

ANÁLISIS DE LA ESTABILIDAD DE DIQUES ROMPEOLAS

César Vidal, Miguel A. Losada, Raúl Medina E Iñigo Losada

Grupo de Ingeniería Oceanográfica y de Costas
E.T.S. Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos
Universidad de Cantabria

RESUMEN: Uno de los factores determinantes del diseño de los diques rompeolas es el relativo al tipo y peso de las piezas del manto principal, que con un talud determinado, son capaces de resistir las solicitaciones debidas al oleaje. En este artículo se realiza una revisión del estado del arte de los métodos de cálculo de la estabilidad hidrodinámica de las piezas del manto principal de los diques rompeolas. A lo largo de los diferentes apartados se analizan la estabilidad de las piezas del manto exterior y de los morros de los diques no rebasables, de los diferentes mantos de los diques rebasables y de los diques berma. Junto al análisis anterior se acompañan las tablas y gráficos que permiten el cálculo del peso de las piezas artificiales y naturales más utilizadas. Por último se dedica un breve apartado al problema de la determinación de la sollicitación de cálculo.

INTRODUCCIÓN

Los diques de piezas sueltas o diques rompeolas son las obras más comúnmente usadas para la protección de áreas costeras o puertos contra la acción del oleaje. Estas estructuras disipan la energía del oleaje por los procesos de: 1) rotura, 2) fricción sobre y en el interior del macizo granular y 3) transmisión de oleaje hacia la parte abrigada.

La misión de los diques de escollera es la creación de área abrigada frente a la acción del oleaje. Desde un punto de vista funcional, la transmisión de energía sobre y a través del dique son condicionantes fundamentales del diseño. Cuando la altura de la coronación es suficiente como para evitar el rebase, se definirá el dique como **no rebasable**. Cuando el rebase condiciona la agitación interior o el uso de la coronación, el dique será **rebasaable**. Si la coronación queda en algún momento bajo el nivel del mar, el dique se denomina **sumergido**.

Los diques rompeolas se suelen diseñar con diferentes capas, con piezas de tamaño decreciente desde el manto exterior, o manto principal, hasta el núcleo. Los mantos secundarios, con piezas de tamaño decreciente hacia el interior, deben cumplir la misión de apoyo y filtro con las piezas de los mantos adyacentes. Estos diques se denominarán **multicapa**. En algunos casos, bien debido al pequeño volumen del dique, a la disponibilidad de material, o a la escasa importancia de la transmisión a través del dique u otros factores, es económico construir diques de una sola capa, esto es, **monocapa**.

En ocasiones, debido a la carencia de escolleras adecuadas en las canteras o al costo del hormigón para las piezas

artificiales del manto, se ha diseñado diques de escolleras con un peso de las piezas del manto exterior que no garantiza la estabilidad individual de las mismas. Por ello, se admite en el diseño una determinada deformación del perfil del manto exterior (similar al que ocurre en playas de gravas), como respuesta a la acción del oleaje. Para permitir esta deformación sin que se vean afectados mantos interiores, se requiere la aportación de un mayor volumen de material, formando una berma. Debido a esta berma, estos diques se denominan diques **berma**.

En este artículo se realiza una revisión del estado del arte de los métodos de cálculo de las piezas del manto principal de los diques rompeolas, desde el punto de vista de su estabilidad hidrodinámica ante la acción del oleaje. Primeramente se define el concepto de estabilidad hidrodinámica y los criterios de avería. A continuación se realiza el análisis de la estabilidad de los mantos principales y se realiza una revisión de los métodos del cálculo de los diques no rebasables, diques rebasables y diques berma. Finalmente, se dedica un apartado al problema de la sollicitación de cálculo.

SÍNTESIS HISTÓRICA

La primera publicación de una fórmula para el cálculo del peso de los cantos de un dique de escollera, se debe a Castro (1933). Iribarren (1938) presenta una fórmula para el cálculo del peso de los cantos del manto principal. En esta fórmula, el peso depende del cubo de la altura de ola, de la pendiente del talud, de la densidad relativa

de los cantos y de dos coeficientes, correspondientes al rozamiento y tipo de los cantos. En 1950, Iribarren y Nogales generalizan la fórmula de Iribarren (1938) introduciendo el efecto de la profundidad y del período mediante una modificación en la altura de ola. Larras (1952) presenta otra fórmula en la que incluye la profundidad y la longitud de onda.

Hudson and Jackson (1959) presentan una fórmula que ha tenido una amplia difusión en el mundo, con una estructura similar a la de Iribarren. Iribarren (1965) resumió su trabajo de investigación y limitó la utilización de su fórmula a roturas sobre el talud en colapso o en voluta, introduciendo por lo tanto, de una manera indirecta, el efecto del período en la estabilidad.

En 1966, Carstens et al. presentan los primeros resultados de ensayos de diques de escollera con oleaje irregular. Font (1968) prueba empíricamente la influencia de la duración de los temporales en la estabilidad de los diques rompeolas. Van Oorschot and d'Angremond (1968) presentan la primera prueba de la validez de la hipótesis de equivalencia introducida por Saville (1962).

Battjes (1974a, 1976) introduce por primera vez el parámetro de Iribarren (definido por Iribarren en 1949), en el estudio de las características del flujo sobre taludes lisos e impermeables. Este estudio hizo

sobre el talud y de la estabilidad de los diques de escollera. En esta línea están los trabajos experimentales de Ahrens and MacCartney, 1975, Bruun and Johannesson, 1976, 1977, Bruun and Günbak, 1976, 1977, 1978.

En 1976, el PIANC elaboró un informe en el cual se presenta las fórmulas más importantes usadas hasta entonces en el cálculo de dichos diques, mostrándose la gran disparidad existente entre los diferentes resultados obtenidos. Las averías ocurridas en los diques de Bilbao (1976), Sines (1978) y San Ciprián (1979) pusieron en entredicho la validez de los métodos de diseño empleados hasta entonces en el cálculo de los diques de piezas sueltas y en los métodos de cálculo del oleaje.

Whillock y Price (1976) señalan que en los elementos de gran trabazón, como es el caso del dolos, el margen de seguridad entre la iniciación de la avería y la destrucción del manto es muy bajo, introduciendo por primera vez el concepto de 'fragilidad' un talud. Magoon y Baird (1977) destacan la importancia de los movimientos de los cantos bajo la acción del oleaje en la rotura de las piezas, especialmente de las más esbeltas y con más desarrollo de trabazón.

Losada y Giménez-Curto (1979a) utilizan el concepto de curvas de interacción para el análisis directo de la

estabilidad y reconocen la aleatoriedad intrínseca de la respuesta de los diques de escollera. Losada y Giménez-Curto (1981) utilizan por primera vez la hipótesis de equivalencia en el estudio de la probabilidad de fallo de las obras marítimas solicitadas por un estado de mar y analizan la influencia de la duración de éste en la probabilidad de fallo. En 1982, Losada y Giménez-Curto presentan una hipótesis de trabajo para el cálculo de la estabilidad de diques de escollera con incidencia oblicua.

En 1984, Lorenzo y Losada, demuestran, con información de campo, ensayos de laboratorio y modelo numérico, la fragilidad de los taludes de dolos de gran tamaño, debida exclusivamente a la debilidad estructural de las piezas. Estos resultados pueden hacerse extensivos a aquellas piezas artificiales con miembros de gran esbeltez y que desarrollan trabazón. Desiré (1985) y Losada y Desiré (1985) llevan a cabo una amplia experimentación con oleaje regular sobre estabilidad de diques con mantos de piezas paralelepípedicas, poniendo de relieve la fuerte aleatoriedad de la respuesta.

Por lo que respecta a los morros de los diques rompeolas la experiencia muestra que son menos estables que las secciones del tronco, en dicha experiencia se fundamentan las recomendaciones de Iribarren (1964) y Brunn (1973) de aumentar el peso de los cantos del morro con respecto a los del manto del talud exterior. De entre la información experimental existente cabe destacar el trabajo de Vidal et al. (1991), los cuales destacan la baja reserva de estabilidad de las secciones averiadas, es decir, la fragilidad de las mismas.

Los primeros estudios sobre diques berma están asociados a los de perfil de equilibrio de playas de gravas, Van Hijun (1974, 1976). Van Hijun and Pilarczyk (1982), desarrollaron un modelo que describe el perfil de playas de gravas gruesas. Muchos de los interrogantes sobre el comportamiento de este tipo de diques, especialmente los referentes al transporte longitudinal de las piezas y a la durabilidad de escolleras sometidas a movimientos continuos, son fuente de continua investigación, Medina (1992).

Entre las aportaciones más destacables en el campo de los diques rebasables o sumergidos, se puede citar los ensayos de Ahrens (1987) y Van der Meer (1988) sobre diques emergidos. En diques sumergidos, se cuenta con la experimentación de Givler y Sørensen (1986). La experimentación de Vidal et al. (1992, 1993, 1994a) estudia por primera vez la estabilidad de los distintos sectores que componen los diques rebasables y sumergidos: talud exterior, coronación, talud interior y morros de los diques rebasables y sumergidos.

Una nueva vía de trabajo se abre con el análisis de las fuerzas que el flujo impone sobre las piezas del manto. En este campo es de destacar el trabajo de Losada et al. (1988), en el que se tratan de determinar las acciones sobre piezas paralelepípedicas con diferentes condiciones de contorno. La combinación de estos resultados con los modelos numéricos de flujo sobre diques en talud, Kobayashi et al. (1987, 1989, 1990, 1992), Sun et al. (1992), Cruz et al. (1992), facilitan un nuevo enfoque al problema.

ANÁLISIS DE LA ESTABILIDAD DE DIQUES ROMPEOLAS

El avance del conocimiento de las características del flujo sobre el talud de los diques de escollera y de las fuerzas geomecánicas que desarrollan las piezas en el manto, ha permitido el desarrollo de principios racionales para el diseño de las piezas del manto principal.

Concepto de estabilidad

Bruun, 1979, tras analizar las posibles causas de fallo de un dique rompeolas expuesto a la acción del oleaje, realizó una síntesis de ellas, agrupándolas en once causas principales, que comprenden la estabilidad hidrodinámica de las piezas, la estabilidad mecánica de las mismas, la estabilidad geotécnica de todo el conjunto granular y errores constructivos. En lo sucesivo, se analizará la estabilidad de los diques rompeolas ateniéndose a las causas de avería debidas a falta de estabilidad hidrodinámica, es decir:

1. Extracción de las piezas del manto principal a causa del oleaje.
2. Movimientos continuos de los cantos del manto principal sin grandes desplazamientos instantáneos, pero capaces de deteriorar en el tiempo la conformación del manto. Se puede considerar como una rotura por fatiga.

El movimiento de una pieza integrada en el manto de un dique puede ser de dos tipos:

- Cabeceos (giros) sobre sus apoyos en el manto.
- Desplazamientos de su posición en el manto a otra nueva.

El cabeceo de una pieza puede tener gran importancia en la medida en que está ligado a la estabilidad estructural, al convertirse en una fuente originadora de tensiones adicionales; sin embargo, en este caso no es relevante en sí mismo, si bien puede tener importantes efectos hidrodinámicos. Queda por lo tanto, la extracción de piezas de su posición original como indicador principal

de la estabilidad del manto bajo la acción de un determinado oleaje.

Al ser atacado el dique por oleaje regular de pequeña altura, éste permanece inalterado, salvo la extracción de algunos cantos no integrados en el conjunto granular. Si la altura de ola que aborda el dique aumenta suficientemente, comienza la extracción de piezas, si bien dichas extracciones acaban cesando a partir de un número de olas determinado. Durante estos estados, que podríamos calificar de "estabilidad parcial", el dique alcanza una situación de estabilidad tras un número determinado de olas.

El concepto de estabilidad parcial no debe ser entendido en sentido determinista. En unas condiciones de flujo determinadas, la probabilidad de extracción de las piezas es diferente según como estén integradas en el manto. Al decir que cesa la extracción de piezas se entiende que una vez extraídas aquéllas que se encuentran en una situación desfavorable para el nivel de energía existente, (cuya probabilidad de extracción es alta), la probabilidad de extracción de cualquiera de las restantes es muy baja.

Finalmente, cuando las acciones debidas al flujo superan un determinado valor, el manto principal no alcanza ya una situación de estabilidad antes de que las piezas del manto secundario se vean afectadas. Cuando el manto secundario comienza a verse afectado, la progresión del daño aumenta, alcanzándose rápidamente niveles de deformación incompatibles con la función de la estructura. Cuando el espesor del manto principal es muy elevado, caso de los diques berma, o el dique esta constituido con una sola gradación de escolleras (diques arrecifes), la deformación admisible será muy superior, por lo que la limitación a la deformación vendrá impuesta, o por el inicio de la erosión del manto secundario (caso de los diques berma), o por los efectos que la deformación produce en la funcionalidad del dique.

Criterios de avería

El área de erosión media de la sección del manto, A_d y el diámetro equivalente de las piezas del manto principal, $D = (W/\gamma_s)^{1/3}$ donde W es el peso de las piezas del manto principal, será utilizada más adelante, a través del parámetro de daño $S = A_d / D^2$, para describir el daño en los diques rompeolas. Los valores de S , aún siendo valores numéricos objetivos de la avería del dique, no son descriptores absolutos del daño, porque dependen de la geometría de las secciones sobre las que se evalúa el daño. Un camino para evitar esta inconsistencia de los descriptores absolutos de daño consiste en definir la avería como el porcentaje de cantos desplazados respecto al número de ellos contenido inicialmente en una faja de determinada anchura alrededor del nivel medio en movimiento, Günbak (1978).

Para relacionar el estado de avería de un dique con los valores de los parámetros de daño, es necesario definir algunos criterios globales de avería, asociados a variaciones geométricas apreciables en el manto, que proporcionan por lo tanto información cualitativa del estado del dique.

Losada et al. (1986) definieron tres niveles de daño diferentes, reconocibles mediante la inspección visual de los diques: Iniciación de Avería (IA), Avería de Iribarren (AI), y Destrucción (D). Vidal et al. (1991) añadió un cuarto nivel, intermedio entre la avería de Iribarren y la destrucción; el Inicio de Destrucción (ID).

Si el daño se evalúa mediante parámetros objetivos de daño, por ejemplo, midiendo la sección dañada o contando los cantos extraídos, será necesario establecer, para cada geometría de dique, la relación existente entre estos parámetros de daño y los niveles de avería “geométricos” anteriores. La relación entre los criterios globales de daño anteriores y los valores del parámetro de daño, S, para el talud exterior de un dique en el caso de que éste sea recto y no rebasable y los diferentes niveles de daño se obtiene experimentalmente. Esta relación viene dada en la Tabla 4.1, para varias pendientes del talud, definidas por su cotangente, cot a.

Tabla 1. Umbrales del parámetro de daño, S, para diferentes niveles de avería. Diques no rebasables de talud recto, con dos capas de piezas en el manto principal.

Cot α	PARÁMETRO DE DAÑO, S			
	IA	AI	ID	D
1.5	1.5	2.5	6.5	12
2.0	2.0	3.0	8.0	14
3.0	2.5	3.5	9.5	16
4.0	3.0	4.0	11.0	18
5.0	3.0	4.0	11.0	18

La avería como variable aleatoria

Considerando como fallo la salida de piezas del talud, es consecuente un tratamiento estadístico del problema, debido a la naturaleza aleatoria de las dos variables que rigen el proceso: las características hidrodinámicas del flujo inducido por el oleaje sobre las piezas y la resistencia a la extracción de las mismas.

Dada una variable aleatoria con una determinada distribución, la dispersión de una determinada muestra disminuye con el tamaño de ésta. Aplicándolo al caso del fallo del manto, la dispersión en los resultados deberá ser mayor cuanto menor sea el número de piezas extraídas para provocar la avería. Se puede

concluir que, dado un criterio de avería, habrá una cierta dispersión en los resultados ligada a dicho criterio, siendo ésta tanto menor cuanto mayor sea el daño exigido por dicho criterio.

Al definir la función de estabilidad para cada tipo de pieza, talud del dique y nivel de avería, Losada y Giménez-Curto (1979) tienen en cuenta esta dispersión de los resultados al determinar las bandas de confianza inferior y superior correspondientes a varios porcentajes.

ESTABILIDAD DE DIQUES NO REBASABLES

Análisis dimensional

Alguna de las variables que intervienen en el análisis de la estabilidad de las piezas del manto principal puede ser separadas del análisis, siempre que se tenga en cuenta su influencia mediante otras consideraciones.

Respecto a los parámetros del medio, se suele aceptar que el talud del fondo, β no influye si es suficientemente suave. Por lo que respecta a las características de la estructura, el espesor del manto principal se suele diseñar de forma que depende del diámetro equivalente de las piezas y puede ser eliminado. Este diámetro equivalente, se formula en función del peso, W y densidad de las piezas, ρ, por lo que también puede ser eliminado. Las capas subyacentes (mantos secundarios) influyen en la porosidad y por lo tanto al considerar la porosidad conjunta del dique se tendrá en cuenta la influencia de la constitución de los mantos secundarios.

Teniendo en cuenta lo anterior, el funcional que relaciona las variables involucradas en la estabilidad de los cantos del manto principal de un dique rompeolas sometido a la acción del oleaje, para un nivel de avería determinado, con un tipo de piezas y forma de colocación dados, es del tipo:

$$f(h, \rho_s, \rho, \mu, g, H_i, T_i, W, \alpha) = 0 \quad (1)$$

Donde, h: profundidad del agua en el pie del talud exterior, ρ: densidad del agua, μ: viscosidad cinemática del agua, g: aceleración de la gravedad, H_i: parámetro de altura de ola, T_i: parámetro de período, α: ángulo del talud exterior. En virtud de las técnicas del análisis dimensional, la ecuación (1) puede ser expresada de la forma:

$$F \left(\frac{h}{H_i}, S_r, \frac{H_i^2}{\mu T_i}, \frac{H_i}{L_{oi}}, \frac{W}{\gamma H_i^3}, \alpha \right) = 0 \quad (2)$$

Donde S_r = ρ_s/ρ es la densidad relativa, γ es el peso específico del agua y L_{oi} es una longitud de onda en profundidades indefinidas; L_{oi} = gT² / 2π. El parámetro H_i²/μT_i es un número de Reynolds. Al ser el flujo

sobre el talud turbulento totalmente desarrollado, se puede suponer que las variaciones de su valor no afectan a los coeficientes de arrastre, sustentación e inercia de la pieza, por lo que su influencia en la función F puede ser despreciada.

Cuando $h/H_i > 3$, los fenómenos de flujo sobre el talud no están influenciados por ese parámetro, Desiré (1985) y puede suponerse que su influencia en la estabilidad sea despreciable para valores altos.

Losada y Gimenez-Curto (1982), utilizando datos experimentales obtenidos por otros autores con oleaje regular, demostraron que la influencia de la densidad de las piezas del manto principal en la estabilidad, queda bien representada si se combina la función del peso adimensional con la de densidad relativa de las piezas mediante la función de estabilidad:

$$\Psi = \frac{W}{\gamma H_i^3} \frac{1}{R_s} \quad (3)$$

Donde:

$$R_s = \frac{S_r}{(S_r - 1)^3} \quad (4)$$

La función de estabilidad, está relacionada con el número de estabilidad o número de Hudson, N_s , ($\Psi = 1/N_s^3$) y puede ser despejada de la ecuación (2),

por lo que la expresión que gobierna la estabilidad toma la forma:

$$\Psi = \psi \left(\frac{H_i}{L_{oi}}, \alpha \right) \quad (5)$$

El peralte del oleaje y el ángulo del talud controlan el flujo sobre el talud exterior y pueden ser correctamente modelizadas mediante el uso del parámetro de Iribarren, Losada y Giménez-Curto (1980). Consecuentemente, para cada ángulo del talud, la función de estabilidad será:

$$\Psi = \psi(I_r) \quad (6)$$

Losada y Giménez-Curto (1979), propusieron un modelo exponencial para la función Ψ mediante el cual analizaron la estabilidad de diques en talud de piezas sueltas sometidos a oleaje regular. La expresión propuesta, correspondiente a la curva de mejor ajuste a los datos, es la siguiente:

$$\Psi = A(I_r - I_{r0}) \exp(B(I_r - I_{r0})), I_r > I_{r0} \quad (7)$$

Donde $I_{r0} = 2.654 \tan \alpha$, y A y B son coeficientes de ajuste (que dependen del nivel de avería, tipo de piezas, forma de colocación y pendiente del talud).

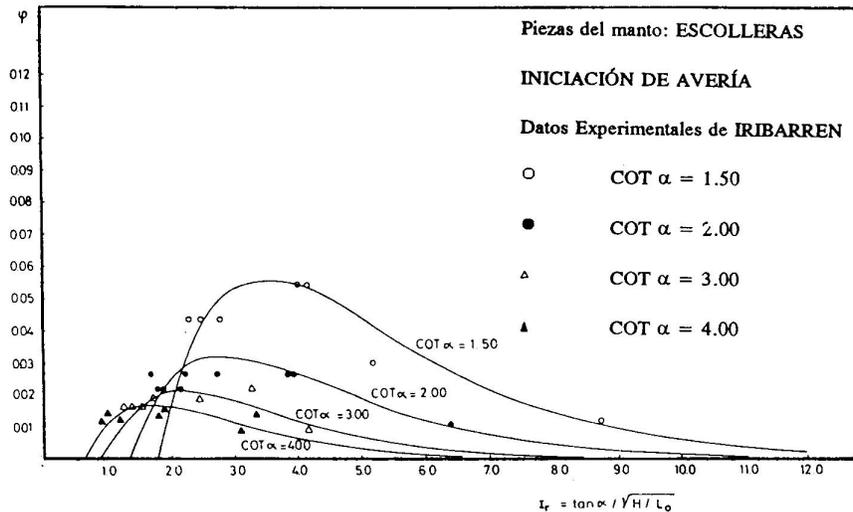


Figura 1. Ajustes de la función de estabilidad con el n° de Iribarren, para escolleras, inicio de avería y varios taludes. Losada y Giménez-Curto (1979)

La Figura 1 muestra, a modo de ejemplo, los resultados experimentales de la función de estabilidad, Ψ en función del número de Iribarren, I_r , para varias pendientes del talud, en el caso de escolleras naturales.

Los correspondientes coeficientes de ajuste A y B se presentan en la Tabla 2, junto con los de bloques paralelepípedicos, tetrápodos y escollera sin clasificar:

Tabla 2. Ajustes del modelo exponencial de Losada y Giménez - Curto (1979). Bandas de confianza y valores máximos de la función de estabilidad correspondientes a la banda de confianza superior del 95%. Inicio de avería

Tipo de pieza	Cot α	A	B	I_{r0}	BC 95%	BC. Ψ_{max}
Escolleras de (Inicio Avería)	1.50	0.09035	-0.5879	1.77	1.41	0.0797
	2.00	0.05698	-0.6627	1.33	1.46	0.0462
	3.00	0.04697	-0.8084	0.88	1.35	0.0289
	4.00	0.04412	-0.9339	0.66	1.64	0.0285
Bloques paralel axax1.5a (Inicio Avería)	1.50	0.06819	-0.5148	1.77	3.28	0.1598
	2.00	0.03968	-0.6247	1.33	2.37	0.0554
	3.00	0.03410	-0.7620	0.88	1.77	0.0291
Tetrápodos de (Inicio Avería)	1.33	0.03380	-0.3141	1.99	1.64	0.0649
	1.50	0.02788	-0.3993	1.77	2.27	0.0583
	2.00	0.02058	-0.5078	1.33	1.93	0.0288
Escollera sin clasif. (Daño nulo)	2.50	0.1834	-0.5764	1.06	1.57	0.1838
	3.50	0.1819	-0.6592	0.76	1.50	0.1523
	5.00	0.1468	-0.6443	0.53	1.52	0.1274

Como puede observarse en la Figura 1, la función de estabilidad presenta un máximo, que corresponde a un mínimo de la estabilidad de la estructura. El número de Iribarren correspondiente a este máximo se puede obtener analíticamente a partir de la expresión (7), obteniéndose:

$$I_{rcrit} = I_{r0} - \frac{1}{B} \quad (8)$$

Para este valor, el valor máximo de Ψ es:

$$\Psi_{max} = -\frac{A}{Be} \quad (9)$$

Los datos experimentales muestran una dispersión considerable alrededor de las curvas ajustadas de la función de estabilidad. Esta dispersión es debida, como se indicó en el apartado anterior a la aleatoriedad de la respuesta del manto ante las acciones del flujo. Losada y

Giménez-Curto (1979) determinaron las bandas de confianza de la curva ajustada.

Para el caso de los resultados ajustados por la función exponencial (7), el valor de la banda de confianza superior que incluye el 95% de los datos se representa en la columna correspondiente a BC de la Tabla 2. La columna de la derecha de la Tabla 2 muestra los valores obtenidos al multiplicar el valor máximo de la función de estabilidad, obtenido mediante la expresión (7), por el valor de la banda superior de confianza del 95%. Siempre que sean previsible oleajes con números de Iribarren alrededor de los correspondientes al máximo de Ψ se utilizará el valor de Ψ mayorado de la columna de la derecha de la Tabla 2 como valor de diseño.

Losada y Desiré (1985), tras una extensa experimentación con bloques paralelepípedicos obtuvieron los valores máximos mayorados (nivel de confianza 95%) de la función de estabilidad dados en la Tabla 3:

Tabla 3. Valores máximos de la función de estabilidad, Ψ , para bloques paralelepípedicos. De Losada y Desiré (1985).

TIPO BLOQUE	axaxa			axax 1.5a			axax 2a			
	Cot α	1.5	2.0	2.5	1.5	2.0	2.5	1.5	2.0	2.5
Inicio avería	0.060	0.047	0.043	—	—	0.084	0.120	—	0.116	
Avería Iribarren	0.033	0.028	0.024	—	—	0.030	0.042	—	0.038	
Destrucción	0.027	0.022	0.018	—	—	0.021	0.035	—	0.027	

Influencia de otros factores en la estabilidad del manto principal

A continuación se analiza brevemente la influencia de aquellos parámetros que se separaron de la ecuación general (2) de estabilidad.

Angulo de incidencia

El modelo de Losada et al. (1979), presentado en el apartado anterior, muestra que la función de estabilidad depende de I_r , del tipo de piezas y del talud, es decir de las características del flujo sobre el talud y de la estabilidad estructural del sistema granular. Si partimos de un manto cuasi-horizontal, el valor máximo de la función de estabilidad disminuye al incrementarse la pendiente del talud, hasta alcanzar un valor mínimo (máxima estabilidad), a partir del cual, la función de estabilidad aumenta. Este cambio está asociado con el comportamiento estructural del sistema granular (desarrollo de trabazón entre las piezas por las fuerzas gravitatorias), y por lo tanto depende principalmente del tipo de piezas del manto principal. La pendiente de máxima estabilidad es mayor a medida que el desarrollo de trabazón entre las piezas se hace más importante.

Si el manto se diseña con una pendiente próxima a la de máxima estabilidad, cualquier modificación del valor de esa pendiente empeorará las condiciones de estabilidad del dique. Losada et al (1982), proponen tratar la estabilidad con incidencia oblicua con la misma hipótesis realizada para el flujo, es decir, asumiendo que la pendiente del talud, en el caso de incidencia oblicua es $\tan \alpha \cdot \cos \theta$. De esta manera, obtienen la variación de la estabilidad con el ángulo de incidencia θ . Como puede apreciarse, el cambio de estabilidad se asocia al cambio del flujo sobre el talud, cuando la pendiente del mínimo de estabilidad es tan sólo dependiente del tipo de piezas, es decir las piezas desarrollan la misma trabazón aunque el flujo cambie. A pesar de estas inconsistencias del modelo, el trabajo aporta importantes conclusiones, basadas en la experiencia existente, que deben ser tenidas en cuenta:

- Existe una grave carencia de datos experimentales sobre la estabilidad de diques de escollera bajo la acción de oleajes con incidencia oblicua.
- Los diques rompeolas construidos con escolleras sin clasificar, escolleras naturales o bloques paralelepípedicos y con taludes $\cot \alpha < 3$, tienen unas condiciones medias de estabilidad bajo la acción de ondas regulares incidiendo oblicuamente, que no son muy distintas del caso de incidencia normal. Los diques construidos con cantos de elevada trabazón (dolos, tetrápodos, etc.), pueden tener unas condiciones de estabilidad peores bajo incidencia oblicua que bajo incidencia normal, por lo que, mientras no se disponga de información adecuada, no es recomendable utilizar

cantos de elevada trabazón en diques en los que se pueda presentar oleajes próximos al de cálculo con incidencia oblicua.

Otra aproximación al problema de la incidencia oblicua, es la modelización numérica tridimensional de la acción del flujo sobre las piezas del manto. En esta dirección está planteado el modelo de Bezuijen et al. (1992). Aunque el modelo numérico se resuelve en el caso de un revestimiento regular y relativamente impermeable, dispuesto sobre una capa granular de permeabilidad variable, los resultados obtenidos, tanto de los ensayos en modelo físico como de la simulación numérica permiten determinar que, cuando el manto exterior es poroso, es posible que bajo incidencia oblicua, las piezas experimenten fuerzas máximas netas de sustentación superiores que en el caso de incidencia normal, al menos hasta incidencias próximas a los 40° . Este resultado refuerza la conclusión 2 anterior de que no parece razonable disminuir el peso de las piezas debido a la incidencia oblicua, al menos para ángulos de incidencia menores de 40° .

Profundidad del agua a pie de dique

En el análisis anterior se ha supuesto que la profundidad relativa es $h/L_i > 3$ y en ese caso, su influencia en la estabilidad del manto exterior de los diques de escollera es despreciable. Cuando la profundidad relativa es menor, el asomeramiento deforma el oleaje y por lo tanto influye en el proceso de rotura de la onda sobre el talud. El fenómeno de resonancia en el flujo sobre el talud, es el que determina las máximas acciones, especialmente en el descenso, del flujo, sobre las piezas del manto principal. El período de ascenso-descenso y el período de la onda no se ven afectados por el asomeramiento. Sin embargo, la ola deformada por el asomeramiento puede romper sobre el dique con un tipo de rotura determinado parcial o totalmente por el fondo, no por el talud del dique. Esto desplaza las roturas hacia el descrestamiento, reduciendo, en general el flujo de ascenso - descenso sobre el dique, al disiparse más energía en el proceso de rotura. Esta reducción del flujo de ascenso - descenso se traducirá en una disminución de las acciones sobre las piezas del manto, por lo que, en general, los diques en profundidades reducidas serán más estables que los diques en profundidades indefinidas, para la misma altura de ola y período al pie del dique.

Forma y modo de colocación de las piezas

La forma de colocación de las piezas influye en la estabilidad al modificar la fuerza necesaria para extraer las piezas del manto y el propio flujo de ascenso-descenso, al cambiar la rugosidad y porosidad del mismo. La información existente sobre la influencia de la forma de colocación está basada en experimentación física específica para cada forma de colocación

En general, las formas de colocación elaboradas, mejoran la estabilidad de las piezas a inicio de avería, en algunos casos espectacularmente. Sin embargo, cuando el criterio de avería se aproxima a la destrucción, la influencia de la forma de colocación disminuye. Como ejemplo, la colocación de cubos de hormigón en forma de adoquinado sobre el talud, duplica la estabilidad (se requiere la mitad de peso) a inicio de avería. Sin embargo, esta colocación y la aleatoria tienen prácticamente la misma estabilidad si el criterio de avería es destrucción. Aquellas piezas que alcanzan estabilidades elevadas debido a una cuidadosa colocación (Acrópedo, Haro, etc,) se muestran considerablemente más frágiles, (definiendo fragilidad como la diferencia entre los valores de la función de estabilidad para inicio de avería y destrucción) que aquellos mantos construidos con piezas colocadas aleatoriamente. Esto quiere decir que, cuando se diseña contando con la forma de colocación se debe ser

muy preciso en la definición de la sollicitación de cálculo, dado que la estructura tendrá menos capacidad de absorber sobresolicitaciones.

Porosidad

La porosidad del manto principal y de los mantos secundarios y núcleo es un factor importante en la estabilidad de las piezas del manto principal. La Figura 2 muestra la evolución del daño con la altura de ola para el mismo tipo de piezas en el manto principal, pero con diferentes materiales en el núcleo. En ella puede verse claramente como el daño comienza con menores alturas de ola y progresa con mayor rapidez contra más impermeable es el núcleo. Esta diferencia es muy importante cuando se pasa de un núcleo totalmente impermeable a un núcleo de materiales sueltos finos. Los incrementos posteriores que se producen al aumentar la permeabilidad del núcleo son de menor entidad.

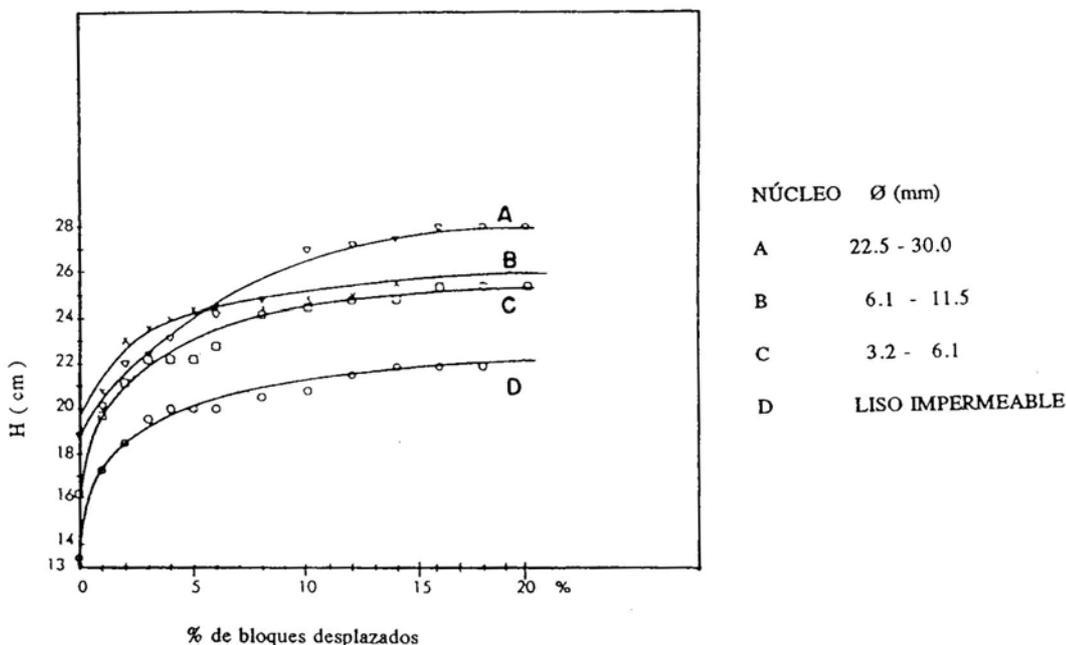


Figura 2. Porcentaje de piezas desplazadas en función de la altura de ola, para materiales de diferente permeabilidad en el núcleo. Bruun and Johunesson (1974).

Los ensayos de Losada y Desiré (1984), con bloques paralelepípedicos de hormigón, confirmaron la misma tendencia de aumento de la estabilidad con la permeabilidad del manto principal. Otras conclusiones importantes de los mismos autores, referentes a la influencia de la permeabilidad en la estabilidad de los bloques paralelepípedicos, son:

- 1 La banda de números de Iribarren para las cuales se tiene estabilidad mínima se hace más ancha. No aparece claramente un único mínimo de estabilidad.
- 2 La dispersión en los valores de la función de estabilidad es mayor.

3. La dispersión de la función de estabilidad disminuye a medida que el criterio de daño es más severo, es decir, cuando el correspondiente nivel de daño es mayor.

Estabilidad de los morros

La acción del oleaje sobre los morros de los diques es diferente que sobre el talud del tronco, debido a que el oleaje ataca los diferentes sectores del morro con ángulos de incidencia diferentes. Por otro lado, la difracción y refracción sobre el morro provocan la concentración del oleaje sobre el morro y la rotura sobre el mismo en voluta.

La geometría del morro añade nuevos parámetros a los considerados en la expresión (6) de dependencia de la función de estabilidad del número de Iribarren. Para olas de bajo peralte, que no rompen sobre el morro, la variación de la altura de ola a lo largo del morro, debido a la difracción y refracción, es una función del tamaño del morro y de su forma, Losada et al (1990). A medida que el radio del morro relativo a la longitud de onda, R/L_i , se incrementa, la altura de ola se incrementa, alcanzando un valor máximo en las proximidades del punto de tangencia de los rayos con la superficie cónica del morro. La posición exacta del máximo, depende, de acuerdo con Losada et al. (1990), de R/L_i y del número de Iribarren del talud del manto principal del morro. De esta manera, la función de estabilidad podría expresarse como:

$$\Psi = \psi \left(I_r, \frac{R}{L_i} \right) \quad (10)$$

Losada et al. (1990) analizaron numéricamente el problema de la radiación de ondas regulares en las

proximidades de los morros de los diques, así como la variación de la altura de ola en las proximidades del morro en función del parámetro R/L . La Figura 3 muestra los resultados de la variación del coeficiente de difracción alrededor del morro (0° indica el arranque del talud del tronco del dique), para distintas relaciones $2R/L$. Asimismo se incluyen en la Figura 3, a modo de comparación, los coeficientes de difracción correspondientes a morro simétrico con talud vertical y el correspondiente a una pantalla semiinfinita impermeable (morro puntual). Como puede observarse tanto el morro puntual como el morro semicircular de talud vertical, tienen un máximo en los 0° . El morro semicircular, sin embargo, genera mayor agitación sobre el lado de barlovento que el morro puntual. Esta tendencia se incrementa con los morros en talud y con el aumento del radio relativo a la longitud de onda, R/L , de manera que para los dos valores mayores de R/L estudiados, aparece un máximo en el coeficiente de agitación que se va trasladando hacia la parte de sotavento del morro a medida que aumenta R/L .

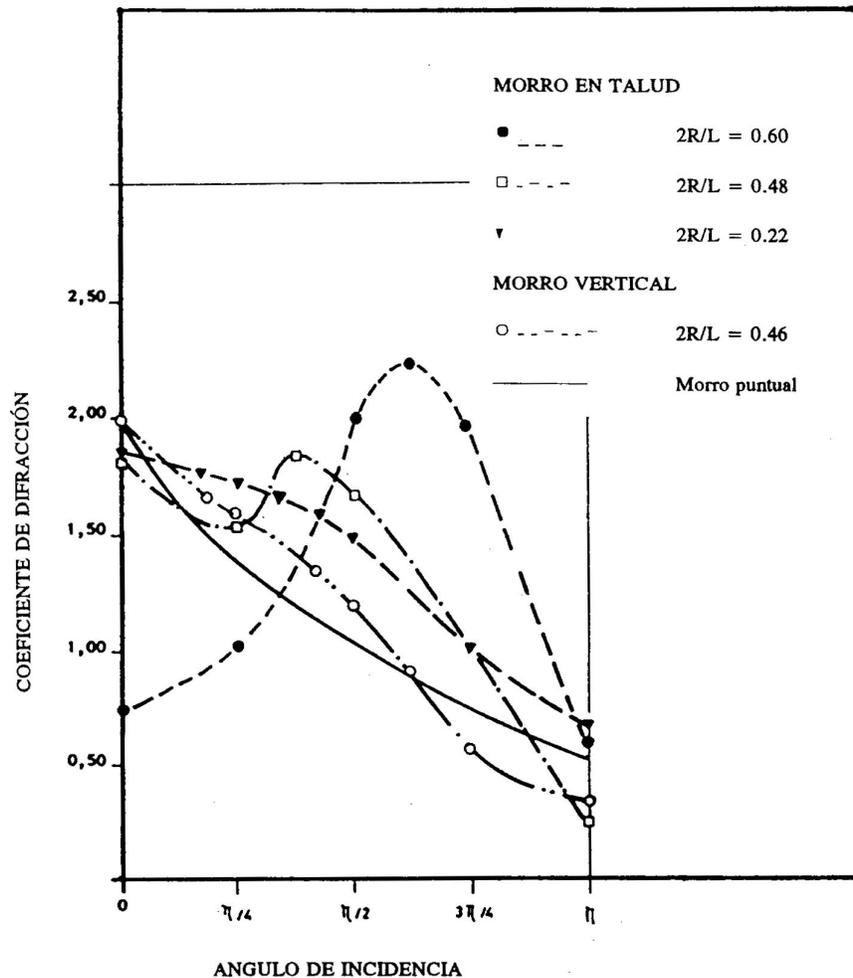


Figura 3. Variación del coeficiente de difracción a lo largo de diversos morros de diques. Losada et al. (1990).

Por lo que respecta a la influencia del n° de Iribarren, la información experimental existente, Carver and Heimbaugh (1987) Figura 4, muestra que, al menos en las piezas ensayadas (dolos y escolleras), se mantiene la tendencia de un mínimo de estabilidad para valores del número de Iribarren alrededor de 3.0.

La rotura del oleaje añade un nuevo factor en el análisis. El máximo de amplitud que se produce sobre el morro, facilita la rotura del oleaje sobre él. El chorro de la voluta impacta sobre el manto en un área ligeramente

por debajo del nivel medio, provocando un arrastre de las piezas hacia abajo y en la dirección de propagación del oleaje, por lo que las fuerzas de gravedad e hidrodinámicas actúan conjuntamente en el proceso de extracción de las piezas. Una vez extraídas, las piezas son arrastradas hacia la parte protegida del dique, fuera de la sección dañada, por lo que no contribuyen a mejorar la estabilidad de la citada sección. Las piezas extraídas pueden desplazarse hasta el pie del morro, pudiendo interferir en las condiciones de navegabilidad en la bocana.

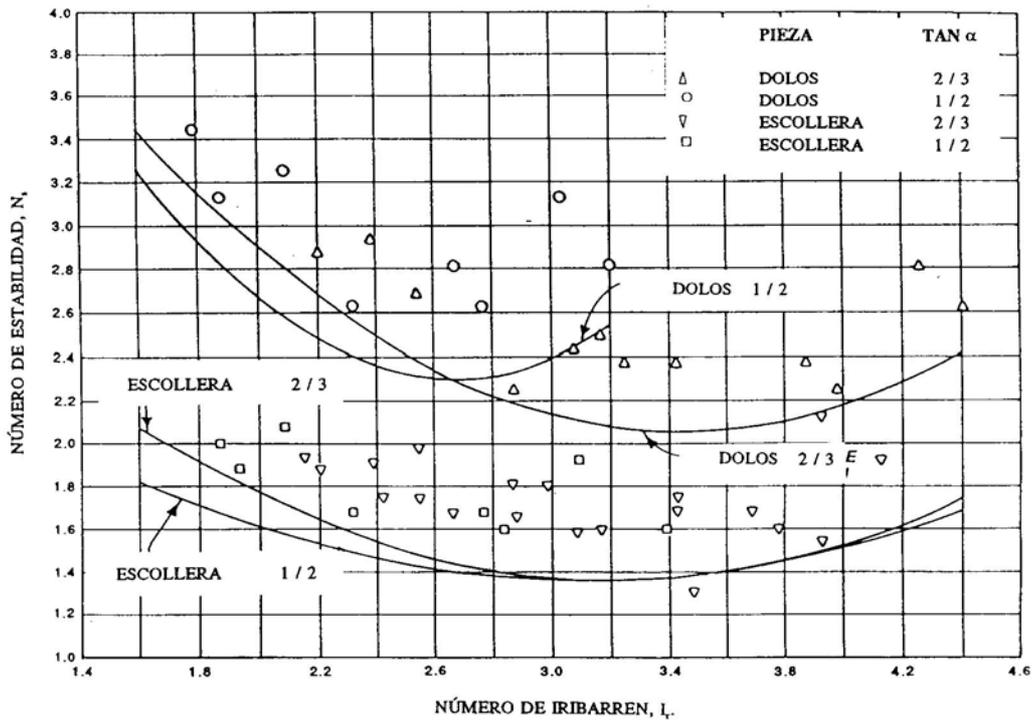


Figura 4. Ajustes del n° de estabilidad con el número de Iribarren, para morros de diques con distintas geometrías v piezas. Carver and Heimbaugh (1987).

Recomendaciones para el diseño

Vidal et al. (1991), presentaron un trabajo experimental comparativo entre la estabilidad de las secciones del tronco del dique y de las de los morros, con bloques cúbicos de hormigón y un talud cot $\alpha = 2$. Hasta este trabajo, en el cálculo de las piezas de los morros, se utilizaba la recomendación dada por Iribarren y Nogales (1964) y Bruun (1985) de multiplicar por 1.5 el peso de las piezas del talud exterior del tronco del dique.

En el caso de producirse la rotura del oleaje sobre el morro, Vidal et al. (1991), encontraron que el daño en el morro de diques no rebasables era causado por el impacto del chorro de la voluta sobre las piezas del manto. El inicio del daño se produce en un sector de unos 60° contados hacia la zona abrigada desde el punto de tangencia de los rayos con la superficie cónica

del manto, Figura 5. Una vez iniciado el daño, este progresa en sentido contrario al de propagación del oleaje, al quedar sin soporte las piezas contiguas a las extraídas. En ese mismo estudio, Vidal et al. (1991) llegaron a las siguientes conclusiones:

- Existe un sector de mínima estabilidad en el morro, indicado en la Figura 5.
- Dependiendo del nivel de avería considerado, el peso de las piezas del manto principal en el sector menos estable del morro debe ser entre 1.3 y 3.8 veces superior al necesario en el manto principal del tronco del dique. Para los distintos niveles de avería, los factores medios por los que hay que multiplicar el peso de las piezas del manto principal correspondiente a las secciones del tronco del dique, para obtener el peso de las secciones menos estables del morro, son los indicados en la Tabla 4.

- Debido a que las piezas desplazadas de la zona averiada se mueven fuera de la sección, y dejan sin soportar las piezas contiguas, la avería del morro progresa con mayor rapidez que la correspondiente a las secciones del tronco. Esto quiere decir que las

secciones del morro son más frágiles que las correspondientes del tronco del dique. Esta fragilidad se ve reflejada en el incremento de los factores de multiplicación del peso indicados en la Tabla 4, al aumentar el nivel de avería.

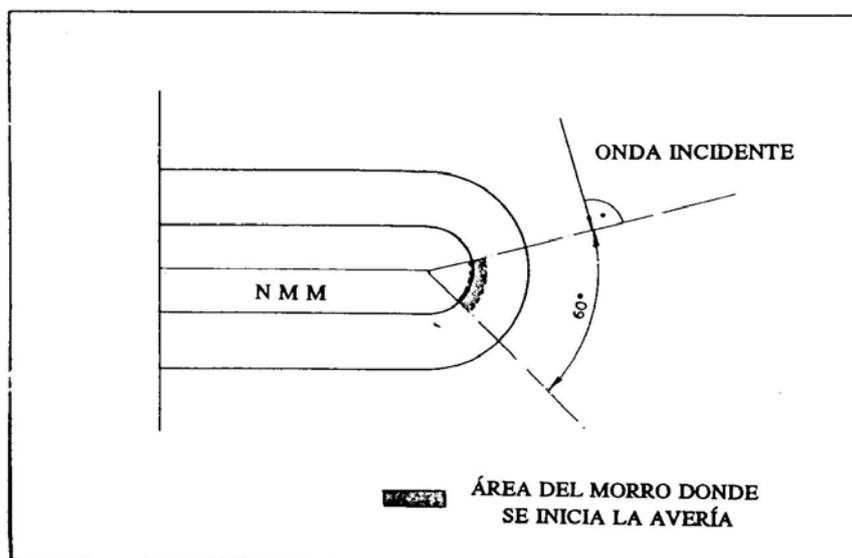


Figura 5. Zona de los morros de los diques rompeolas donde se inicia la avería. Vidal et al. (1991).

Tabla 4: Factores de incremento del peso de las piezas del morro con respecto a de las piezas del manto principal del tronco del dique. Talud de bloques cúbicos de hormigón coi $\alpha = 2$.

Nivel de avería	Inicio de Avería	Avería de Iribarren	Inicio de Destrucción
Factor	1.50	1.90	2.5

ESTABILIDAD DE DIQUES REBASABLES Y SUMERGIDOS

Los diques rebasables son aquellos que, debido a su baja cota de coronación, permiten un rebase importante sobre la misma y transmiten parte de la energía del oleaje. El mecanismo de transmisión mas importante es debido al rebase sobre la coronación, aunque la transmisión a través del dique puede ser significativa, especialmente en el caso de diques arrecifes, en los que la gradación de la escollera del núcleo es similar a la del manto principal.

Debido al rebase, el flujo de descenso sobre el talud de barlovento del dique o Talud Exterior, disminuye en intensidad a medida que disminuye el francobordo (distancia vertical desde el nivel medio hasta la coronación del dique) y por lo tanto la función de estabilidad de las piezas aumenta. Otros sectores del tronco del dique, como son la Coronación y el talud de

sotavento o Talud Interior, ven aumentar la acción del flujo a medida que disminuye el francobordo, con la consiguiente posible disminución de la estabilidad. La combinación del aumento de estabilidad del Talud Exterior con la disminución de la misma en la Coronación y Talud Interior, pueden llevar a mínimos de estabilidad en la sección completa para francobordos positivos intermedios, como sugiere Ahrens et al. (1989). Losada et al. (1992) utilizaron datos experimentales de velocidad y valores analíticos obtenidos de Kobayashi et al. (1990), para demostrar que el mínimo de estabilidad en las piezas de la coronación se debería obtener para la coronación en el nivel medio en reposo. Estudios experimentales de U.S. Army (1965), Raichlen (1972), Magoon et al. (1975) y Walker et al. (1976), sugieren que el Talud Interior de los diques rebasables puede ser mas susceptible al daño que el Talud Exterior o la Coronación en determinadas condiciones de oleaje.

Análisis dimensional

Los diques rebasables o sumergidos introducen varios parámetros nuevos a la formulación de estabilidad. El francobordo, F , es un parámetro fundamental. Otro parámetro a tener en cuenta en la estabilidad de la coronación y del manto posterior es la anchura de la coronación, B . Por lo que respecta a los morros de los diques rebasables, influirán su geometría (R/L) y el francobordo, siendo de poca importancia la anchura de la coronación. De esta manera, los funcionales que controlan la estabilidad en cada uno de los sectores del dique rebasable, para una geometría de los mantos y tipo de piezas dado, incidencia normal y profundidades no muy reducidas, son los siguientes:

Talud exterior (TE):

$$\Psi = \psi_{ie}(I_r, F_d) \quad (11)$$

donde $F_d = F/D$, es el francobordo adimensional.

Coronación (C):

$$\Psi = \psi_c(I_r, F_d, B_d) \quad (12)$$

donde $B_d = B/D$, es la anchura adimensional de la coronación.

Talud interior (TI):

$$\Psi = \psi_{ii}(I_r, F_d, B_d, \tan \alpha_i) \quad (13)$$

donde $\tan \alpha$, es la pendiente del talud interior.

Morros.

Dentro de los morros se distinguen dos sectores, el sector exterior del morro, (EM) que cubre los 60° exteriores del morro e Interior Morro (IM), cubriendo los 120° restantes del otro morro. El sector exterior del morro, para morros convencionales, tiene un comportamiento muy similar al del talud exterior, por lo que depende poco del radio relativo del morro (R/L), y su funcional será similar al del talud exterior, dado por la expresión (11). La estabilidad del sector interior del morro, sin embargo, dependerá del radio relativo del

morro, por lo que en ese caso:

$$\Psi = \psi_m(I_{rm}, \frac{R}{L_i}) \quad (14)$$

donde I_{rm} se refiere al número de Iribarren del talud del morro.

Influencia del francobordo en la estabilidad de cada uno de los mantos

De los parámetros adimensionales de los que depende la función de estabilidad en los diferentes funcionales (11) a (14), se analiza con detalle la influencia del francobordo adimensional, F_d . La influencia del resto de los parámetros en la estabilidad se comenta en apartados posteriores. La información sobre la influencia del francobordo está tomada de la experimentación de Vidal et al. (1992, 1994). Estos ensayos se realizaron con oleaje irregular, sobre modelos de diques exentos de escollera, con núcleo permeable también de escollera y taludes de todos los mantos con $\cot \alpha = \cot \alpha_i = \cot \alpha_m = 1.5$.

Para un dique de geometría dada y características del oleaje incidente y duración del estado de mar determinados, el daño deberá ser una función del n° de estabilidad y del francobordo adimensional:

$$S = f(N_s, F_d) \quad (15)$$

Para un nivel de daño dado, $S = S_0$, la función (15) puede ser representada en un gráfico bidimensional que relacione el n° de estabilidad para ese nivel de daño, con el francobordo:

$$N_s = f_0(F_d) ; \text{ para } S = S_0 \quad (16)$$

Las funciones f_0 , obtenidas de la experimentación para avería Iribarren, correspondientes a cada sector son las que se presentan en la Figura 6. Las curvas ajustadas de las funciones $N_s - F_d$, son parábolas de segundo grado del tipo $N_s(F_d) = A + B F_d + C F_d^2$. Los valores de los coeficientes A , B y C para cada uno de los sectores, para Inicio de Avería son los dados en la Tabla 5:

Tabla 5. Parámetros de ajuste para las curvas $N_s = A + B F_d + C F_d^2$ para cada sector de los diques rebasables o sumergidos e Inicio de Avería

Sector	Limite experi mental de F_d	A	B	C	Limite de no rebase de F_d
IM	-2.0 la 2.41	1.681	-0.474	0.1050	2.40
EM	-2.01 a 2.41	1.839	-0.363	0.0105	2.40
TI	-2.0 la 2.41	2.575	-0.540	0.115	----
C	-2.0 la 2.41	1.652	0.0182	0.159	----
TE	-2.0 la 2.41	1.831	-0.245	0.0119	2.40

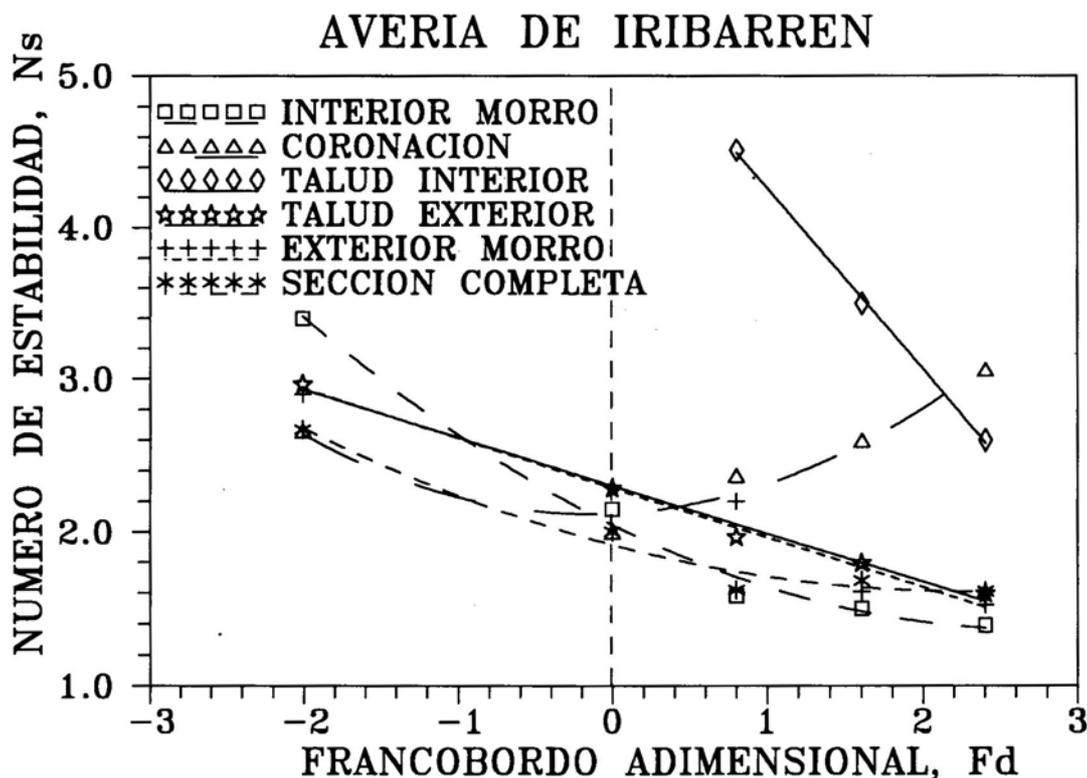


Figura 6. Curvas del n° de estabilidad con el francobordo adimensional, para Avería de Iribarren. Vidal et al. (1994).

Dado que estos ajustes están referidos a una geometría de dique específica, el cálculo del peso de las piezas del manto principal, de los diferentes sectores de un dique cualquiera, no debe hacerse utilizando directamente los valores del n° de estabilidad que se obtenga de la Tabla 5. El proceso recomendado para el manto exterior y morros es calcular el peso de piezas correspondiente al manto exterior de un dique no rebasable de las mismas características de talud y piezas y determinar el peso de las piezas del dique rebasable por la relación de los números de estabilidad entre el dique rebasable y no rebasable que se puede obtener de la Tabla 5. Para el cálculo del peso de las piezas de la coronación y manto posterior, que se realizará después que la del manto exterior, se empleará la relación entre números de estabilidad del manto exterior y del sector correspondiente. Esta metodología implica el asumir dos hipótesis adicionales:

1. Para un sector determinado del dique y un nivel de avería dado, la relación entre los números de estabilidad correspondientes a dos francobordos diferentes, es independiente del tipo de piezas y del ángulo del talud.
2. números de estabilidad correspondientes a dos sectores distintos de un dique sólo depende del tipo de piezas y del ángulo de los taludes.

Del trabajo de Vidal et al. (1992) se obtiene las siguientes conclusiones:

Talud exterior

- Existe un aumento lineal de la estabilidad del talud exterior con la disminución del francobordo y el francobordo de estabilidad mínima, para cualquier nivel de daño, corresponde siempre al de no rebase. El talud exterior es más frágil con los francobordos positivos.
- Cualquier avería en el dique que produzca una disminución del francobordo, incrementará la estabilidad del talud exterior. Como la deformación del propio talud exterior debida a su avería, también incrementa su estabilidad, el talud exterior se encuentra siempre en condiciones de equilibrio estable.

Coronación

- Existe un francobordo de mínima estabilidad en las proximidades del francobordo nulo. Este francobordo de mínima estabilidad se mueve hacia francobordos menores al aumentar el nivel de daño, indicando una relación entre este mínimo y el nivel del seno de la onda sobre la coronación

- Si se tiene en cuenta tan sólo la influencia del francobordo, la coronación se encuentra en una situación inestable cuando los francobordos son positivos: cualquier daño en la coronación que provoque la disminución del francobordo implica una disminución de la estabilidad.

Talud Interior

- Existe un francobordo de mínima estabilidad, situado en los francobordos positivos. Este mínimo se desplaza hacia francobordos mayores a medida que aumenta el nivel de daño considerado.
- La distribución del daño, para francobordos positivos es mucho más irregular que en el resto de los sectores. El daño se concentra en determinados puntos que dependen de las características del chorro de rebase, a su vez influenciadas por la geometría del Talud Exterior y de la Coronación. Esta irregularidad y concentración de la avería provocan que para los francobordos positivos, este sector sea extremadamente frágil.

Sector Exterior del Morro

- La estabilidad de este sector es similar a la del Talud Exterior del tronco del dique, mostrando un aumento lineal de la estabilidad con la disminución del francobordo.

Sector Interior del Morro

- El mínimo de estabilidad corresponde al francobordo de no rebase. La estabilidad se incrementa rápidamente a medida que disminuye el francobordo.
- La fragilidad de este sector es muy elevada y aumenta al aumentar el francobordo.

Influencia de otros factores en la estabilidad de diques rebasables

A continuación se comenta brevemente la influencia de otros parámetros no contemplados en el análisis anterior.

Influencia del período

Los ensayos de Vidal et al. (1992) no fueron diseñados para un análisis exhaustivo de la influencia del período incidente en la estabilidad de los diferentes sectores de los diques rebasables (a través de su influencia en el número de Iribarren y en el tamaño relativo del morro, R/L) Los dos períodos ensayados, 1.4 y 1.8 segundos, no mostraron diferencias significativas de estabilidad. El resto de las fuentes de datos corresponden a ensayos de la sección completa del tronco del dique, por lo que no es sencillo separar el daño de cada sector del daño total. Analizando los datos existentes se puede concluir:

- La estabilidad del talud exterior de los diques emergidos sigue un comportamiento con el período similar al de los diques no rebasables.
- La estabilidad de la coronación de los diques sumergidos disminuye al aumentar el período. La estabilidad del talud posterior disminuye al aumentar el período y puede asociarse al ascenso potencial o al rebase.

Influencia de la anchura de la coronación

En el planteamiento de los parámetros adimensionales de los que depende la función de estabilidad, se asumió que la anchura relativa de la coronación, B/L, sólo era relevante en la estabilidad de la coronación y del talud posterior. En un análisis experimental de la influencia de la anchura de la berma de los diques berma en la estabilidad del talud interior, Andersen et al (1992) encontraron que la estabilidad del talud posterior aumenta al disminuir la pendiente efectiva del talud exterior, definida como la pendiente de la recta que une el pie del talud exterior con el borde exterior de la coronación. En el caso de situarse la berma a la altura de la coronación, la conclusión anterior implica un aumento de la estabilidad del talud posterior al aumentar la anchura de la coronación.

Influencia del ángulo del talud

Por similitud con los diques no rebasables, se asume que la influencia de la pendiente del talud exterior de los diques rebasables y sumergidos es similar a la del talud exterior de los diques rebasables. Esta hipótesis se aproximará a la realidad para diques emergidos y será más incierta para diques sumergidos. Lo mismo cabe decir en el caso de los morros. En el caso del talud posterior, la estabilidad disminuirá con el aumento de la pendiente del mismo y será dependiente, asimismo de la pendiente del talud principal, a través del número de Iribarren del mismo, esa influencia ya ha sido comentada anteriormente al analizar la influencia del período.

ESTABILIDAD DE DIQUES BERMA

La principal característica de los diques berma, es el diseño del manto principal exterior con una berma, situada ligeramente por encima del nivel medio, y con un peso de las piezas inferior al necesario para asegurar su estabilidad estática según los criterios presentados en los apartados anteriores. Debido a ello, cuando el manto exterior de este tipo de diques, se ve sometidos a la sollicitación de cálculo, modifica su perfil, hasta que se alcanza una situación de equilibrio. Este equilibrio así alcanzado debe entenderse con los mismos criterios con los que se alcanza el perfil de equilibrio en playas de gravas muy gruesas, es decir, el perfil se mantiene con una geometría determinada, aunque las piezas constituyentes continúen moviéndose a lo largo del mismo. El condicionante de diseño del manto principal de estos diques es que el perfil de equilibrio que se obtenga con el oleaje de cálculo no interseccione el manto secundario. Este condicionante determina las anchuras necesarias en la berma.

Los diques convencionales de escollera se suelen diseñar a inicio de avería, con números de estabilidad comprendidos entre 1.5 y 3.0 según la pendiente del talud (ver Tabla 1). Sometido el dique al oleaje de cálculo y tras un determinado número de olas, se alcanza un equilibrio en el talud, con las piezas prácticamente estáticas. Los diques berma se diseñan con números de estabilidad más elevados, entre 3 y 20, lo que supone una fuerte reducción del peso de la escollera, que se comportará más como un perfil de playa de gravas contra más elevado sea el número de estabilidad.

Debido al hecho de que el perfil de equilibrio se alcanza sin que las piezas individuales dejen de moverse sobre el talud impone importantes limitaciones en el diseño de los diques berma. En el caso de incidencia normal sobre el tronco del dique, el desgaste producido por el movimiento de las piezas limita el nivel de la sollicitación, expresado a través del número de estabilidad o de la función de estabilidad, que el dique puede soportar. En el caso de incidencia oblicua, (que es siempre el caso del morro), el transporte longitudinal de la escollera limita el número de estabilidad de diseño. Burchart and Frigaard (1988) proponen no superar los siguientes valores del número de estabilidad:

Tronco:

- oleaje oblicuo muy peraltado: $N_s < 4.5$
- oleaje oblicuo con ondas poco peraltadas: $N_s < 3.5$

Morros:

$$N_s < 3.0$$

Por lo que respecta al perfil de equilibrio y al transporte longitudinal de las piezas del manto principal Van der Meer (1988, 1992) presenta unas formulaciones para el perfil de equilibrio y el transporte.

SOLICITACIÓN DE CALCULO

Las formulaciones propuestas en los apartados anteriores para el cálculo de las piezas de los mantos principales de los diques de materiales sueltos se han obtenido mediante experimentación en laboratorio y la función de estabilidad (o el número de estabilidad en su caso se ha definido mediante un parámetro de altura de ola. En aquellos ensayos realizados con oleaje regular, el parámetro de altura de ola es, evidentemente, la altura de ola incidente sobre el dique. En los ensayos con oleaje irregular, el parámetro de altura de ola utilizado es, en general, la altura de ola significativa.

La evolución de la avería de un dique rompeolas bajo la acción de un estado de mar determinado es un proceso progresivo que depende de la secuencia de llegada de aquellas olas capaces de producir movimiento de las piezas del manto. Si el estado de mar es de oleaje regular, la avería progresa con el número de olas y si no se alcanza la destrucción, tras un número determinado de las mismas el manto alcanza un nuevo equilibrio y la avería se estabiliza. El número de olas necesario para alcanzar ese equilibrio depende del nivel de avería y es, para inicio de avería alrededor de 100.

Con el oleaje irregular, es evidente que sólo las características y número de las mayores olas serán determinantes del nivel de avería alcanzado. Esas características no quedan bien definidas por la altura de ola significativa. Por ello, la definición del parámetro de altura de ola de cálculo, que caracteriza la avería en un dique rompeolas sometido a un estado de mar, deberá contener información sobre la distribución de las mayores olas de ese estado de mar y del número total de olas contenidas en él.

Oleaje limitado por fondo

Cuando un estado de mar tiene limitadas las mayores olas por la rotura debida al fondo, es de prever que las olas límite se presentarán suficientes veces durante la vida de la obra como para ser determinantes del nivel de avería final alcanzado. Por ello, en estos casos, la altura de ola de cálculo será la altura de ola máxima que, por condiciones de fondo se puede producir en el pie de la estructura.

Oleaje no limitado por el fondo

Cuando la altura de ola no viene limitada por el fondo el proceso de la selección del parámetro de altura de ola de cálculo es un problema complejo, relacionado con el nivel de riesgo que se quiera aceptar. Si sólo las mayores olas que alcanzarán la estructura son determinantes del nivel de daño que se alcance, el riesgo de que este daño se cause en la vida del dique depende de la distribución de estas mayores olas. Vidal et al. (1994b) demuestra que el daño en un dique determinado queda caracterizado por un parámetro de altura de ola H_{100} definido como la altura media de las 100 olas mayores que alcanzan el dique.

De esta manera, la altura de ola de cálculo para los diques de escollera situados en grandes profundidades se puede determinar calculando el parámetro H_{100} correspondiente al oleaje que se prevea abordará el dique a lo largo de su vida útil. La probabilidad de que el parámetro H_{100} de cálculo sea superado en la vida prevista de la obra proporcionará el riesgo de la elección.

Para calcular el H_{100} de cálculo de un dique es necesario conocer la distribución de las alturas de ola en el lugar de su construcción. Esta información no está disponible, en general, debido a que los regímenes de oleaje se presentan en estados de mar, a través de un parámetro de los mismos, como es la altura significativa. Si conocemos el régimen de oleaje y asumimos que la distribución de alturas de ola en un estado de mar es Rayleigh, se puede aplicar un proceso de simulación numérica para el cálculo de H_{100} . Este proceso de simulación se podrá repetir en el caso de querer obtener la distribución de H_{100} .

Cuando en un laboratorio se estudia la estabilidad de un determinado dique rompeolas, la selección de la duración del estado de mar se hará de manera que el parámetro H_{100} del oleaje modelizado esté a escala del H_{100} del oleaje del prototipo. Esto deja libre al laboratorio la selección del tipo de oleaje a emplear, siempre que la serie no contenga eventos especiales (ondas extremadamente grandes) que controlen por sí solas el daño del dique.

CONCLUSIONES

Se ha realizado una revisión de los métodos de cálculo de las piezas de los mantos principales de los diques rompeolas, tanto no rebasables como rebasables. A lo largo de los apartados se ha presentado las metodologías útiles para el diseño de las piezas en los casos de las más utilizadas. Se hace referencia también al importante problema de la elección del oleaje de cálculo, en los casos de altura de ola limitada o no por el fondo.

El análisis realizado deja constancia también de las lagunas existentes en el conocimiento de la estabilidad de los diques rompeolas, especialmente en lo referente a la influencia de la porosidad de los mantos, e incidencia oblicua en el talud exterior de los diques no rebasables. Asimismo, se requiere mayor investigación sobre la influencia de estas mismas variables y del período del oleaje y anchura de la coronación en los distintos mantos de los diques rebasables.

En el caso de los diques berma, el problema de la durabilidad de las piezas sometidas a movimientos y del transporte de las mismas a lo largo del tronco y en los morros, son motivo de importantes limitaciones en el diseño de estas estructuras.

REFERENCIAS.

Ahrens, J.P. and McCartney, B.L., 1975. Wave Period Effect on the Stability of Riprap. Proc. Civil Eng. in the Oceans III, Vol. 2. 1019-1034.

Ahrens, J.P., 1987 Characteristics of Reef Breakwaters. CERC, Vicksburg, Technical Report CERC-87-17.

Ahrens, J.P., 1989. "Stability of Reef Breakwaters". Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering, Vol. 115, No. 2, March, 1989.

Andersen, O.H., Juhl, J. and Sloth, P., 1992. Rear Side

Stability of Berm Breakwaters. Proc. 23rd ICCE.Venice. pp. 1020-1029.

Battjes, J.A., 1974a. Computation of Set-Up, Longshore Currents, Run-Up, and Overtopping Due to Wind Generated Waves. Communications on Hydraulics, Delft University of Technology, Rep., 74-2.

Battjes, J.A. and Ross, A., 1975. Characteristics of Flow in Run-up of Periodic Waves. Communications on Hydraulics. Delf University of Technology, Rep. 75-3.

Bezuijen, A. and Breteler, M.K., 1992. Oblique Wave Attack on Block Revetments. Proc. of 23th Int. Conf. on Coastal Eng. ASCE. pp: 1030-1043.

Bruun, P., 1973. Port Engineering. Gulf Publishing Co.

Bruun, P. and Johannesson, P., 1976. Parameters Affecting Stability of Rubble Mounds. J. Waterw. Harbors Coastal Eng. Div., ASCE. 102. (WW2). 141-164.

Bruun, P. and Johannesson, P., 1977. Parameters Affecting Stability of Rubble Mounds. Closure. J. Waterw. Port Coastal and Ocean Div., ASCE. 103. (WW4). 553-566.

Bruun, P. and Günbak, A. R., 1977. Risk Criteria in Design Stability of Sloping Structures in Relation to $\xi = \tan \alpha / \sqrt{(H/L_U)}$. Symp. Design. Rubble Mound Breakwaters, British Hovercraft Corporation. Isle of Wight, Paper No. 4.

Bruun, P. and Günbak, A. R., 1978. Stability of Sloping Structures in Relation to $\xi = \tan \alpha / \sqrt{(H/L_0)}$ Risk Criteria in Design. Coastal Eng. 1 287-322.

Bruun, P., 1985. Design and Construction of Mounds for Breakwaters and Coastal Protection. Elsevier, Amsterdam, The Netherlands.

Carstens, T., Tørum, A. and Traetteberg, A., 1966. The Stability of Rubble Mound Breakwaters Against Irregular Waves. Proc. 10th. Conf. on Coastal Eng. Tokyo. 958-971.

Carver, R.D. and Heimbaugh, M.S., (1987). Stability of Stone- and Dolos- Armored Rubble-Mound Breakwater Heads Subjected to Breaking and Nonbreaking Waves with no Overtopping. Technical Report CERC-89-4.

Castro (de), E., 1933. Diques de Escollera. Revista de Obras Públicas, Madrid: 183-185.

Cruz, C., Isobe, M. and Watanabe, A., 1992. Non Linear Wave Transformation Over a Submerged Permeable Breakwater. 23rd ICCE, Venice.

Desiré, J.M., 1985. Comportamiento de un Sistema Granular Bajo Flujos Oscilatorios. Aplicación a Diques Rompeolas de Bloques Paralelepípedicos. Tesis Doctoral. Universidad de Cantabria.

- Font, J.B., 1968. The Effect of Storm Duration on Rubble Mound Breakwater Stability. Proc. 11th. Conf. on Coastal Eng. London. 779-786.
- Givler, L.D. and S0rensen, R.M., 1986. An Investigation of the Stability of Submerged Homogeneous Rubble Mound Structures Under Wave Attack. Lehigh University, H.R. IMBT Hydraulics, Report #IHL-110-86.
- Günbak, A.R., 1978. Irregular Flume Tests with a 1 in 2.5 Rubble Mound Breakwater". Div. of Port and Ocean Eng., Norw. Inst. of Tech., Trondheim, Rep. No. 2/78.
- Hudson, R.Y., 1959. Laboratory Investigation of Rubble Mound Breakwaters. J. Waterw. Harbor División. ASCE. 85 (WW3): 93-121.
- Iribarren, R., 1938. Una Fórmula para el Cálculo de los Diques de Escollera. M. Bermejillo Usabiaga, Pasajes, Guipúzcoa, España.
- Iribarren, R. y Nogales, C., 1950. Generalización de la Fórmula para el Cálculo de los Diques de Escollera y Comprobación de sus Coeficientes. Revista de Obras Públicas. Madrid. 239-277.
- Iribarren, R., 1964. Obras Marítimas. Ed. Dossat S.A., Madrid.
- Iribarren, R., 1965. Formule pour le Calcul des Diques en Enrochements Naturels ou Elements Artificiéís. XXI Int. Nav. Congress. Stockholm. Section II-4.
- Kobayashi, N. and Otta, A.K., 1987. Hydraulic Stability Analysis of Armor Units. ASCE, J. of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering, 113 (2), 171 - 186.
- Kobayashi, N., Wurjanto, A., 1989. Wave Overtopping on Coastal Structures. J. of Waterway, Port, Coastal and Ocean Eng. Vol. 115, No. 2. pp 235-251.
- Kobayashi, N., Wurjanto, A. and Cox, D.T., 1990. Rock Slopes Under Irregular Wave Attack. 22th Conf. on Coastal Engineering, ASCE, Delft, pp. 1307 - 1319.
- Kobayashi, N., Wurjanto, A., 1992. Irregular Wave Interaction with Permeable Slopes. 23th Conf. on Coastal Engineering, ASCE.
- Larras, J., 1952. L'equilibre Sous-Marin d'un Massif de Materiaux Soumis a la Houle. Le Génie Civil, Septembre.
- Losada, M.A. and Giménez-Curto, L.A. 1979a. The Joint Influence of the Wave Height and Period on the Stability of Rubble Mound Breakwaters in Relation to Iribarren's Number. J. of Coastal Eng., 3. 77-96.
- Losada, M.A. and Giménez-Curto, L.A., 1981. An Approximation to the Failure Probability of Maritime Structures Under Sea State. Coastal Eng., 5. 147-157.
- Losada, M.A. and Giménez-Curto, L.A., 1982. Mound Breakwaters Under Oblique Wave Attack; a Working Hypothesis. Coastal Eng., 6. 83-92.
- Losada, M.A. and Desiré, J.M., 1985. Random Response of Mound Breakwaters Under Wave Attack. Proc. of the Iceland Coastal and River Symp., 357-267.
- Losada M.A., Medina, R. and Alejo, M., 1988. Wave Forces on Armor Blocks. Proc. 21st. Coastal Engineering Conference. Málaga, Spain.
- Losada M.A., Dalrymple, R. A. and Vidal, C., 1990. Water Waves in the Vecinity of Breakwaters. Journal of Coastal Research, I-7, Spring, pp 119-138.
- Losada, M.A., Kobayashi, N. and Martin, F.L., 1992. "Armor Stability on Submerged Breakwaters". Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering. Vol 118, No.2, March/April.
- Lorenzo, D. 1984 . Estabilidad estructural de un talud de dolos. Tesis Doctoral. Universidad de Cantabria.
- Magoon, O.T., Sloan, R.L. and Foote, G.L., 1975. Damages to Coastal Structures. 14th. Coastal Eng. Conference. ASCE. Copenhagen.
- Magoon, O.S. and Baird, W.F., 1977. Breakage of Breakwater Armour Units. Symp. Design Rubble Mound Breakwaters, British Overcraft Corporation. Isle of Wight. Paper No. 6.
- Medina, J. R., 1992. A Robust Armor Design to Face Uncertainties. Proc. 22th Conf. on Coastal Engineering. Venice. 1371-1384.
- PIANC, 1976. Final Report of the International Comission for the Study of Waves. Annexe Bul 1. No. 25, (Vol III/1976).
- Raichlen, F., 1972. Armor Stability of Overtopped Breakwaters. J. of Waterways, Harbors and Coastal Engineering División. ASCE, WW2, Vol. 98, May. Discussion of Paper 8138, pp. 273 - 279.
- Saville, T. Jr., 1962. An Approximation of the Wave Run-Up Frequency Distribution. Proc. 8th. Coastal Engineering Conference. México.
- Sun, Z.C., Willians, A.F. and Allsop, N.W.H., 1992. Numerical Determination of Wave Induced Flow in Rubble Mound Breakwaters. Proc. 23rd ICCE, Venice.
- U.S. Army Engineering District, Los Angeles Corps of Engineers, 1965. Dana Point Harbor, Dana Point, California. General Design Memorandum No. 1, September, 1965.
- Van der Meer, J.W., 1988. Rock Slopes and Gravel Beaches Under Wave Attack. Delft Hydraulics Communication No. 396.
- Van Hijun, E., 1974. Equilibrium Profiles of Coarse Material Under Wave Attack. Proc. 14th ICCE, Copenhagen, Denmark, Chapter 54.
- Van Hijun, E., 1976. Equilibrium Profiles and Longshore Transport of Coarse Material Under Wave Attack. Proc. 15th ICCE, Honolulu, Hawaii, Chapter 74.
- Van Hijun, E. and Pilarczyk, K.W., 1982. Equilibrium Profile and Longshore Transport of Coarse Material Under Regular and Irregular Wave Attack. Delft Hydraulics, Publication N° 274, The Netherlands.
- Van Oorscot, J.H. and d'Angremond, K., 1968. The Effect of Wave Energy Spectra on Wave Run-Up. Proc. 11th. Conf. on Coastal Eng. London. 888

Vidal, C., Losada, M.A. and Medina, R., 1991. Stability of Mound Breakwater's Head and Trunk. *J. of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, ASCE. Vol. 117, No. 6, Nov/Dec.

Vidal, C. and Mansard, E.P.D., 1993. On the Stability of Low-Crest Breakwaters. NRC Report No. Hydraulics Laboratory. Ottawa, Canadá.

Vidal, C., Losada, M.A., Medina, R., Mansard, E.P.D. and Gómez - Pina, G., 1992. A Universal Analysis for the Stability of Both Low-Crested and Submerged Breakwaters. Proc. 22th Conf. on Coastal Engineering. Venice. 1679-1692.

Vidal, C., Losada, M.A. and Mansard, E.P.D., (1994a). Stability of Low-Crested Rubble-Mound Breakwater's Heads.

Vidal, C., Losada, M. A. and Mansard, E.P.D. (1994b). A Suitable Wave Height Parameter for Stability Formulae of Rubble-Mound Breakwaters. Aceptado para su publicación en el ASCE Journal of Waterways, Port, Coastal and Ocean Engineering.

Walker, J.R., Palmer, R.Q. and Dunhan, J.W., 1976. Breakwater Back Slope Stability". *Civil Engineering in the Oceans*.

Whillock, A.R. and Price, W.A., 1976: Armour Blocks as Slope Protection. Proc. 15th. Conf. on Coastal Eng. Honolulu. 2564-2571.

LISTA DE SÍMBOLOS

A_e : Área de erosión media estimada restando las secciones transversales promedio antes y después de la acción del oleaje.

D : Diámetro nominal de las piezas del manto principal, $D=(W/\rho_s)^{1/3}$

B : Anchura de la coronación de un dique rebasable.

B_d : Anchura adimensional de la coronación de un dique rebasable; $B_d = B/D$.

F : Francobordo del dique, $F = h_e - h$.

F_d : Francobordo adimensional; $F_d = F/D$

g : Aceleración de la gravedad.

H_i : Parámetro de altura de ola de un estado de mar. El significado de los subíndices "i" se indica en el texto y en la lista de símbolos. Sin subíndice, altura de una onda. Un subíndice O indica profundidades indefinidas.

H_s : Altura de ola significativa o altura media del 1/3 de las mayores olas de un estado de mar.

h : Profundidad del agua al pie del talud exterior del dique.

h_e : Altura media de la coronación antes de la acción I-del oleaje, medida desde el pie del talud exterior I del dique.

I_r : Número de Iribarren; $I_r = \tan \alpha / \sqrt{(H_{i0} / L_{i0})}$

L_i : Parámetro de longitud de onda, de un estado de mar. El significado de los subíndices "i" se indica en el texto y en la lista de símbolos. Sin subíndice, longitud de una onda. Un subíndice O indica profundidades indefinidas.

N_s : Número de estabilidad o número de Hudson; $N_s = H_i / (\Delta D)$

R : Longitud del radio en el nivel medio del morro.

R_r : Parámetro de densidad de las piezas de un dique; $R_r = S_r / (S_r - 1)^3$

S : Parámetro de daño; $S = A_d / D^2$.

S_i : Transporte longitudinal de escollera en los diques berma.

S_r : Parámetro de densidad relativa; $S_r = \rho_s / \rho$.

T_i : Parámetro de período de un estado de mar. El significado de los subíndices "i" se indica en el texto y en la lista de símbolos. Sin subíndice, período de una onda.

W : Peso de las unidades de los mantos principales, dadas por el 50% en la curva de distribución de pesos.

α : Ángulo del talud del manto principal del dique.

β : Pendiente del fondo frente al talud exterior del dique.

Δ : Peso sumergido relativo de las piezas del manto; $\Delta = (\rho_s - \rho) / \rho$.

Ψ : Función de estabilidad; $\Psi = 1 / N_s^3$

θ : Ángulo de incidencia del oleaje con el talud. Medido por el ángulo entre la dirección del eje del tronco del dique y la dirección de propagación del oleaje.

μ : Viscosidad dinámica del agua.

ρ : Densidad del agua.

ρ_s : Densidad de las piezas de los mantos principales.