25), ajustadas con los ensayos, estas se pueden utilizar en el diseño de diques rebasables del tipo considerado en este estudio, usando la fórmula (23), puesto que ambos parámetros pueden calcularse a partir de los datos de clima marítimo a pie de dique.

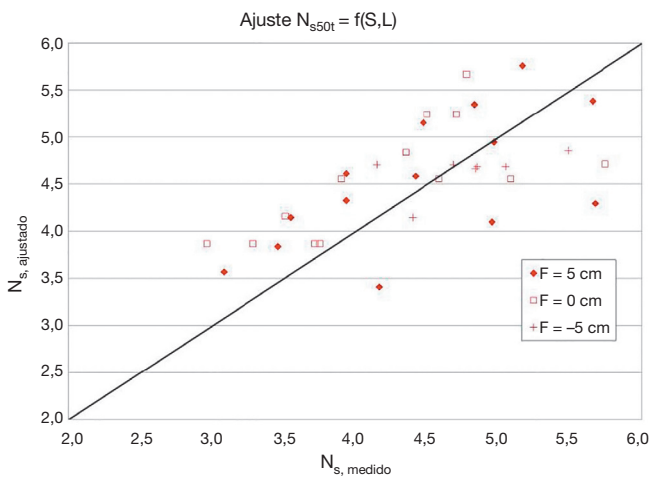


Figura 11. Puntos experimentales para el ajuste de las funciones potenciales del número de estabilidad $N_{s50t} = f(S, L)$ considerando todos los francobordos (F).

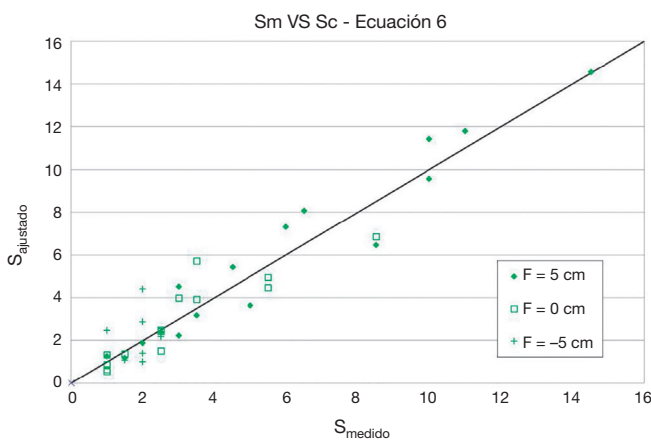


Figura 12. Ajustes de S_m medido frente a S_c calculado con la ecuación 6 en función de la altura incidente (H_{50i}).

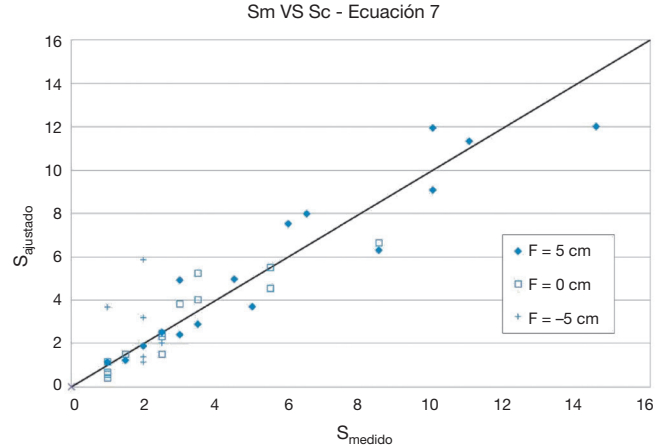


Figura 13. Ajustes de S_m medido frente a S_c calculado con la ecuación 7 en función de la altura total (H_{50t}).

Tabla 4

Índices de correlación y errores medidos con diferentes fórmulas para el daño S

	Uso de H_{50i}	Uso de: H_{50t} con R
$R^2 =$	0,91	0,85
$I_a =$	0,98	0,96
$e_t =$	1,05	1,28

3.3. Comparaciones entre el daño medido y calculado

Se han comparado los valores del daño S_m medido, con los valores del daño S_c calculado por ajuste potencial de las ecuaciones (14), (15) y (16).

En la figura 12 y en la figura 13 se comparan los niveles de daño medidos y calculados para la fórmula que adopta la altura de ola incidente y la altura de ola total, respectivamente. Esta comparación permite verificar experimentalmente la idoneidad del uso de los parámetros H_{50t} y H_{50i} para la fórmula de la estabilidad de diques de escollera rebasables.

En la tabla 4 se observa que el mejor ajuste se ha obtenido utilizando el parámetro de altura de ola H_{50i} . Por lo tanto, para la estructura considerada en este estudio, la fórmula que adopta H_{50i} es más precisa que la que adopta H_{50t} . Sin embargo, se puede observar que las diferencias en los errores I_a y R^2 es inferior al 10%, con lo cual se sugiere la necesidad de realizar más ensayos con diferentes geometrías para poder generalizar los resultados.

4. Conclusiones

Como se ha indicado en la introducción, el objetivo de este trabajo ha sido demostrar que las formulaciones que facilitan el número de estabilidad del manto principal de diques en talud son más precisas si se expresa el citado número de estabilidad en función de la altura de ola incidente que si se expresa en términos de la altura de ola total (incidente + reflejada), tal como demostraron López *et al.* [5]. Tras la experimentación realizada, y utilizando la altura de ola media de las 50 mayores olas que alcanzan el dique (H_{50}) como descriptor de la altura de ola, se ha demostrado que:

- a) La propuesta de López *et al.* [5] es correcta, es decir, la formulación del número de estabilidad con los datos medidos de H_{50t} (lo que implica utilizar los datos medidos del coeficiente de reflexión) es más precisa (en dos de los tres índices de ajuste utilizados) que la formulación del número de estabilidad con la altura de ola medida incidente (H_{50i}).
- b) La utilización de la formulación con la altura de ola total (H_{50t}), para el diseño de diques implica la disponibilidad de una expresión para el coeficiente de reflexión (R) en términos de los parámetros de oleaje y del dique conocidos a priori.
- c) Estas expresiones del coeficiente de reflexión tienen su correspondiente dispersión, por lo que al introducirlas en el cálculo del número de estabilidad basado en la altura total (N_{50t}) añaden una nueva dispersión a las formulaciones que determinan el daño, perdiéndose la ventaja de la utilización de la H_{50t} frente a la H_{50i} .
- d) Utilizando la formulación de Van der Meer [3] para la evaluación del coeficiente de reflexión, la H_{50i} describe mejor el daño medido que la H_{50t} con los tres índices de dispersión utilizados.
- e) Las formulaciones actuales (Van der Meer, [3]; Shahidi y Bali, [1]; Vidal *et al.* [7]) tienen en cuenta, de forma indirecta, el coeficiente de reflexión a través del número de Iribarren y la permeabilidad. En este trabajo, se introdujo el cálculo directo de la reflexión utilizando la formulación de Van der Meer [16].

Agradecimientos

Se agradece la ayuda inestimable de los becarios del laboratorio de hidráulica durante la realización de las mediciones y del técnico del Laboratorio Christian Montanari. Un especial agradecimiento a Alejo Testa y Antoine Patalano, doctorandos en el LH, por sus sugerencias en la redacción del artículo.

Bibliografía

- [1] Shahidi AE, Bali M. Stability of rubble-mound breakwater using H50 wave height parameter. Coastal Engineering. 2011;59:38–45.
- [2] Van der Meer JW. Stability of breakwater armour layers-design formula. Coastal Engineering. 1988a;11:219–39.
- [3] Van der Meer JW. Rock slopes and gravel beaches under wave attack. PhD Thesis, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands; 1988b.
- [4] Vidal C, Medina R, Lomonanco P. Wave height parameter for damage description of rubble mound breakwater. Coastal Engineering. 2006;53:712–22.
- [5] López C, Losada M, Kobayashi N. Stability of mound breakwaters: dependence on wave reflection. Proceedings of 26th Coastal Engineering Conference, ASCE. 1998:1833–45.
- [6] Gyssels P, Pagot M, Hillman G, Muratore H, Rodríguez A. Breakwater stability study by a physical model. IMTA. 2013;Vol. iv, núm. 4.
- [7] Vidal C, Martin FL, Negro V, Gironella X, Madrigal B, García-Palacios J. Measurement of Armor Damage on Rubble Mound Structures: Comparison Between Different Methodologies. Coastal Structures. 2003:189–200.
- [8] Hudson RY, Herrmann Jr FA, Sager RA, Whalin RW, Keulegan GH, Chatham Jr CE, et al. "Coastal Hydraulic Models," Special Report No. 5, U.S. Army Corps of Engineers, Coastal Engineering Research Center, Fort Belvoir, VA 22060; 1979.
- [9] Vidal C, Losada MA, Medina R, Mansard EPD, Gómez-Pina G. A universal analysis for the stability of both low-crested and submerged breakwaters. 22.^a Conferencia de Coastal Engineering, Italia. Venecia: 1991; p. 1679–7692.
- [10] Baldock TE, Simmonds DJ. Separation of incident and reflected waves over sloping bathymetry. Coastal Engineering. 1999;38:167–76.
- [11] Mansard, E. y Funke, E. "The measurement of incident and reflected spectra using a least square method", Proc. 17th Int. Conference on Coastal Engineering. Sydney: 1980; Vol. 1, p. 154–72.
- [12] Goda Y, Suzuki Y. "Estimation of incident and reflected waves in random wave experiments", Proc. 15th Int. Conference on Coastal Engineering. Honolulu: 1976; Vol. 1, p. 828–45.
- [13] International Association for Hydro-Environment Engineering and Research (IAHR). "IAHR list of sea state parameters". IAHR Seminar, Wave Analysis and Generation in Laboratory Basins. Lausanne: 1987.
- [14] Baquerizo A, Losada MA. Wave height to depth ratio in front of coastal structures. Proceedings of Coastal Structures, 1999.
- [15] Van der Meer JW, Briganti R, Zanuttigh B, Wang B. Wave transmission and reflection at low-crested structures: Design formulae, oblique wave attack and spectral change. Coastal Engineering. 2005;52:915–29.
- [16] Goda Y. "Random Seas and Design of Maritime Structures. World Scientific. 2010, pp. 708.

Listado de símbolos

Símbolo	Nombre	Unidades
e_a	Espesor de la primera capa del manto exterior	[L]
e_t	Error típico	-
f_{r50i}	Coefficiente de ajuste por francobordo de las 50 mayores olas incidentes	-
g	Aceleración de gravedad	[LT ⁻²]
h_e	Elevación de la estructura	[L]
h'_w	Profundidad del agua a pie del dique durante los ensayos	[L]
n	Porosidad	-
s_{op}	Peralte de la ola calculado para la altura de ola de pico en aguas profundas	-
s_p	Peralte de la ola calculado para la altura de ola de pico	-
A_{te}	Área erosionada por unidad de ancho promedio entre $A_{te,N}$ y $A_{te,S}$	[L]
$A_{te,N}$	Área erosionada calculada por conteo de las piezas movidas	[L ²]
$A_{te,S}$	Área erosionada por unidad de ancho calculada por medición de perfiles erosionados	[L ²]
D	Tamaño característico de un bloque de la estructura en enrocado	[L]
D_{50}, D_{n50}	Diámetro nominal de los bloques	[L]
D_{n50am}	Diámetro nominal de los bloques de la armadura en modelo	[L]
D_{n50nm}	Diámetro nominal de los bloques del núcleo en modelo	[L]
D_{n50ap}	Diámetro nominal de los bloques de la armadura en prototipo	[L]
D_{n50np}	Diámetro nominal de los bloques del núcleo en prototipo	[L]
F	Francobordo	[L]
H	Altura de ola	[L]
H_i	Altura de ola incidente al pie de la estructura	[L]
$H_{máxrmst}$	Altura de ola cuadrático media, máxima total	[L]
$H_{máxt}$	Altura de ola máxima total	[L]
H_{m0i}	Altura de ola espectral incidente del momento de orden cero	[L]
H_{m0t}	Altura de ola espectral total del momento de orden cero	[L]

H_{rmsi}	Altura de ola cuadrático media incidente	[L]
H_s	Altura de ola significativa	[L]
H_{si}	Altura de ola significativa incidente	[L]
H_{st}	Altura de ola significativa total	[L]
H_{50i}	Altura de ola promedio de las 50 mayores olas incidentes	[L]
H_{50r}	Altura de ola promedio de las 50 mayores olas reflejadas	[L]
H_{50im}	Altura de las 50 mayores olas incidentes, medida	[L]
I_a	Índice de ajuste	-
I_r	Número de Iribarren o Parámetro de Similaridad de Surf	-
I_{r50i}	Número de Iribarren del talud de las 50 mayores olas incidentes	-
L	Longitud de la estructura ensayada	[L]
L_{m0}	Longitud de onda media en aguas profundas	[L]
L_{50i}	Francobordo adimensional del oleaje incidente	-
L_{50im}	Francobordo adimensional del oleaje incidente medido	-
N	Número de piedras depositadas sobre el manto principal	-
N_s	Número de estabilidad	-
N_{s50i}	Número de estabilidad de las 50 mayores olas incidentes	-
N_{s50ic}	Número de estabilidad de las 50 mayores olas incidentes, calculado	-
N_{s50im}	Número de estabilidad de las 50 mayores olas incidentes, medido	-
N_{s50t}	Número de estabilidad de las 50 mayores olas totales	-
N_{s50tc}	Número de estabilidad de las 50 mayores olas totales calculado	-
N_{s50tm}	Número de estabilidad de las 50 mayores olas totales, medido	-
N_D	Escala del tamaño de las piedras	-
N_L	Escala de longitudes	-
N_{Dn}	Escala del tamaño de las piedras del núcleo	-
N_{Dp}	Escala del tamaño de las piedras del manto principal	-
N_T	Escala de los tiempos	-
N_Δ	Escala de densidad sumergida de las piezas	-
P	Permeabilidad característica	-
R	Coefficiente de reflexión	-
R_{m0}	Coefficiente de reflexión del momento de orden cero del espectro	-
	Jonswap medido	
R_{nrc50}	Coefficiente de reflexión de las 50 mayores olas, calculado, para una estructura no rebasable	-
R_{nrc50i}	Coefficiente de reflexión de las 50 mayores olas, calculado, incidentes para una estructura no rebasable	-
R_{rc50i}	Coefficiente de reflexión de las 50 mayores olas incidentes para una estructura rebasable	-
R_{50}	Coefficiente de reflexión válido para las 50 mayores olas	
R_2	Coefficiente de correlación	-
S	Coefficiente de avería o daño para el criterio adoptado	-
S_m	Coefficiente de avería o daño para el criterio adoptado, medido	-
S_c	Coefficiente de avería o daño para el criterio adoptado, calculado	-
T_p	Período de pico del oleaje	[T]
T_{p50i}	Período de pico de las 50 mayores olas incidentes	[T]
T_{mi}	Período medio de las olas incidentes	[T]
T_{50i}	Período medio de las 50 mayores olas incidentes	[T]
V_n	Volumen ocupado por estas piedras	[L ³]
W, W_{50}	Peso medio de las piezas de enrocado	[M]
W_{50pp}	Peso de las piezas de la armadura en prototipo	[M]
W_{50np}	Peso de las piezas del núcleo en prototipo	[M]
W_{50ap}	Peso medio de las piezas del manto principal	
W_{50pm}	Peso de las piezas de la armadura en modelo	[M]
W_{50nm}	Peso de las piezas del núcleo en modelo	[M]
α	Ángulo del talud de la estructura	[°]
μ	Viscosidad dinámica del agua	[NTL ⁻²]-
ν	Viscosidad cinemática del agua	[L ² T ⁻¹]
ρ, ρ_w	Densidad del agua de mar	[ML ⁻³]
ρ_a	Densidad de la unidad del manto principal	[ML ⁻³]
ρ_s	Densidad de los bloques del manto de la estructura	[ML ⁻³]
ρ_{sp}	Densidad de las piezas del manto principal y del núcleo	[ML ⁻³]