

INFLUENCIA DE LOS GRUPOS DE OLAS SOBRE LA ESTABILIDAD DE LOS DIQUES EN TALUD

Josep R. Medina¹, Claudio Fassardi², Robert T. Hudspeth³

En este artículo se presentan resultados de un experimento sobre la estabilidad de diques en talud bajo el ataque de grupos de olas. Los ensayos se desarrollaron en el canal de ensayos de la OSU con oleaje irregular hasta $H_s = 70$ cm. Los daños observados se mostraron altamente correlacionados con las características de agrupamiento del oleaje irregular JONSWAP generado en el experimento. Los resultados indican que el efecto del agrupamiento sobre la estabilidad de diques puede ser del mismo orden de magnitud que el efecto de la duración de los temporales. También queda comprobada la influencia del período del oleaje sobre la estabilidad.

Introducción

Medina y Hudspeth (1989) describen la evolución de los métodos de diseño de diques rompeolas durante los últimos años y señalan el punto crítico en el que nos encontramos. Durante las últimas dos décadas, grandes diques como los de Sines, Bilbao, San Ciprián, Antalya, Arzew y otros han sufrido daños de consideración que han significado elevadas pérdidas económicas y conflictos costosos. Además de los grandes casos presentados a nivel internacional y que son relativamente bien conocidos, existen una multitud de pequeños diques que han sido dañados en mayor o menor grado sin que hayan recibido publicidad y tengan la relevancia de los anteriores. El resultado de esta situación ha sido la falta de confianza generalizada en la utilización de las técnicas tradicionales de cálculo y diseño de diques en talud.

El fracaso evidente de las técnicas tradicionales de diseño de diques no ha significado el desarrollo inmediato de nuevas técnicas de diseño más eficientes.

Por otro lado, la experiencia general acumulada relativa a la construcción de diques constituye uno de los factores fundamentales de diseño en la práctica. Por esta razón, el fracaso evidente de las técnicas tradicionales de diseño de diques no ha significado el desarrollo inmediato de nuevas técnicas de diseño más eficientes. El estado de la técnica actual está caracterizado por la coexistencia de formulaciones y técnicas de diseño múltiples, así como la de opiniones divergentes en cuanto a la importancia relativa de los distintos factores de cálculo y las secciones tipo que deben utilizarse en el futuro. Existe una gran variedad de secciones tipo, conceptos y fórmulas de cálculo de diques que han sido propuestas como alternativas a las técnicas y diseños clásicos, pero no existe la necesaria experiencia acumulada de construcciones reales para que constituyan alternativas seguras a corto plazo. Sin embargo, parece evidente que los paquetes «software» de diseño y optimización de diques, como el analizado por Haan (1991) y Medina (1992), acabarán por imponerse en la práctica popularizando las técnicas de cálculo y diseño más sofisticadas. En este contexto, resulta imprescindible resolver correctamente los aspectos parciales del diseño, como la

¹ Laboratorio de Puertos y Costas, Dep. de Transportes, Universidad Politécnica de Valencia. ² ARCTEC Offshore Corporation, EE.UU. ³ Ocean Engineering Program, Dep. of Civil Engineering, Oregon State University, EE.UU.

El mecanismo de fallo más importante en el diseño de diques rompeolas es la erosión del manto hasta la rotura por la acción del oleaje durante los temporales.

influencia de los grupos sobre la estabilidad del manto, porque la integración en un procedimiento complejo de diseño será muy fácil a medio plazo.

El mecanismo de fallo más importante en el diseño de diques rompeolas es la erosión del manto hasta la rotura por la acción del oleaje durante los temporales. El manto principal es el elemento estructural más caro y, por consiguiente, un diseño óptimo del mismo se traduce en beneficios económicos inmediatos en la construcción, o a largo plazo en la seguridad de la obra y el sistema económico apoyado en la misma. Resulta pues imprescindible establecer una correcta relación entre clima marítimo, emplazamiento y diseño de dique, para evitar las fuertes pérdidas económicas en roturas y sobredimensionados que pueden observarse en el conjunto de obras realizadas (ver MOPU, 1988).

Durante la última década se han acumulado evidencias experimentales que prueban la influencia significativa del peralte característico y la duración de los temporales sobre la estabilidad de los elementos del manto principal. Sin embargo, existen divergencias significativas respecto de la influencia del agrupamiento de olas. Los grupos de olas se presentan de forma natural en el oleaje real y afectan una amplia variedad de obras y procesos litorales (ver Medina y Hudspeth, 1990); en el área de la estabilidad y diseño de diques en talud, Bruun (1985) y otros autores han presentado observaciones que señalan con claridad una significativa influencia del agrupamiento de olas sobre la estabilidad, aunque Van der Meer (1988 a,b) no pudo observar esta influencia y no incorporó este aspecto del oleaje a sus formulaciones de cálculo. Por otro lado, el conflicto de ideas se puede considerar neutralizado por una realidad que en la práctica se apoya en métodos de cálculo tradicionales (SPM, 1984) donde no son considerados ni el período del oleaje, ni la duración del temporal, ni el agrupamiento. La práctica de diseño recomienda realizar ensayos físicos con oleaje irregular para cubrir las lagunas de conocimiento y garantizar la idoneidad de cada diseño específico, pero no queda claro cómo hay que planear los experimentos a escala reducida para conseguir el fin propuesto.

Medina et al. (1990) describen la aparente contradicción existente entre los resultados obtenidos por diferentes autores que desarrollaron experimentos con el objeto de analizar los efectos del agrupamiento sobre los diques rompeolas. Así, el experimento de Johnson et al. (1978) parece sugerir que los trenes irregulares con rachas largas son más peligrosos para los diques. Sin embargo, los resultados del experimento de Burchart (1979) parecen indicar que los trenes con rachas cortas son más peligrosos. Por otro lado, Van der Meer (1988a) no pudo encontrar influencia significativa de la longitud media de racha sobre la estabilidad de los diques. Medina et al. (1990) pudieron explicar esta aparente contradicción distinguiendo dos características de agrupamiento independientes: la longitud media de racha (correlacionada con el apuntamiento espectral) y el coeficiente de excedencia de la envolvente, α . Los daños observados en el manto principal no parecen depender de la longitud media de

racha o del apuntamiento espectral, pero sí parece que dependen fuertemente del coeficiente de excedencia de la envolvente, α . Este coeficiente α tiene un significado físico claro y resulta estar altamente correlacionado con el Factor de Agrupamiento redefinido sobre la envolvente como: $GF = \sigma[H^2(t)]/8m_0$. Las definiciones tradicionales del Factor de Agrupamiento sobre la SIWEH (Fünke y Mansard, 1979) no son adecuadas para estudiar la estabilidad de diques ya que sus valores dependen de las dos características independientes de agrupamiento señaladas anteriormente.

Para evaluar la influencia del agrupamiento sobre el manto principal, se desarrollaron una serie de ensayos a gran escala en el O.H. Hindsdale Wave Research Facility (OHH-WRF) de la Oregon State University (EE.UU.); en este artículo se refieren estos ensayos como «el experimento». Posteriormente, se ha desarrollado un experimento similar en el canal de ensayos de la Universidad Politécnica de Valencia (UPV) a una escala cuatro veces menor con objeto de comprobar los resultados obtenidos en la OSU y estudiar otros factores de diseño. El objeto principal de este artículo es describir las bases experimentales y los resultados obtenidos, así como su implicación en el diseño de diques en talud. En primer lugar, este artículo proporciona una visión general de los efectos del agrupamiento de oleaje en diferentes problemas de Ingeniería Marítima y del modelo lineal de agrupamiento utilizado para diseñar el experimento. En segundo lugar, se describen los equipos y modelo físico utilizado. Se procede después a establecer el criterio para definir el nivel de daño en el manto principal comparando los criterios de Iribarren (1965), SPM (1984) y Van der Meer (1988a); se analizan los resultados del experimento evaluando la influencia de la forma espectral, el coeficiente de excedencia de la envolvente y el peralte característico, y finalmente, se comparan los resultados con los de Van der Meer (1988a) y el SPM (1984) señalando recomendaciones para considerar el agrupamiento del oleaje en la mejora de los métodos de diseño de diques en talud.

Grupos de olas

Desde la publicación de los experimentos numéricos de Goda (1970) en los que se puso de manifiesto que el oleaje irregular definido por un espectro genera la aparición de grupos de olas, el interés por la caracterización de los grupos y la evaluación de efectos sobre obras marítimas ha crecido progresivamente. Los campos de aplicación del concepto de agrupamiento ha ido ampliándose y en este momento alcanza, entre otros, el estudio de la resonancia en dársenas, el cálculo de sistemas de amarre y el análisis de la estabilidad de buques y obras marítimas. A pesar de las evidencias acumuladas sobre la importancia de los grupos de olas en el estudio de obras marítimas, las aplicaciones prácticas concretas de los efectos del agrupamiento son escasas. Son varias las razones que explican este retraso entre evidencia del fenómeno y aplicación al diseño, entre ellas la multitud de parámetros y modelos de análisis propuestos para el estudio de los grupos

de olas y la escasez de un banco de datos suficiente que permita tener en cuenta este fenómeno del oleaje real.

Ya Tucker (1950) había señalado que la presencia en zonas costeras de ondas con período de minutos y la resonancia inducida en algunos puertos podían ser debidas a la presencia de grupos de olas. Sin embargo, la falta de una evidencia clara del supuesto agrupamiento y de un aparato teórico suficiente dejaron las observaciones de Tucker (1950) sin la transcendencia que tendrían en el futuro. Durante la década de los 70 se desarrollaron diversas teorías para explicar y caracterizar el agrupamiento del oleaje y al mismo tiempo aparecieron las primeras demostraciones claras de la importancia del factor de agrupamiento y su impacto sobre fenómenos y obras marítimas. Entre los problemas de Ingeniería Marítima afectados por el fenómeno de agrupamiento del oleaje podemos señalar los de resonancia en dársenas portuarias, la oscilación de estructuras flotantes y fuerzas sobre amarras, los daños extraordinarios sobre embarcaciones y estructuras flotantes, la estabilidad de diques en talud y los fenómenos de rebase de estructuras. Además de los efectos que producen los grupos de olas relativos a ondas de largo período (minutos) y daños sobre estructuras, las características de agrupamiento del oleaje están relacionados con la variabilidad estadística de parámetros básicos que miden la potencia del oleaje (m_0 , H_s) con lo que la estimación de las incertidumbres asociadas a estas variables de cálculo requieren una descripción adecuada de las características de agrupamiento (ver Medina y Hudspeth, 1987).

Grupos de Olas y Problema de Ingeniería

La tendencia que tienen las olas a presentarse en grupos no sólo es un hecho que modifica las anteriores concepciones intuitivas del oleaje regular y del oleaje aleatorio sino que explica algunos fenómenos marítimos de importancia y aparece en la actualidad como un fenómeno básico que puede cambiar a medio plazo muchas técnicas de cálculo de obras marítimas. En primer lugar, podemos señalar que el cambio del nivel medio del mar producido por la acción del oleaje («set down») depende de la altura de ola local al cuadrado, $H^2(x,t)$. Dado que esta función es variable en el espacio y el tiempo y tiene un espectro con período medio varias veces superior al del oleaje, el oleaje tenderá a generar ondas largas de forma natural. Estas ondas largas son inapreciables en aguas profundas pero en aguas someras aumentan su amplitud absoluta y relativa hasta alcanzar valores importantes en la zona de rompientes, pudiendo generar efectos de resonancia en playas, puertos y zonas abrigadas (ver Battjes, 1988, y Medina y Hudspeth, 1990).

La tendencia al agrupamiento de las olas se traduce en un flujo de potencia variable de período largo que impone unas condiciones hidrodinámicas especiales. En efecto, los movimientos de buques y estructuras flotantes que tienen períodos naturales de oscilación superiores a los del oleaje pueden resultar muy sensibles a la influencia de la acción hidrodinámica de los grupos de olas. Así pues, para el diseño de sistemas de amarre o po-

sicionamiento de estructuras flotante bajo la acción del oleaje, las características de agrupamiento resultan tan importantes como el propio oleaje. Simplificando la situación, podemos afirmar que las funciones de transferencia de los desplazamientos de algunos flotadores tienden a amplificar el efecto de los grupos de olas y reducir el de las olas individuales.

En parte debido a lo expresado anteriormente, se atribuyen a los grupos de olas efectos destructivos extraordinarios sobre embarcaciones pesqueras e incluso sobre buques de gran desplazamiento. El efecto de un grupo de olas, además de amplificar las acciones normales del oleaje, puede ocasionar roturas a profundidades indefinidas y combinaciones de peraltes y movimientos muy peligrosos para las embarcaciones pequeñas. La estabilidad de los diques rompeolas es uno de los campos de estudio en el que el agrupamiento del oleaje está generando un mayor interés y contraste entre teorías y métodos prácticos de diseño. Desde la publicación de Johnson et al. (1978), un gran número de autores han planteado la importancia del factor de agrupamiento en diques, pero la incorporación al diseño no está aceptada de forma general. Puede verse como la edición del Shore Protection Manual (1984), a pesar de señalar la importancia de los grupos de olas, propone utilizar una técnica clásica basada en la formulación de Hudson similar a la clásica de Iribarren (1938).

En resumen, se puede afirmar que los fenómenos reseñados en este punto y otras observaciones del efecto del agrupamiento sobre obras y procesos litorales han extendido progresivamente la idea de que todo el ámbito de las estructuras marítimas está afectado por el oleaje y sus características de agrupamiento, y que estas características de agrupamiento deberán ser incluidas progresivamente en las técnicas prácticas de cálculo y diseño de todas las obras marítimas.

Grupos de Olas y Variabilidad del Oleaje

El agrupamiento de las olas del oleaje real no sólo produce acciones hidrodinámicas de largo período que pueden amplificarse por la forma de la función de transferencia de determinadas estructuras marítimas. De acuerdo con lo expuesto por Medina y Hudspeth (1987) existe una fuerte relación entre agrupamiento, variabilidad del oleaje y apuntamiento espectral. Con simulaciones numéricas NSA-FFT (Tuah y Hudspeth, 1982) equivalentes a las RCS-FFT (Funke y Mansard, 1987) puede demostrarse que el coeficiente de variación de la variable z_{rms} de un registro.

$$z_{rms} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N [z(n\Delta t) - \bar{z}]^2} \quad (1)$$

es

$$\frac{\sigma(z_{rms})}{E(z_{rms})} = \sqrt{\frac{T_p}{2N \Delta t}} \quad (2)$$

A pesar de las evidencias acumuladas sobre la importancia de los grupos de olas en el estudio de obras marítimas, las aplicaciones prácticas concretas de los efectos del agrupamiento son escasas.

donde

$$T_v = \frac{\int_{f_{\min}}^{f_{\max}} S_z^2(f) df}{2 m_0^2} ; 0 < f_{\min} < f_{\max} < \frac{1}{2 \Delta t} \quad (3)$$

siendo N el número de puntos de la serie temporal utilizada para calcular z_{rms} ; Δt el intervalo de discretización temporal; $S_z(f)$ el espectro de oleaje; m_0 la varianza de desplazamientos, y $z(n\Delta t)$ la serie temporal de desplazamientos verticales de la superficie del mar. El coeficiente de la variación de la desviación típica estimada, $CV(z_{rms}) = \sigma(z_{rms})/E(z_{rms})$, resulta depender del parámetro temporal de apuntamiento espectral, T_v . Tomando en consideración la Ec. 3 y la propuesta empírica de parámetro de apuntamiento espectral propuesto por Goda (1970), Medina y Hudspeth (1987) justificaron un nuevo parámetro adimensional de apuntamiento espectral dado por

$$Q_e = \frac{4T_v}{T_{01}} = \frac{2m_1}{m_0^3} \int_0^\infty S_z^2(f) df \quad (4)$$

siendo el parámetro empírico de Goda (1970). T_{01} es el período medio definido por m_0/m_1 y el

$$Q_p = \frac{2}{m_0^2} \int_0^\infty f S_z^2(f) df \quad (5)$$

coeficiente de variación de z_{rms} resulta ser

$$CV(z_{rms}) = \frac{\sigma(z_{rms})}{E(z_{rms})} = \sqrt{\frac{Q_e}{8} \frac{N\Delta t}{T_{01}}} \quad (6)$$

es decir, el cuadrado del coeficiente de variación de la desviación típica estimada es directamente proporcional a Q_e e inversamente proporcional al número de olas del registro, $N\Delta t/T_{01}$. Los parámetros Q_e y Q_p están fuertemente correlacionados para la mayoría de los espectros utilizados habitualmente.

A título orientativo puede señalarse que la variable z_{rms} estimada de un registro de 17 min. 4 seg. de un oleaje JONSWAP ($\gamma = 7$) con período medio $T_{01} = 13$ seg. tiene un coeficiente de variación del 9,4 %. Esto implica que los estadísticos de oleaje básicos estimados a partir de este tipo de registros (p.e. altura de ola significativa) tendrán un intervalo de confianza (del 95 %) de anchura 37 %, con la consiguiente incertidumbre estadística y su impacto en el diseño de obras (ver Medina y Sanz, 1987).

El Modelo Lineal para Estudiar los Grupos de Olas

Durante las últimas dos décadas se han sucedido en la literatura científica un conjunto de metodologías de análisis de grupos de olas con sus correspondientes fundamentos teóricos y parámetros descriptivos. Existen diversas técnicas y modelos utilizados para el análisis de grupos de olas, de los que podemos resaltar los basados en la hipótesis de linealidad del oleaje. Rice (1954) publicó un estudio extenso sobre las características de las realizaciones de procesos estocásticos estacionarios normales (lineales). Por otro lado, los estudios de Rye (1982) y los registros de boyas situadas profundidades mayores de 10 m. analizados por Goda (1983), Elgar et al. (1984, 1985), y Battjes y Vledder (1984) apoyan el uso de la hipótesis de linealidad en el estudio de las propiedades de agrupamiento del oleaje. Medina y Hudspeth (1990) y Hudspeth y Medina (1988) han desarrollado la teoría de Rice (1954) integrando la mayoría de las técnicas de análisis de grupos: la SIWEH (Funke y Mansard, 1979), la LVTS (Thompson y Seelig, 1984) y la función de altura de ola (Medina y Hudspeth, 1987). Las relaciones principales son

$$SIWEH(t) \approx LVTS(t) \approx \frac{H^2(t)}{8} = \frac{A^2(t)}{2} \quad (7)$$

La función $H^2(t)$, calculada con la transformada de Hilbert aísla exactamente las componentes de baja frecuencia de $z^2(t)$ en las realizaciones de procesos estocásticos lineales. El «Groupiness Factor», GF, propuesto por Funke y Mansard (1979) como la desviación típica de la SIWEH dividida por la varianza, m_0 , debería oscilar alrededor de $E[GF] = 1$ para todas las formas espectrales. La correlación encontrada por Funke y Mansard (1979) entre GF y Q_p está relacionado con el alisado arbitrario que realiza la SIWEH, dependiente de la forma espectral. La verdadera función de varianza instantánea para oleaje lineal es $H^2(t)/8$ señalada en la Ec 7. Las propiedades estocásticas de $H(t)$, $A(t)$, y $H^2(t)$ pueden expresarse del siguiente modo

$$4S_A(f) = S_H(f) \approx (8-2\pi)m_0\Gamma_\eta(f) \quad (8a)$$

$$S_{H^2}(f) \approx 64m_0^2\Gamma_\eta(f) \quad (8b)$$

donde la función de densidad espectral de la envolvente puede calcularse a partir del espectro de oleaje como

$$\Gamma_z(f) = \frac{2}{m_0^2} \int_0^\infty S_z(x+f)S_z(x)dx \quad (9)$$

Esta función es monótonicamente decreciente para los espectros de oleaje con un máximo (en $f = 0$) relacionado con las características de agrupamiento y la variabilidad de la varianza

$$\Gamma_{\eta}(0) = 4T_v = Q_e T_{01} \quad (10)$$

donde T_v es el parámetro temporal de apuntamiento espectral propuesto por Medina et al. (1985) y Q_e es un parámetro adimensional similar al Q_p de Goda (1970) pero con soporte matemático, no empírico.

Se han propuesto una gran variedad de metodologías para analizar grupos de olas en 1-D (sólo la dimensión temporal). Sin embargo, como señalan Medina y Hudspeth (1989), la mayoría de los problemas reales son problemas 2-D ($z(x,t)$) o bien 3-D ($z(x,y,t)$), pero muy pocas veces 1-D ($z(t)$). Por tanto, es necesario desarrollar nuevas teorías que permitan describir y analizar grupos de olas en el ámbito 2-D y 3-D, para poder utilizarlas en la solución de problemas de ingeniería.

Grupos de Olas en 2-D

Los experimentos físicos 2-D son una herramienta esencial en el diseño de obras marítimas. La correcta modelación física de obras y oleaje en canales de ensayo requieren una adecuada descripción de las distintas variables en el tiempo (t) y el espacio (x). Una de las variables es el agrupamiento del oleaje. Es necesario tener presente que un grupo de olas en 1-D (t) no es lo mismo que un grupo de olas en 2-D (x,t). En el caso bidimensional aparecen unas nuevas características como la celeridad de grupo que no tienen sentido en el caso 1-D. Existen pues agrupaciones de olas en el tiempo (1-D) y también en el espacio (2-D), de manera que las características de unas y otras están relacionadas pero no son iguales. En esta sección se van a mostrar las relaciones entre olas y grupos de olas en 1-D y 2-D en el tiempo y el espacio, sobre la base de la superposición lineal de ondas y la relación de dispersión clásica.

$$f^2 = \left(\frac{g}{2\pi} \right) \lambda \tanh(2\pi \lambda h) \quad (11)$$

donde h es la profundidad y $f = 1/T$ es la frecuencia correspondiente a la longitud de onda $L = 1/\lambda$. De acuerdo con Medina y Hudspeth (1989), la teoría de ondas y envolventes desarrollada en 1-D puede extenderse a los experimentos 2-D en canales de ensayo, considerando dos variables independientes: espacio (x) y tiempo (t). El desplazamiento de la superficie del agua en el canal de ensayos puede expresarse como

$$z(x,t) = \sum_{m=1}^M R_m \cos[2\pi(\lambda_m x - f_m t) + \phi_m] \quad (12)$$

donde R_m y f_m son la amplitud y frecuencia de la componente de orden m ; ϕ_m es la fase uniformemente distribuida en el intervalo $[0, 2\pi]$, y λ_m es la inversa de la longitud de onda de orden m calculada utilizando la fórmula de dispersión lineal. La transformación de Hilbert de $z(x,t)$ en los dominios del tiempo y el espacio pueden definirse como

$$\hat{z}(x,t) = \sum_{m=1}^M R_m \sin[2\pi(\lambda_m x - f_m t) + \phi_m] \quad (13)$$

La envolvente y función de altura de ola en el canal de ensayos puede definirse como

$$H(x,t) = 2A(x,t) = 2\sqrt{z^2(x,t) + \hat{z}^2(x,t)} \quad (14)$$

donde $H(x,t)$ es la función de altura de ola en el tiempo y el espacio, $A(x,t)$ es la envolvente, $z(x,t)$ el desplazamiento vertical de la superficie del agua y $\hat{z}(x,t)$ su transformada de Hilbert. Puede fijarse la variable tiempo ($t = \tau$) o espacio ($x = l$) y las funciones resultantes son 1-D con lo que pueden analizarse de la forma ya conocida. Por ejemplo: la función $z(x,\tau)$ sería una instantánea de $z(x,t)$ en el instante $t = \tau$ que podría obtenerse fotografiando la superficie del agua en el canal de ensayos; $z(l,t)$ sería el registro en el tiempo de desplazamiento vertical de la superficie del agua en el punto $x = l$ del canal. Para correlacionar las características de las ondas en el tiempo y el espacio se puede utilizar la relación

$$S_z(f)df = S_z(\lambda)d\lambda \quad (15)$$

donde $S_z(\lambda)$ es el espectro de $z(x,t)$ en el espacio, $S_z(f)$ es el espectro de la función en el tiempo, λ es la longitud de onda inversa (en ciclos/metro) y f la frecuencia (en ciclos/seg.).

Por otro lado, Longuet-Higgins y Stewart (1964) utilizaron el concepto de tensión de radiación para explicar la depresión del nivel medio del mar (MWL) provocada por los grupos de olas. Esta presión dinámica sobre el MWL tiende a generar ondas de baja frecuencia en los canales de ensayo. Medina (1991) ha propuesto unas fórmulas basadas en el modelo de Longuet-Higgins y Stewart (1964) para estimar la modificación del MWL por efecto del paso de los grupos de olas. El modelo resulta

$$\zeta(x,t) \approx \bar{\zeta} - \frac{A^2(x,t)}{h^2} \left[\frac{3L_0}{8\pi} \right] \quad (16)$$

$$\bar{\zeta} = \frac{2m_0}{h^2} \left[\frac{3L_0}{8\pi} \right] \quad (17)$$

Durante las últimas dos décadas se han sucedido en la literatura científica un conjunto de metodologías de análisis de grupos de olas con sus correspondientes fundamentos teóricos y parámetros descriptivos.

donde $\zeta(t)$ es la elevación del MWL (también denominada «bounded long wave», BLW), $A(x,t)$ es la envolvente de $z(x,t)$, L_0 es la longitud de onda en aguas profundas correspondiente a la frecuencia media y h es la profundidad. La onda $\zeta(x,t)$ es la que fuerzan los grupos de olas en el canal de ensayos y puede amplificarse por resonancia. La onda larga primaria forzada (BLW) puede llegar a tener un 10 % de la amplitud media de onda corta pero con la forma de la envolvente al cuadrado invertida. Sin embargo, la amplitud de las ondas con frecuencias próximas a las de oscilación natural pueden crecer mucho más. Estas frecuencias vienen dadas por

$$f_m = \sqrt{\frac{mg}{4\pi D_0} \tanh \left[\frac{m\pi h}{D_0} \right]}; m=1,2,3... (18)$$

donde m es el número del modo de oscilación y D_0 es la distancia entre pala y estructura. Los modos de resonancia de mayor energía serán los de más baja frecuencia ($m = 1$ y 2) ya que el espectro de la envolvente (y de la BLW) tiene mayor energía a esas frecuencias de acuerdo con la Ec. 9. De las funciones de densidad espectral calculadas con la Ec. 15 pueden deducirse con facilidad las longitudes y períodos de onda medios (L, T), así como las longitudes y períodos de la envolvente medios (L_g, T_g). Así pueden estimarse las celeridades medias de onda y de grupo a partir de las relaciones.

$$\bar{C} = \frac{L}{T}; \bar{C}_g = \frac{L_g}{T_g} \quad (19)$$

Finalmente, cabe resaltar que el flujo de energía sobre la estructura en un ensayo físico 2-D de estabilidad de diques será proporcional a $C_g H^2(x,t)$, por lo que resulta razonable esperar que la estabilidad de un dique en talud dependerá de las características temporales de la función $H^2(t)$ del oleaje incidente frente al dique. El efecto de los grupos de olas sobre la estabilidad de diques en talud es uno de los factores que plantea mayor controversia entre las nuevas formulaciones de cálculo. Considerando el oleaje como irregular, parece razonable pensar que la presentación de olas en grandes grupos puede ocasionar mayores daños que en grupos menores.

Ya se ha indicado anteriormente que Longuet-Higgins y Stewart (1964) demostraron que la variación de tensión de radiación puede explicar que los grupos de olas pueden generar ondas largas de segundo orden con amplitudes proporcionales al cuadrado de la altura de ola local. Por consiguiente, cabe esperar que una amplia variedad de obras marítimas y procesos litorales sean afectados por estas ondas largas. El éxito de algunas explicaciones de problemas y fenómenos litorales bajo el prisma de la influencia de los grupos de olas ha ido extendiendo la idea de que las características de agrupamiento del oleaje debería

ser considerado en el diseño de toda obra marítima. En particular, el flujo de energía en un canal de ensayos con oleaje irregular es aproximadamente proporcional a $C_g H^2(x,t)$. Por consiguiente, es razonable pensar que las características de $H^2(t)$ frente a la estructura puede afectar a la estabilidad del manto principal. La Ec. 20 describe una familia de realizaciones con las mismas características de flujo de energía aunque con olas individuales diferentes

$$\eta_w(x,t) = \sum_{m=1}^M R_m \cos [2\pi(\lambda_m x - f_m t) + (\phi_m - \psi)]; 0 \leq \psi \leq 2\pi \quad (20)$$

ψ es una fase aplicada a todas las componentes. En el experimento se tomó en consideración la función de transferencia pala-oleaje y el desfase de cada componente para conseguir el tren irregular deseado frente a la estructura.

Estabilidad del Manto Principal frente a los Grupos de Olas

Dado que el flujo de energía sobre el dique es proporcional a $H^2(t)$, es razonable suponer que los elementos del manto son estables hasta que la función de altura de ola frente a la estructura rebasa un cierto nivel, $H(t) > H_d$, siendo H_d la altura de ola de diseño (daño nulo) que depende de las características del dique y del período del oleaje. Esta hipótesis de trabajo es muy simple y es compatible con la mayoría de las observaciones publicadas sobre la estabilidad del manto con oleaje regular o irregular. En el caso de oleaje regular ($H(t) = H = \text{constante}$), el daño se produciría solamente si $H > H_d$; en el caso de oleaje irregular, el daño se podría esperar solamente si $H(t) > H_d$. También es razonable pensar que el movimiento de los elementos del manto y daño observado están fuertemente relacionado con la magnitud de excedencia de la envolvente dada por $[H(t) - H_d]$. Después de analizar algunas funciones de fallo propuestas por diferentes autores, Medina et al. (1990) sugirieron que la erosión producida en el manto podría ser proporcional a $[H(t)/H_d - 1]^2$, si $H(t) > H_d$. Con estas hipótesis de trabajo, es razonable pensar que el daño causado por un temporal dependerá de la altura de ola significativa, del período del oleaje, del número de olas del temporal y también del coeficiente de excedencia de la envolvente definido como

$$\alpha = \frac{\alpha'}{E[\alpha']}; \alpha' = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \left[\frac{H(n\Delta t) - H_s}{H_s} \right]^2 \delta(n) \quad (21)$$

donde $\delta(n) = 1$, si $H(n\Delta t) > H_s$; $\delta(n) = 0$, si $H(n\Delta t) < H_s$; N es el número de puntos en la serie temporal; Δt es el intervalo temporal; $H(t)$ es la función de altura de ola incidente frente a la estructura, y H_s es una altura de ola de diseño característica.

Normalmente se define como altura de ola de diseño (daño nulo) aquella que produce solamente movimientos de ajuste en los elementos del manto, pero sin erosión significativa. El SPM (1984) propone utilizar H_{10} como altura de ola representativa de diseño para oleaje irregular sobre diques en talud. En la versión anterior (SPM, 1973) se proponía H_{33} . En el experimento se tomó como referencia de diseño $H_s = H_{10} = 1,27 H_{m0}$ para calcular los coeficientes de excedencia de la envolvente, α . Los coeficientes α se calcularon para grupos de cien simulaciones de espectros JONSWAP ($\gamma = 1$ y $\gamma = 10$), con $T_{01} = 3,0$ sec., $f_{min} = 0,7f_p$ y $f_{max} = 2,5f_p$; se seleccionaron las cuatro simulaciones con valores máximos y mínimos de α . Dado lo arbitrario de la elección de H_s , se estudiaron los estadísticos de orden de α con simulaciones DSA y se comprobó que, en el rango [$H_{m0}, H_{10} = 1,27 H_{m0}$], los estadísticos de orden son poco sensibles a la elección de H_s . En consecuencia, la elección arbitraria de H_s en la Ec. 21 tiene un impacto mínimo sobre la eficiencia del coeficiente α para explicar el impacto del agrupamiento sobre la estabilidad del manto.

En resumen, el razonamiento anterior apoya la idea de que no es suficiente con generar en el laboratorio trenes irregulares de ondas ajustados a un estado de mar de cálculo, $S_H(f)$, ya que los daños sobre la estructura dependerán también del coeficiente α independiente de las características del estado de mar (espectro de oleaje). Cada realización irregular en el canal de ensayos tendrá un coeficiente de excedencia de la envolvente distinto, del mismo modo que tiene una altura de ola máxima distinta, H_{max} . Algunos autores como Losada y Giménez-Curto (1981) han considerado que H_{max} (y el período de ola) debe ser el factor básico de diseño; por otro lado, la mayoría de autores (ver SPM, 1984) no consideran H_{max} para diseñar diques sometidos a oleaje irregular. Las dos posiciones anteriores son difíciles de admitir ya que resulta evidente que la ola individual H_{max} debe tener algún efecto sobre el daño observado, pero también las otras olas grandes del temporal (no es razonable considerar un comportamiento rígido de los rompeolas). El coeficiente α resulta estar correlacionado positivamente con H_{max} , aunque la correlación no es muy fuerte; por consiguiente, el uso del coeficiente α para analizar los daños en rompeolas debe interpretarse como el intento de correlacionar los daños en el manto con el conjunto de las olas más grandes de un temporal.

Diseño Experimental

La estabilidad de un dique en talud puede analizarse desde muchos puntos de vista; Jensen (1984) describe los mecanismos de fallo más importantes, entre los que cabe destacar la erosión del manto principal por el oleaje. La erosión del manto (daño) por la acción del oleaje es el modo de fallo típico de un rompeolas correctamente diseñado ya que resulta muy costoso económicamente mejorar la seguridad en este aspecto. Las secciones de dique utilizadas en el experimento li-

mitan en la práctica los modos de fallo a la erosión del manto principal por la acción del oleaje. Por consiguiente, no deben utilizarse los resultados como expresión del comportamiento de los rompeolas con otros modos de fallo (rebase de la coronación, vuelco del espaldón, fallo de cimentación, etc.). En este experimento se han tomado como referencias básicas del diseño actual las metodologías de cálculo de Iribarren (1965), SPM (1984) y Van der Meer (1988a). De un primer análisis de las tres referencias básicas puede concluirse que existe unanimidad en considerar que la estabilidad del manto principal está controlada fundamentalmente por el número de estabilidad.

$$N_s = \left[\frac{\rho_r H_s^3}{W \left(\frac{\rho_r}{\rho_w} - 1 \right)^3} \right]^{1/3} = \frac{H_s}{\Delta D_N} \quad (22)$$

donde $\Delta = [\rho_r/\rho_w - 1]$, $D_n = (W/\rho_r)^{1/3}$ es el lado de cubo equivalente de Iribarren (1965) o diámetro nominal de Van der Meer (1988a), H_s es la altura de ola significativa, W es la mediana del peso de los elementos del manto, y ρ_r y ρ_w son los pesos específicos de la escollera (u hormigón) y del agua. El número de estabilidad, N_s , suele referirse a daño nulo (inicio de averías) si no se especifica el nivel de daño al que debe considerarse asociado.

Sin embargo, existen grandes divergencias sobre la importancia del talud de la estructura, permeabilidad del manto, del coeficiente de trabazón de los elementos del manto, del período medio del oleaje y de la duración de los temporales de cálculo. Por otro lado, el agrupamiento del oleaje es despreciado por las tres metodologías de referencia señaladas, aunque SPM (1984) describe algunas observaciones al respecto que se supone deben resolverse en los correspondientes ensayos a escala de cada estructura particular. En consecuencia, el experimento se ha diseñado fijando la mayoría de las variables del ensayo para dejar las características de agrupamiento y los números de estabilidad como las variables independientes fundamentales. Se tomó: talud 2/1, escollera rugosa con peso específico $\rho_r = 2,74$ tn/m³, período medio $T_{01} = 3$ seg. y núcleo impermeable (arena y geotextil). Los doce pies de anchura del canal de ensayos de la OSU fueron divididos en dos partes para ensayar simultáneamente dos tamaños de escollera diferentes ($W_L = 13,1$ kg. y $W_S = 10,1$ kg.) con lo que era posible duplicar el número de observaciones experimentales con el mismo coste, y además resultaba fácil realizar una comprobación de la influencia del período de oleaje sobre la estabilidad (ensayos en el mismo N_s pero diferente peralte característico). La Fig. 1 muestra la sección longitudinal, planta del canal de ensayos de la OSU (104,0 x 3,7 x 4,6 metros) y detalle del modelo de dique correspondientes al experimento. Los espesores del manto y capa secundaria fueron 30

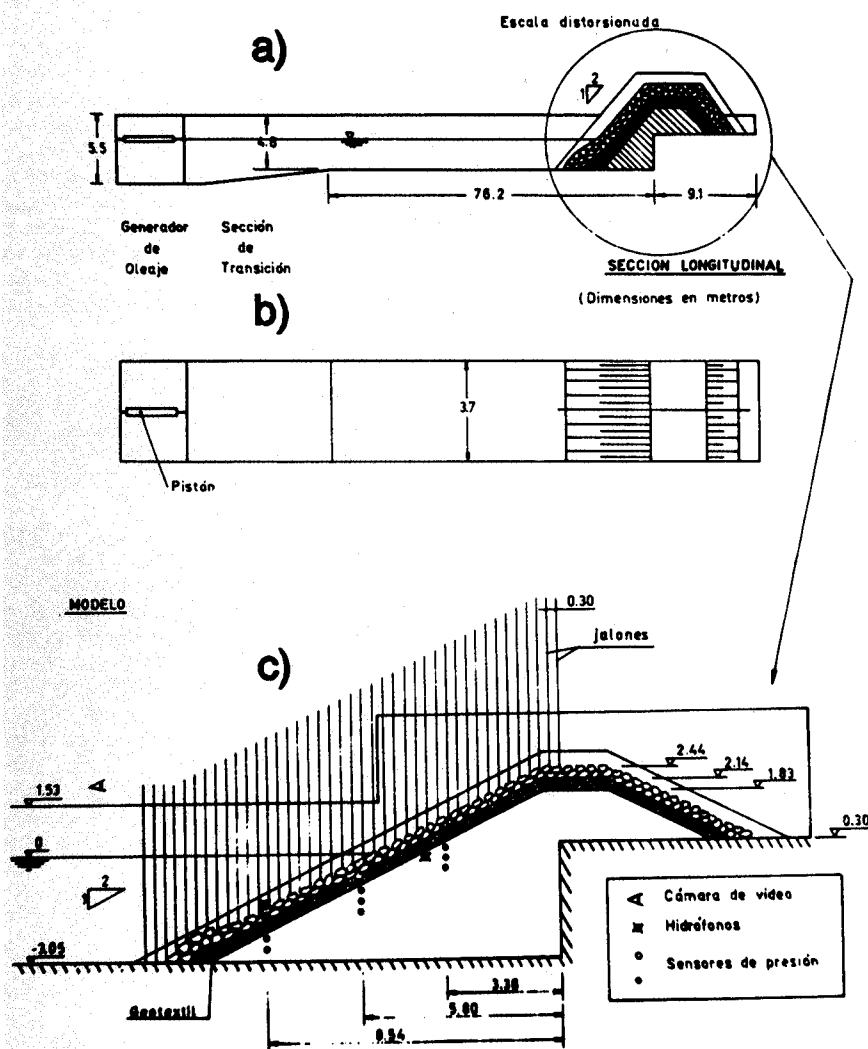


Figura n.º 1. (a) Sección longitudinal, (b) Planta del Canal de Ensayos de la OSU durante el Experimento y (c) Sección Transversal del Modelo de Dique.

cm cada uno, considerando que los lados de cubo equivalentes de mantos y capa secundaria fueron: $(D_n)_L = 16,8$ cm., $(D_n)_S = 15,4$ cm., $(D_n)_F = 9,3$ cm. ($W_F = 2,2$ kg.). La colocación de la escollera fue aleatoria y los mantos fueron separados por tableros de madera anclados en el núcleo de arena que además apoyaban una red de jalones para medir el «run-up» con la cámara de vídeo.

Se instalaron micrófonos subacuáticos para detectar movimientos de escollera, nueve sensores de presión dentro de la estructura y una cámara de vídeo para medir el «run-up» y guardar un registro general del desarrollo de los ensayos. Se midió la erosión del manto con dos perfiles por sección antes y después de cada tren irregular de 650 olas. Se consideraron dos características de agrupamiento independientes; el apuntamiento espectral (relacionado con la longitud media de racha) y el coeficiente de excedencia de la envolvente (relacionado con el flujo de energía). El apuntamiento espectral fue considerado al ensayar las secciones frente a los espectros JONSWAP con los mismos H_s y T_{01} pero diferentes

factores de apuntamiento, $\gamma = 1$ y $\gamma = 10$; por otro lado, se seleccionaron trenes de onda con valores altos y bajos de α para estudiar la influencia del segundo factor. Así pues, se seleccionaron cuatro tipos de $H(x,t)$ irregulares con T_{01} constante y H_s crecientes de acuerdo con

$$H_s(k) = 0,43 \left(\frac{W_L}{W_S} \right)^{(k-1)/3}; k=1,2,\dots,7 \quad (23)$$

donde $H_s(k)$ es la altura de ola significativa correspondiente al ensayo número k . Además se seleccionaron cuatro valores de ψ ($0, 2\pi/3, 4\pi/3$ y 2π) para obtener las generaciones irregulares según la Ec. 23 con el mismo $H(x,t)$. En total, se probaron 16 tipos de trenes irregulares para estudiar la posible influencia de tres factores: γ , α y ψ .

Dado que siempre existe una diferencia entre la generación de oleaje teórica y la real, se instalaron tres sensores de ultrasonidos equiespaciados a 10 metros de la estructura con el fin de medir el oleaje realmente incidente sobre la estructura. Para ello se modificó el método de Goda y Suzuki (1976) con el objeto de discriminar los trenes de ondas incidentes y reflejados. Los tres sensores equiespaciados permitieron una doble evaluación del oleaje incidente en el sensor central para poder seleccionar la estimación más fiable. Los datos del experimento se presentan relacionados con el oleaje medido como incidente sobre la estructura.

Resultados Experimentales

De cada uno de los ensayos se registraron las elevaciones de la superficie del agua en la posición de los tres registradores de ultrasonidos, los registros de presión en la estructura y en el fondo del canal debajo de los sensores de ultrasonidos. Se tomaron registros de vídeo/audio de los ensayos del «run-up», registros audio subacuáticos y observaciones visuales del movimiento de la escollera. Finalmente, antes y después de cada experimento se realizaron los perfiles de los dos mantos (cuatro perfiles) para medir las erosiones del mismo. El diseño experimental y los resultados no corresponden a un único proyecto de investigación por lo que en este artículo sólo se presenta una parte de los resultados.

Criterios y Funciones de Fallo

Es sabido que los valores muy bajos de N_s (Ec. 22) no producen daños en el manto aunque pueden producir movimientos de ajuste. Cuando N_s alcanza un determinado valor (dependiendo del período del oleaje), los movimientos pueden considerarse de erosión: es el límite de iniciación de averías. Por encima del valor de iniciación de averías, se producen erosiones mayores del manto: son los daños parciales. Si la erosión es tan grande que alcanza las capas interiores, se puede pro-

ducir la erosión rápida de materiales y el colapso de la estructura: es la destrucción total del dique.

Tabla 1. Límites de las Funciones de Fallo Normalizadas por D_n^2

Autor (Año)	Iniciación de averías	Fallo Total
Iribarren (1965)	0	9
SPM (1984)	0-1,6	14
Van der Meer (1988a)	2	8

El esquema de averías señalado anteriormente está admitido con generalidad pero plantea problemas de definición específica. Es posible encontrar descripciones cualitativas similares sobre la erosión progresiva de un dique en talud, pero es difícil encontrar definiciones precisas de daños que sean iguales. Iribarren (1965) propuso utilizar el lado de cubo equivalente, $(W/\rho_r)^{1/3}$ ($= D_n$), para normalizar las dimensiones del manto y definió el fallo total del manto como el límite cuya erosión afectaba al 100 % de la zona activa del manto (área $9D_n^2$). Por su parte, Van der Meer (1988a) ha propuesto utilizar $D_n^2 = (W/\rho_r)^{2/3}$ para normalizar las erosiones del manto, considerando que la iniciación de averías corresponde a una erosión de $2 D_n^2$ y el fallo total a una erosión de $8 D_n^2$ (capa de filtro visible y talud 2/1). Finalmente, el SPM (1984) define el daño del manto como un porcentaje de elementos del manto desplazados de la zona activa (el área de esta zona en el experimento es de $31 D_n^2$; $K_D = 4$, $\Delta = 1,74$ y talud 2/1). Es necesario destacar que la «zona activa» de Iribarren es completamente diferente de la «zona activa» del SPM (1984). La Tabla 1 muestra los límites de erosión (normalizada por $D_n^2 = (W/\rho_r)^{2/3}$) correspondientes a la iniciación de averías y al fallo total del manto según los diferentes criterios de las tres metodologías de referencia.

La Medición de Daños en el Manto Principal

Aunque usando diferente terminología, los criterios de definición de daños propuestos por Iribarren (1965) y Van der Meer (1988a) son muy semejantes al aplicarse al experimento: área erosionada normalizada por $BD_n^2 = (W/\rho_r)^{2/3}$, donde $B = 1$ para Van der Meer (1988a) y $B = 9$ para Iribarren (1965). Por consiguiente, dado que el lado de cubo equivalente de Iribarren (diámetro nominal de Van der Meer) es la unidad básica de normalización en dos de las tres metodologías de referencia, se consideró razonable establecer el origen de coordenadas de los perfiles en el punto donde el perfil original del manto corta el SWL y normalizar las longitudes con $D_n = (W/\rho_r)^{1/3}$. El perfil de averías típico del manto queda reflejado en la Fig. 2, donde D_k es la erosión normalizada del manto después de lanzar el tren de altura de ola signifiante $H_s(k)$ dado por la Ec. 23.

La Fig. 3a muestra el perfil original ($P_k(x)$; $k = 0$) y los perfiles siguientes ($P_k(x)$; $k = 1, 3, 5, 6$ y 7) medidos después del ataque de los trenes de ondas JONSWAP [$\gamma = 1$, $\alpha \approx 1,7$ y $\psi = 0$] para escollera pequeña ($W_s = 10,1$ kg.) y altura de ola signifiante $H_s(k)$. La Fig. 7b muestra las correspondientes funciones normalizadas de erosión del manto [$EF_k(x)$] utilizadas para calcular el daño. La $EF_k(x)$ es la función acumulada de la diferencia entre los perfiles $P_k(x)$ y $P_0(x)$; los perfiles en bruto fueron corregidos con una función senoidal simétrica para forzar la igualdad entre el área de erosión y el área de acreción en el manto. El daño D_k se puede definir como el valor máximo de la función $EF_k(x)$.

$$EF_k(x) = \int_{-40}^x [P_k(x) - P_0(x)] dx \quad (24)$$

En el experimento se probaron dos formas espectrales ($\gamma = 1$ y 10), dos coeficientes de excedencia de la envolvente ($\alpha > 1$ y $\alpha < 1$), cuatro fases ($\psi = 0, 2\pi/3, 4\pi/3$ y 2π), dos tamaños de escollera ($W_L = 13,1$ kg. y $W_s = 10,1$ kg.) y siete realizaciones con energía creciente de acuerdo con la Ec. 23; en total 512 perfiles y 224 observaciones de daños parciales en el manto. De la comparación directa de los resultados para los casos $\psi = 0$ y $\psi = 2\pi$ se pudieron estimar los errores debidos a una repetición exacta de las condiciones del experimento; una posterior comparación con los resultados obtenidos de $\psi = 2\pi/3$ y $\psi = 4\pi/3$ permitió concluir que los cambios de fase ψ no afectan significativamente los daños observados. En consecuencia, las cuatro fases utilizadas pueden considerarse cuatro repeticiones aleatorias del mismo ensayo caracterizado por: γ [1 y 10], α [alto y bajo], W [13,1 kg. y 10,1 kg.] y k [1 a 7].

Aunque no se puede establecer una relación precisa entre la definición de daño del SPM (1984) y la descrita en el experimento, si la cota de coronación se supone igual a la altura de ola de cálculo, la sección activa del experimento ($K_D = 4$, talud 2/1 y $\rho_r/\rho_w = 2,74$) es aproximadamente $31 D_n^2$ y las funciones de fallo presentadas en el SPM (1984) pueden ajustarse razonablemente a las aproximaciones

$$\frac{H_s}{\left(\frac{\rho_r}{\rho_w} - 1 \right) D_n} = N \approx 1.15 [\cot \beta]^{1/3} D^{1/5} \quad (25)$$

y

$$\frac{H_{10}}{H_d} \approx \left[\frac{D}{1,6} \right]^{1/5} \quad (26)$$

Figura n.º 2. Esquema de la Erosión del Manto Principal de un Dique en Talud.

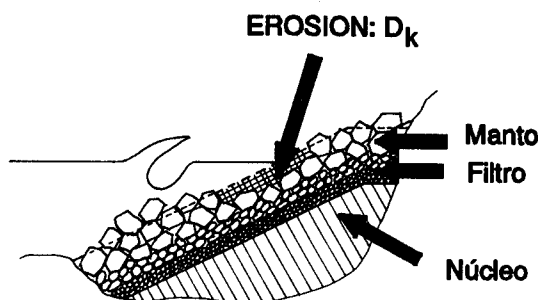
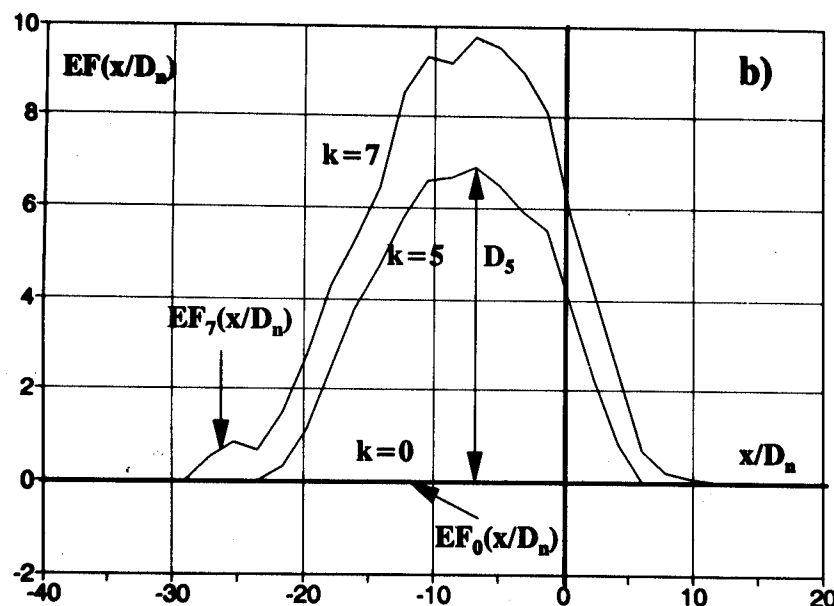
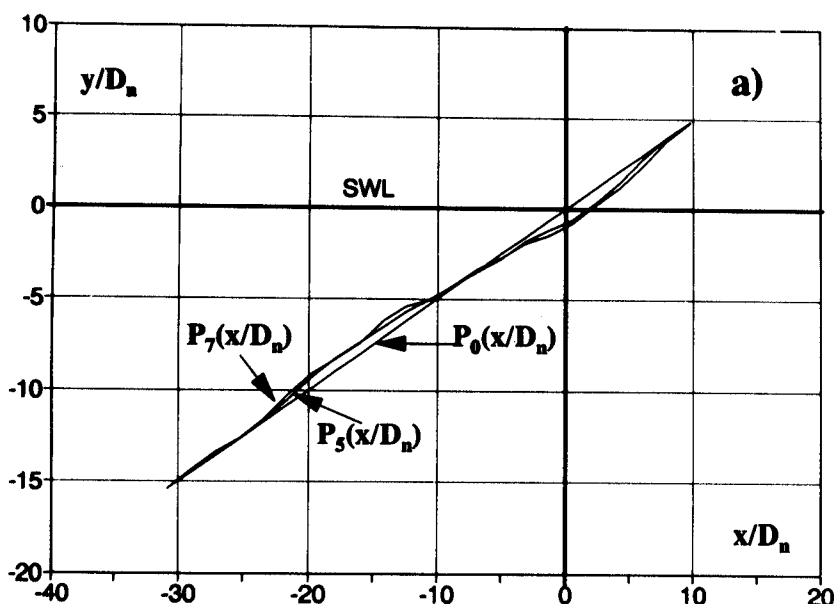


Figura n.º 3. (a) Perfiles y (b) Funciones Normalizadas de Erosión del Manto Correspondientes a Escollera de $W_s = 10,1$ kg. y Oleaje JONSWAP [$r = 1$, $\alpha = 1.7$ y $\psi = 0$.]



donde D es el daño o erosión normalizada del manto, β es el talud del manto, N_s es el número de estabilidad, $D_n = (W/\rho_r)^{1/3}$ es el lado de cubo equivalente o diámetro nominal de la escollera, $H_{10} = 1,27H_s$ y H_d es la altura de ola de cálculo de iniciación de averías del SPM (1984). La Fig. 4 representa los valores del SPM (1984) comparados con la función empírica de la Ec. 26; el ajuste es tan bueno que permite utilizar la Ec. 26 para transformar y linealizar las observaciones de daños en el dique con $[D' = D/(1,6)^{0,2}]$. La función de fallo del SPM (1984) queda representada por la línea recta $D' = (H_{10}/H_d) = (D/(1,6)^{0,2})$ y resulta muy sencillo comparar las observaciones de daños en el experimento con las del SPM (1984).

La Fig. 4 también representa la correspondiente función de fallo de Van der Meer (1988a) para el experimento [$P = 0,2$ (baja permeabilidad), $\xi = 2,2$ y $N_W = 1.100$ olas]. Aunque tanto Van der Meer (1988a) como SPM (1984) sugieren una función de fallo potencial de exponente 5, la propuesta de Van der Meer (1988a) fue rechazada porque depende críticamente de un parámetro de permeabilidad ambiguamente definido; con las indicaciones del autor respecto del parámetro de permeabilidad, la sección del experimento tendría una P en el intervalo $[0,1; 0,4]$ con unas desviaciones arbitrarias en la estimación del daño del orden del 50 %.

Las Figs. 5 y 6 representan los daños parciales observados en los mantos con escollera pequeña ($W_s = 10,1$ kg) y escollera grande ($W_L = 13,1$ kg.) correspondiente a las envolventes: E1 ($\gamma = 10$, $\alpha \approx 1,8$), E2 ($\gamma = 1$, $\alpha \approx 1,6$), E3 ($\gamma = 10$, $\alpha \approx 0,5$) y E4 ($\gamma = 1$, $\alpha \approx 0,5$).

De la comparación de resultados se observa claramente que los daños de E1 y E2 son superiores a los de E3 y E4 (aumentos de un 50 % a un 100 % para un mismo N_s). Los daños de E1 son similares a los de E2 y los de E3 a los de E4. Esto implica que la primera característica de agrupamiento estudiada y (apuntamiento espectral) no afecta significativamente la estabilidad del manto, pero la segunda característica de agrupamiento α sí afecta la estabilidad. Por otro lado, con el mismo número de estabilidad se produce un daño mayor en la escollera pequeña que en la escollera grande, lo que confirma que la estabilidad del manto es sensible al peralte característico (el parámetro de similitud surf ξ_z era un 4,5 % más bajo para la escollera grande).

El coeficiente de excedencia de la envolvente, α , definido por la Ec. 21 puede ser relacionado con el Factor de Agrupamiento redefinido como $GF = \sigma[H^2(t)]/8 m_0$. No debe utilizarse el GF calculado sobre la SIWEH(t) según la metodología de Funke y Mansard (1979) porque la GF resultaría dependiente de la forma espectral. Para evaluar la importancia de las observaciones del experimento y proporcionar unas recomendaciones de diseño, se realizaron simulaciones numéricas aleatorias DSA de oleajes JONSWAP ($\gamma = 1$ y 10) para determinar las características estadísticas de las variables α y GF que se podrían esperar en la Naturaleza. Para los dos casos extremos (espectros estrechos y anchos) la relación lineal $GF = (9 + \alpha)/10$ ajusta los valores con un coeficiente de correlación superior al 90 %. α presenta una distribución lognormal con valor medio

$E[\alpha] = 1$ y desviación típica dependiente de la forma espectral $\sigma[\alpha] \approx 0,45$ para $\gamma = 10$ y $\sigma[\alpha] \approx 0,30$ para $\gamma = 1$ y $N_w = 650$ olas). Los valores altos y bajos de α medidos realmente en el experimento corresponden aproximadamente a los percentiles 5 y 95. Por consiguiente, las desviaciones observadas respecto de α pueden encontrarse con facilidad tanto en experimentos físicos como en temporales reales. El agrupamiento puede introducir un efecto distorsionador de los resultados equivalentes a una variación del número de estabilidad del orden del 10 %. Este efecto es del mismo orden de magnitud que la duración de los temporales sobre los diques reales pero es necesario tener presente que tiene una presentación aleatoria tanto en temporales reales como en ensayos físicos de duración fija.

Conclusiones

El coeficiente de excedencia de la envolvente α , definido por la Ec. 21 y correlacionado con $GF = \sigma[H^2(t)]/8 m_0$, es un parámetro de agrupamiento que afecta significativamente la estabilidad del manto principal de los diques en talud. Aunque dos trenes irregulares de ondas en un canal de ensayo (también en el mar) tengan exactamente el mismo espectro (igual $H_s, T_{01}, \dots$), pueden tener un coeficiente α muy diferente y generar daños en los rompeolas con variaciones del orden del 50 % alrededor del valor medio. Esta desviación del daño relacionada con α puede preverse con antelación en los experimentos físicos y describirse en términos estadísticos para diques reales. En consecuencia, si no se considera α (o GF) en el diseño de las estructuras reales y de los

experimentos físicos, este factor se convierte en una fuente desconocida de variabilidad experimental y de respuesta de la estructura que puede ser responsable de variaciones del 50 % en el daño estimado u observado.

El conocimiento de la duración y características espectrales del temporal de cálculo no es suficiente para determinar las características del ataque del oleaje irregular sobre los diques en talud. En efecto, la característica del agrupamiento del oleaje medida por el coeficiente α o por $GF = \sigma[H^2(t)]/8 m_0$ debe ser considerada un factor fundamental que afecta la estabilidad del manto. Por otro lado, la forma espectral y la longitud media de racha son características de agrupamiento que solamente tienen un efecto secundario sobre la estabilidad del manto ya que afectan la dispersión del coeficiente α .

La influencia del agrupamiento sobre los diques reales puede tener tanta importancia como la de la duración del temporal de cálculo. No considerar el agrupamiento del oleaje irregular en el desarrollo de ensayos físicos puede tener tanta importancia como no considerar la duración de los ensayos. Aunque el número limitado de ensayos en el experimento no permite dar una descripción precisa del efecto de agrupamiento y su consideración en el diseño, en el nivel de diseño previo de diques parece razonable modificar las estimaciones actuales de funciones de fallo por el factor $(\alpha)^{1/2}$. El coeficiente de excedencia de la envolvente, α , puede considerarse una variable aleatoria de distribución lognormal con media unidad y desviación típica dependiente de la forma espectral y la duración del temporal; para $N_w = 650$ olas, $\sigma[\alpha]$ toma valores en el rango [0,30, 0,45] según el apuntamiento espectral.

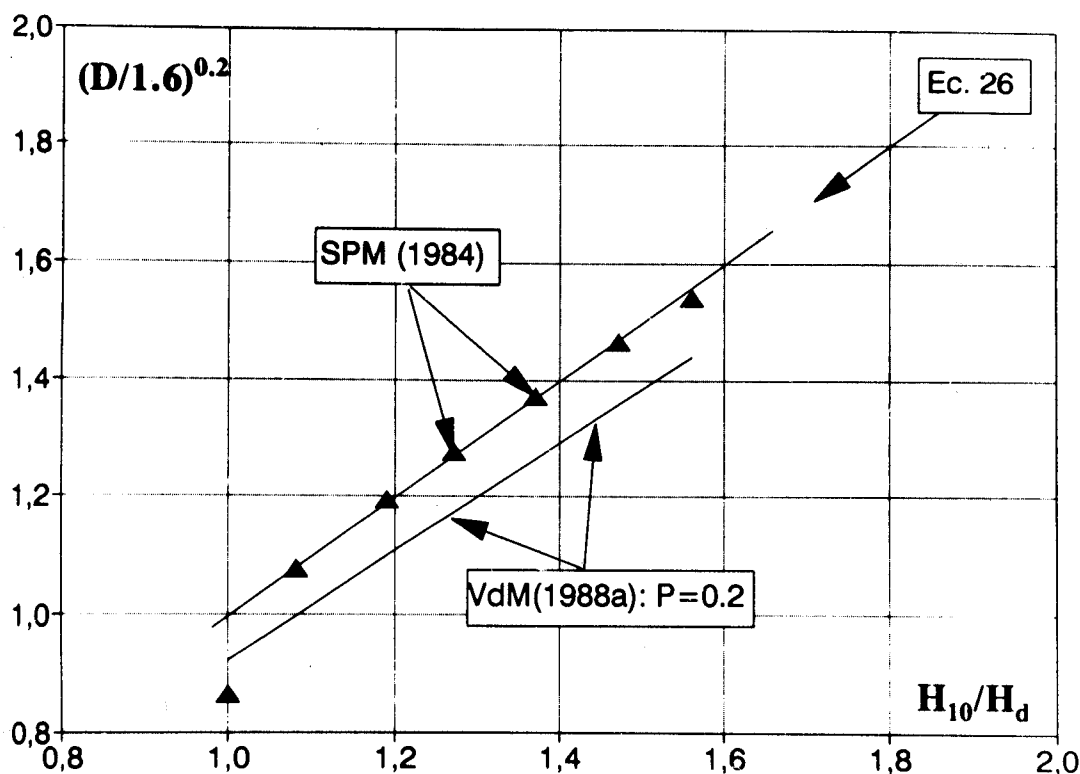
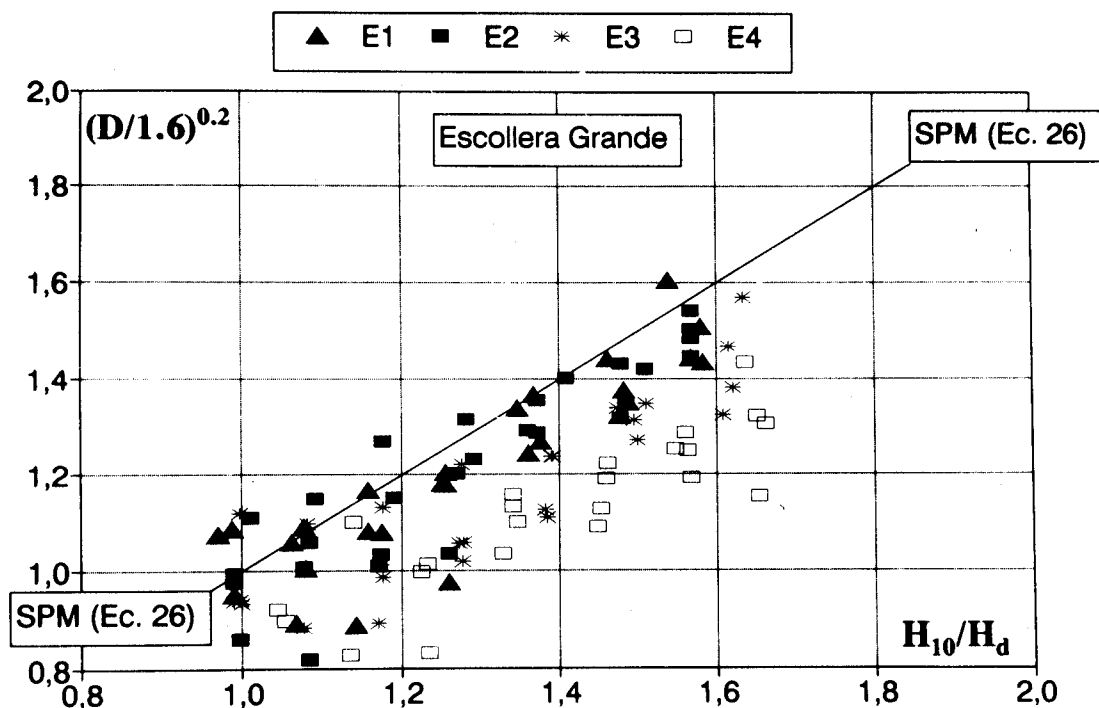


Figura n.º 4. Funciones de Fallo del SPM (1984) y Van der Meer (1988a).

Figura n.º 5. Daños del Manto con Escollera Pequeña ($W_s = 10,1 \text{ kg.}$).



Agradecimientos

Los autores quieren agradecer el soporte financiero proporcionado por la Dirección General de Investigación Científica y Técnica (Proyecto N.º: PB88-0353), la Office of Naval Research-Acelerated Research Initiative (ONR-ARI, Contrato N.º: N00014-92-J-1226) y la Oregon Sea Grant y The National Oceanic y Atmospheric Administration, Office of Sea Grant, Dept. of Commerce (Proyecto N.º: NA8988-D-SG108-R/CE-21).

Referencias

- Battjes, J. A. (1988). «Surf-Zone Dynamics», *Annual Review Fluid Mechanics*, (20), 257-293.
- Battjes, J. A. and Vledder, V. (1984). «Verification of Kimura's Theory for Wave Group Statistics», *Proceedings*, 19th ICCE, Houston, TX, 642-648.
- Bruun, P. (ed.) (1985). *Design and Construction of Mounds for Breakwaters and Coastal Protection*, Elsevier Science Publ., Amsterdam, The Netherlands.
- Burchart, H. F. (1979). «The Effect of Wave Grouping on On-Shore Structures», *Coastal Engineering*, 2, 189-199.
- Elgar, S., Guza, R. T. and Seymour, R. J. (1984). «Groups of Waves in Shallow Water», *Journal of Geophysical Research*, 89(C3), 3623-3634.
- Elgar, S., Guza, R. T. and Seymour, R. J. (1985). «Wave Group Statistics from Numerical Simulations of a Random Sea», *Applied Ocean Research*, 7(2), 93-96.
- Funke, E. R. and Mansard, E. P. D. (1979). «On the

Synthesis of Realistic Sea States in a Laboratory Flume», *HLR Report LTR-HY 66*, National Research Council of Canada, Ottawa.

- Funke, E. R. and Mansard, E. P. D. (1987): «A rationale for the Use of the Deterministic Approach to Laboratory Wave Generation», *Proceedings*, IAHR Seminar on Wave Analysis y Generation in Laboratory Basins, 22nd IAHR Congress, Lausanne, Switzerly, 153-195.
- Goda, Y. (1970). «Numerical Experiments on Wave Statistics with Spectral Simulation», *Report of the Port and Harbour Research Institute*, 9 (3).
- Goda, Y. (1983). «Analysis of Wave Grouping and Spectra of Long-Traveled Swell», *Report of the Port and Harbour Research Institute*, (22)1.
- Goda, Y. and Suzuki, Y. (1976). «Estimation of Incident and Reflected Waves in Random Wave Experiments», *Proceedings*, 15th ICCE, Honolulu, Hawaii, 828-845.
- Haan, W. (1991). «Deterministic Computer-aided Optimun Design of Rock Rubblemound Breakwater Cross-sections», *Coastal Engineering*, 15, 3-19.
- Hudspeth, R. T. and Medina, J. R. (1988). «Wave Groups Analyses by the Hilbert Transform», *Proceedings*, 21st ICCE, Torremolinos, 884-898.
- Iribarren, R. (1938). «Una Fórmula para el Cálculo de Diques de Escollera», *Revista de Obras Públicas*.
- Iribarren, R. (1965): «Formule pour le Calcul des Diques en Enrochements Naturels on Elements Artificiels». *XXI International Navegation Congress*, Sect. II-I, Stocolmo.
- Jensen, O. J. (1984). *A Monograph on Rubble Mound Breakwaters*, Danish Hydraulic Institute.
- Johnson, R. R., Mansard, E. P. D. and Ploeg, J. (1978). «Effects of Wave Grouping on Brekwater Stability», *Proceedings*, 16th ICCE, Hamburg, Germany, 2228-2243.