

# Estabilidad del morro de los diques en talud. Influencia de su geometría<sup>(\*)</sup>

Por VIDAL, C., LOSADA, M. A., MEDINA, R.

*Se ha realizado un estudio experimental tridimensional de la estabilidad de las piezas del morro de un dique en talud bajo la acción de trenes de ondas monocromáticos. Se ha comparado la estabilidad de las secciones rectas del dique con la de las secciones del morro.*

*Se demuestra en éste trabajo que el área de mínima estabilidad en el morro es el sector de 30°, desde el punto de tangencia del rayo incidente con el morro hacia la zona abrigada del dique. La función de estabilidad de las piezas, definida en el apartado 2, es, en éste área, 2 a 3 veces inferior a las obtenidas en ensayos bidimensionales de secciones rectas. (Losada et al. (1986)), para los bloques cúbicos ensayados. La avería es además considerablemente más frágil, por lo que las diferencias en el comportamiento de las secciones rectas se incrementan a medida que el criterio de avería involucra a un mayor número de piezas.*

*En los estados de avería iniciales las piezas de las secciones rectas en los ensayos tridimensionales se han mostrado menos estables que las de las secciones correspondientes de los bidimensionales, (Losada et al. (1986)). En estados de avería la diferencia en la estabilidad entre secciones bidimensionales y tridimensionales se reduce. Se ha comprobado que la causa de éste comportamiento son las oscilaciones transversales generadas por la geometría del dique, las cuales modifican el flujo sobre el talud.*

## 1. INTRODUCCION

Dentro del campo de los diques de escollera o diques rompeolas de materiales sueltos, la definición de la forma del morro y los criterios de estabilidad de las piezas que los componen está sujeta a criterios de construcción de «buena práctica», poco acordes con el avance experimentado en los criterios de estabilidad existente para las secciones rectas del dique. Consciente de esta laguna en el estado del conocimiento, la Dirección General de Puertos y Costas encargó a la Fundación Leonardo Torres Quevedo de la Universidad de Cantabria la realización de un estudio teórico y experimental sobre el tema. El estudio se abordó en la doble vertiente de análisis de la influencia de la geo-

metría del morro en la agitación y en la estabilidad de las piezas que lo componen. El trabajo que se presenta aquí corresponde al estudio de estabilidad.

El diseño y construcción de diques rompeolas de materiales sueltos ha carecido de una formulación para el cálculo de la estabilidad hasta el año 1933, cuando Castro (1933) publica la primera fórmula de cálculo de diques de escollera, completada por Iribarren (1938).

En el año 1949, tras el Congreso de Navegación de Lisboa, surge en el mundo un gran interés por estos temas, reflejado en el gran número de formulaciones aparecidas en esta época. Entre ellas, cabe destacar los trabajos de Iribarren y Nogales (1950), Larras (1952), Hudson y Jackson (1953), Iribarren (1954). Estas formulaciones tratan de definir el peso de las piezas del manto principal en función de las caracte-

(\*) Se admiten comentarios sobre el presente artículo que podrán remitirse a la Redacción de esta Revista hasta el 28 de febrero de 1990.

ísticas del dique y del oleaje. Posteriormente, Hudson (1959) amplía su formulación al caso de piezas artificiales tipo tribar y tetrápodos.

En 1965 y durante la celebración del Congreso Internacional de Navegación de Estocolmo se presentaron varias ponencias de gran interés: Hedar (1965), Svee et al. (1965), Iribarren (1965), en general referentes a la determinación de la estabilidad de la nueva generación de piezas artificiales. En el siguiente año, Merrifield y Zwambor (1966) presentan la pieza «dolos». En ese mismo año aparecen los primeros ensayos realizados con oleaje irregular, Carstens et al. (1966). Otras contribuciones importantes de esta época se deben a Font (1968), que introduce la influencia de la duración de los temporales y Ahrens (1970), con estudios de estabilidad de rip-rap.

Una nueva etapa se abre con dos importantes publicaciones de Battjes (1974 a y b), en la que se estudian las características del flujo sobre taludes lisos e impermeables, en función del número de Iribarren. En esa línea se encuentran las contribuciones de Ahrens y McCartney (1975), Bruun y Johannesson (1976), Bruun y Günbak (1977, 1978). Losada y Gimenez-Curto (1979), muestran la utilidad del parámetro de Iribarren para definir los diferentes fenómenos relacionados con los diques de escollera. Sawaragi y Ryu (1983) estudian los fenómenos de resonancia y las causas de la alta dispersión de los ensayos en modelo, y en esa línea se encuentran los trabajos posteriores de Losada y Desiré (1987).

En la actualidad la investigación está orientada hacia el modelado del flujo sobre el talud, Kobayashi et al. (1986) y el análisis de la estabilidad de las piezas individuales que forman el talud, Kobayashi y Otta (1987), Losada et al. (1988), Mizumura et al. (1988).

En el caso particular de morros de diques, existen pocos estudios encaminados a determinar la estabilidad de las piezas que los componen. Se pueden citar los trabajos de Iribarren (1964), Bruun (1973), Argershou et al. (1982) en los que se recomienda aumentar el peso de las piezas del morro 1.5 a 2 veces el correspondiente a las piezas del manto principal de las secciones rectas. Las obras realizadas hasta la fe-

cha siguen esa línea, Benasai (1984).

En el campo de los ensayos en modelo, son de destacar los resultados de Jensen (1984), que determinan la estabilidad de las piezas del morro en función de su situación en planta. En este trabajo se obtiene que el valor máximo de la función de estabilidad de las piezas se alcanza en el arco de  $50^\circ$  medido hacia sotavento desde el punto de tangencia del oleaje incidente con el talud del morro y su valor es alrededor de un 40 % inferior al correspondiente a las secciones rectas del tronco del dique. Otras conclusiones importantes del trabajo de Jensen son:

- Para piezas en las que la trabazón es importante, como los dolos, los coeficientes de estabilidad son inferiores, hasta un 25 % del valor en las secciones rectas.

- Las secciones del morro son más frágiles y experimentan un menor intervalo de altura de ola entre el inicio de avería y la destrucción.

- La dependencia de la densidad de las piezas en la estabilidad es la misma que las del tronco del dique.

- La estabilidad de las piezas aumenta al aumentar el radio del cono al nivel medio.

Los trabajos que aquí se presentan siguen la línea experimental de Jensen e intentan aportar nueva información para determinar la estabilidad de las piezas del morro, en función del tamaño relativo de éste (referido a la longitud de onda) y la influencia de diferentes desarrollos en plante del morro, influencia de la forma. También se estudia la estabilidad de las secciones rectas por efecto de la tridimensionalidad del flujo sobre el talud del tronco del dique, debida a la propagación del tren de ondas sobre el morro.

Primeramente se analiza la estabilidad del manto principal de los diques de materiales sueltos y se definen los criterios de avería que se han empleado en la experimentación. A continuación se definen las características del flujo sobre el talud del morro y su comportamiento mecánico, haciéndose hincapié en las diferencias con respecto al flujo en las secciones rectas.

Una vez descrita la experimentación realiza-

da en el tanque de oleaje del laboratorio de la E.T.S. de Ingenieros de Caminos de la Universidad de Cantabria, se analizan sus resultados, comparándose los obtenidos en el morro con aquellos de las secciones rectas, de los que existe una información muy completa, Losada et al (1986). Además se estudia la influencia de la geometría en planta del morro. Finalmente se exponen las conclusiones del trabajo.

### 2. ESTABILIDAD DE LAS PIEZAS DEL MANTO PRINCIPAL DE LOS DIQUES EN TALUD. CRITERIOS DE AVERÍA.

Brunn, 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. Este conjunto de posibles causas se puede resumir en tres grandes grupos:

- Fallos en el manto principal debidos al movimiento o pérdida de piezas.
- Averías de origen geotécnico.
- Errores de construcción o concepción de la obra.

En lo sucesivo, al referirnos a estabilidad de un dique, lo haremos atendiendo al primer grupo, es decir, a la estabilidad de las piezas del manto principal.

Siguiendo aquella clasificación, las causas de averías a las que nos referimos son las siguientes:

- Extracción de piezas del manto principal por causa del oleaje.
- Deformación del manto principal debida a los pequeños movimientos de las piezas.
- Rotura de las piezas del manto principal a causa de los choques inducidos por el oleaje, o simplemente por superar las acciones originadas por el estado tensional la capacidad resistente de la pieza.

Dado que este estudio se basa en los resultados de la experimentación realizada en laboratorio, donde en general, la resistencia de las piezas está muy por encima de los requerimientos de escala, sólo tendremos en consideración las dos primeras causas de avería.

La deformación del manto debida a pequeños corrimientos de las piezas puede producir avería en el caso que la nueva disposición presente tales huecos en el manto principal que sea posible la extracción de las piezas de la segunda capa o del manto secundario. De la misma manera, la extracción de las piezas del manto principal puede llevar a la formación de huecos en el manto con las mismas consecuencias. De esta manera, los criterios de avería deben estar ligados con los huecos que se formen en el manto principal y la variable más relacionada con el tamaño de estos huecos será el número de piezas extraídas de su posición original.

Tradicionalmente se ha venido definiendo 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, Van de Kreeke, 1969, Ouellet, 1972, Günbak, 1978. El principal inconveniente de estas definiciones es que no dan información clara acerca de la situación del dique con respecto a su total destrucción.

Iribarren, 1965, propone una definición de rotura que proporciona una imagen clara de la avería del dique. Según él, un dique alcanza el nivel de rotura cuando la extensión de la avería en el manto principal es tal que al menos una pieza de la segunda capa queda directamente expuesta al flujo. Alcanzada esta situación, el dique queda seriamente dañado, pues, de alcanzar la avería al manto secundario, la progresión de ésta se produce rápidamente, destruyéndose la sección.

Parece indicada pues, la utilización de ambos criterios para la definición de la avería, definiendo los estados fuertes de la misma mediante consideraciones geométricas, mientras que los estados suaves se definen mediante porcentaje de bloques desplazados.

De acuerdo con lo expuesto anteriormente, los criterios de avería utilizados son los siguientes:

- Inicio de avería:

Los bloques extraídos representan un porcentaje comprendido entre el 5 y el 10 por 100 de los existentes en la sección y comienzan a mos-

trarse claramente los huecos en la primera capa de bloques y la deformación en el talud.

### — Avería de Iribarren:

La avería se concentra en determinadas áreas, eliminando la primera capa de bloques al menos en un área de  $3 \times 3$  bloques, de manera que los bloques de la segunda capa pueden ser extraídos por el flujo.

### — Inicio de destrucción:

Se produce la primera extracción de un bloque de la segunda capa, con lo que las piezas del manto secundario quedan expuestas al flujo.

### — Destrucción:

Las piezas del manto secundario comienzan a ser extraídas. El mantenimiento de la sollicitación provoca el colapso de la obra y la pérdida de su funcionalidad.

Desde el punto de vista de la experimentación, el nivel de avería viene asociado a la sollicitación. Definimos que un tren monocromático de ondas especificado por su altura y período, provoca un determinado estado de avería, cuando esta avería se estabiliza a partir de un cierto número de ondas. Lógicamente, esta definición no sirve para el caso de destrucción, en el cual, la avería progresa continuamente en el tiempo.

### 3. ANALISIS DE LA ESTABILIDAD DEL MORRO

La estabilidad frente al oleaje del morro de los diques en talud tiene unas características propias que los diferencian claramente de la correspondiente a las secciones rectas del dique. Estas diferencias se pueden analizar según se deban a las características del flujo sobre la obra o según la capacidad resistente estructural, determinada por la geometría tridimensional del morro.

#### Características del flujo

En las secciones rectas del dique, y ateniéndonos por simplicidad a oleaje regular de crestas largas, las modificaciones que experimentan las ondas sobre el talud: refracción y reflexión, deformación y rotura y los fenómenos de flujo

asociados: ascenso-descenso, fenómenos de oscilación del agua interior del dique, etc, son homogéneos longitudinalmente y por lo tanto, las secciones pueden ser tratadas de una manera ideal como de flujo básicamente bidimensional, tratándose en la práctica las incidencias oblicuas como incidencias normales sobre secciones de menos pendiente, Losada y Gimenez-Curto (1982).

El comportamiento en el extremo del dique es más complejo, de manera que la combinación de los efectos de la refracción y difracción someten a las distintas secciones del morro a sollicitaciones muy diversas. El problema debe considerarse por lo tanto como tridimensional.

#### Descripción cualitativa del flujo sobre el morro

Analizamos a continuación el comportamiento del flujo en el caso de un dique real, con rotura del oleaje sobre el dique. Como origen de ángulos tomamos el eje que pasando por el centro del morro separa la última sección recta del dique de la primera del morro.

En los primeros  $15^\circ 30'$ , el flujo es prácticamente normal al talud, con un comportamiento en el ascenso-descenso similar al del resto de las secciones rectas del dique, pero con menor amplitud, de manera que es de esperar que estas secciones sean más resistentes que el resto de las secciones rectas del dique.

Entre los  $30^\circ$  y los  $90^\circ$  el flujo se hace cada vez más tangente al talud y el efecto del cono del dique se manifiesta, por encima del nivel medio, en un encauzamiento de la cresta similar al que se produce sobre un muro vertical cuando el oleaje incide con ángulos pequeños, «math steam». La onda se peralta de manera que al alcanzar aproximadamente el punto de tangencia, toda la ola sobre el talud rompe en voluta. En ésta zona el flujo en la cresta, cada vez más parecido al de una onda progresiva en rotura, tiene componentes no solo de ascenso sino también de avance neto y va siendo predominante frente al flujo de descenso en el seno.

Desde los  $90^\circ$  hasta aproximadamente los  $130^\circ$ , la voluta de agua generada por la rotura golpea sobre el talud, de manera que el flujo es básicamente descendente y centrado sobre

# ESTABILIDAD DEL MORRO DE LOS DIQUES EN TALUD

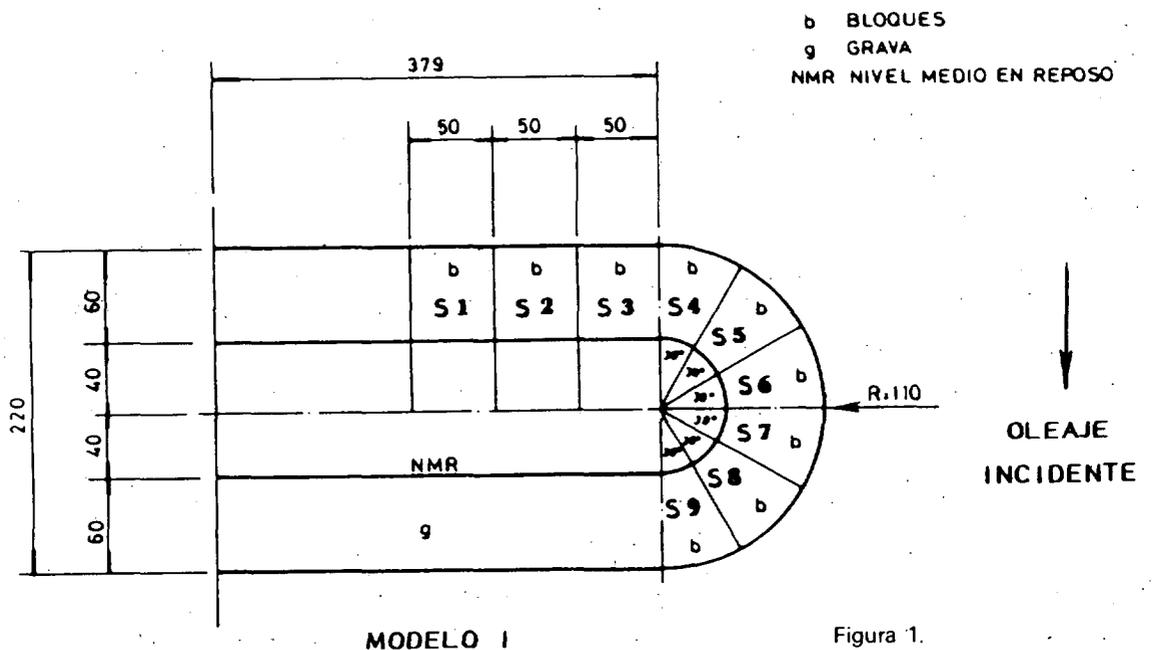
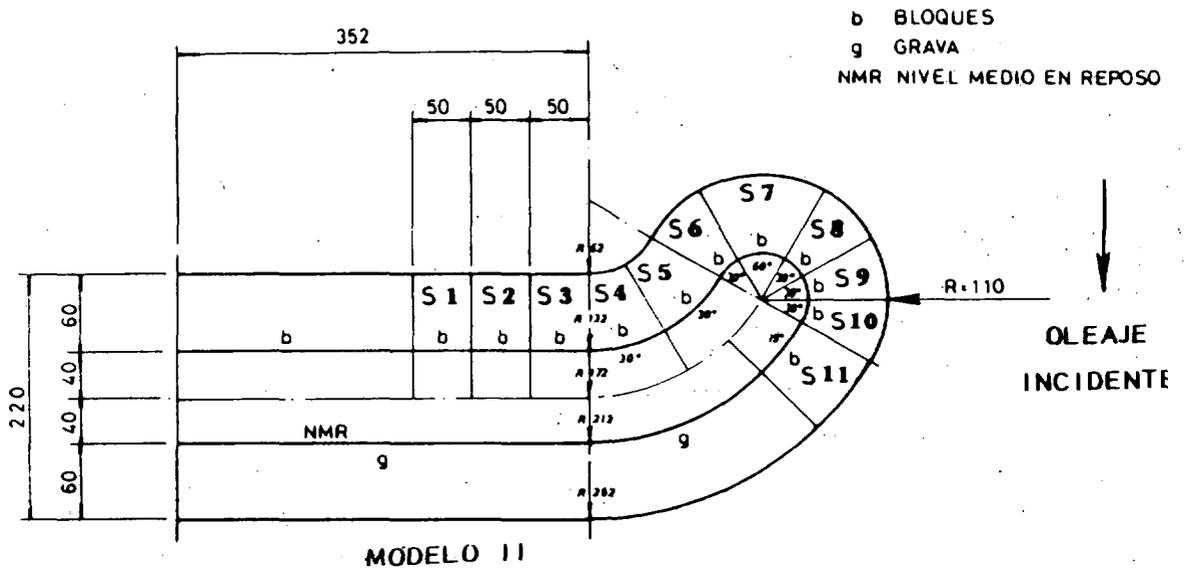
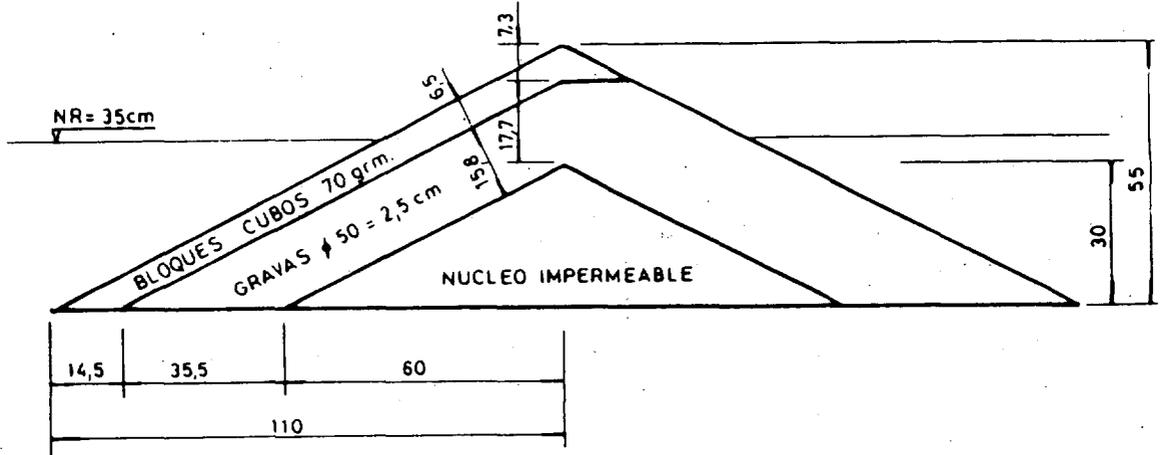


Figura 1.

# ESTABILIDAD DEL MORRO DE LOS DIQUES EN TALUD

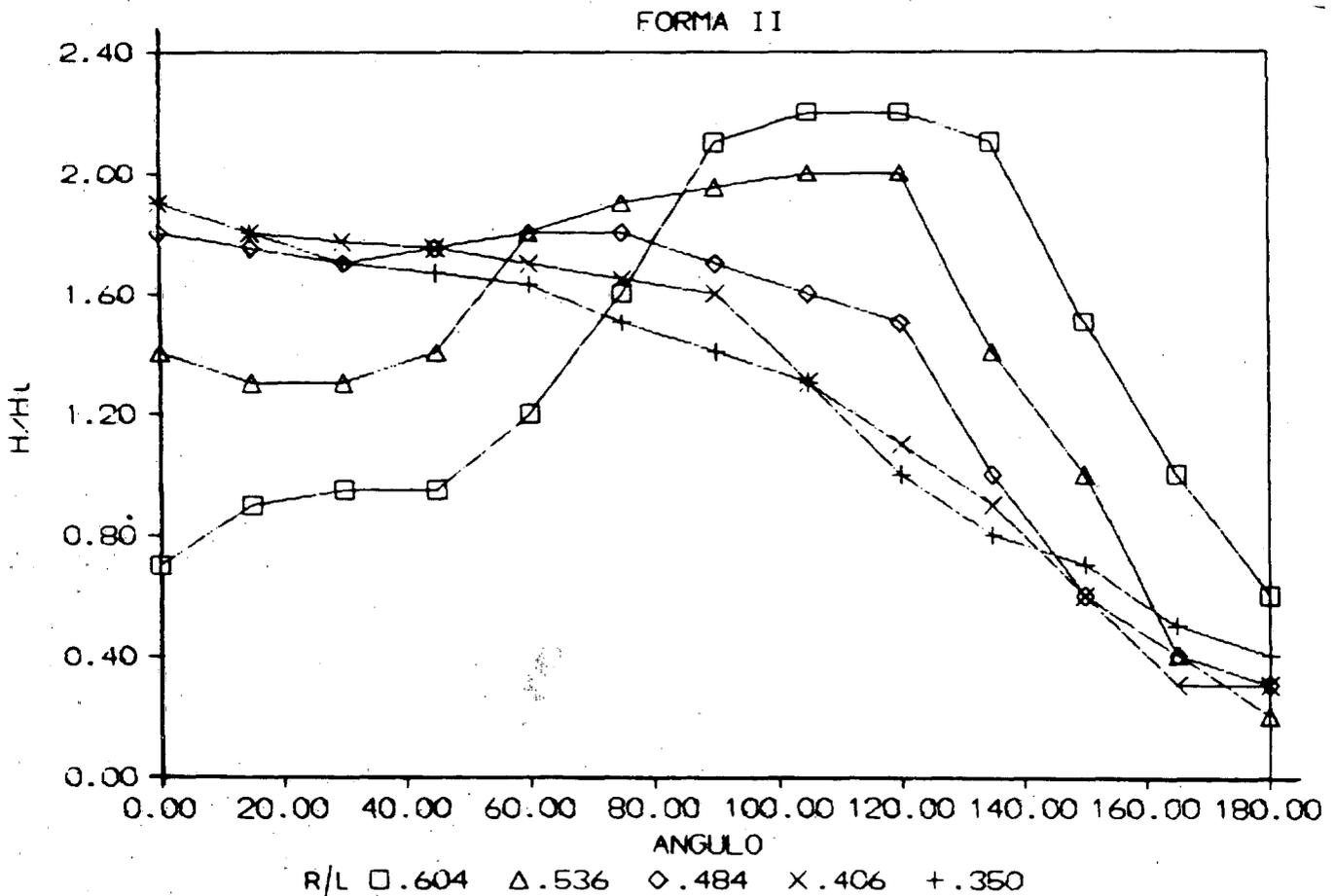


Figura 2.

un área bastante delimitada, ligeramente por debajo del nivel medio y alrededor de los 120°. El flujo debido al seno de la ola no tiene apenas importancia frente al flujo provocado por la rotura de la cresta.

A partir de los 130°, la onda, tangente ya al talud, pierde rápidamente amplitud y el flujo, vuelve a ser simétrico en el ascenso-descenso al paso de cresta y seno, respectivamente.

## Evaluación de las alturas de ola sobre el morro

El análisis numérico de la propagación de un tren de ondas sobre el morro de diques, para diferentes solicitaciones y geometrías, ha sido realizado por algunos autores, mediante modelos numéricos de refracción-difracción y de difracción pura, Losada et al. (1989), Vidal et al. (pendiente de publicación). Como conclusiones interesantes de estos trabajos son: (1) La fuer-

te influencia que el tamaño relativo del morro  $2R/L$  tiene sobre el coeficiente de agitación tanto en el talud como en sus proximidades; (2) El máximo de agitación sobre el talud se mueve hacia el lado abrigado del dique a medida que aumenta la relación  $2R/L$ . Estos resultados se pueden apreciar en la figura 2 tomada de Vidal et al. De este estudio se concluye que, al menos para olas que no rompen sobre el morro, no existen razones que justifiquen la construcción de morros de grandes dimensiones.

## Características mecánicas del talud

Siendo los piezas constituyentes del manto los encargados de resistir las solicitaciones que el oleaje impone al dique, resulta obvio el interés del conocimiento de la mecánica de dicho medio.

Dado que el tamaño de las piezas constitu-

yentes del dique es grande comparado con la escala del flujo, no resulta demasiado adecuado su tratamiento como material continuo, siendo necesario considerar la individualidad de las piezas y su integración en el sistema.

En los últimos años se han venido desarrollando, en el ámbito geotécnico principalmente, estudios encaminados a conocer el estado tensional de un sistema granular bajo diferentes solicitaciones. Cundall (1971, 1974), Serrano y Rodríguez Ortiz (1973), Rodríguez Ortiz (1974) trataron el problema suponiendo que el material está formado por una acumulación de disco o cilindros, desarrollando un modelo analógico bidimensional. Cundall y Strack (1979) generalizan su modelo al caso tridimensional considerando partículas esféricas y permitiendo analizar cargas variables. La principal conclusión de estos estudios es que el sistema granular posee un estado tensional caracterizado por líneas de diferente magnitud, transmitiéndose los esfuerzos a través de los puntos de contacto de manera muy irregular, pero manteniendo unas «líneas principales» de transmisión donde la magnitud de los esfuerzos es máxima. Estas líneas pasan por algunas de las piezas del sistema, mientras otras no transmiten prácticamente esfuerzos.

La gran aceptación recibida por las piezas capaces de desarrollar gran trabazón dio paso a gran número de investigaciones encaminadas a caracterizar mecánicamente las piezas.

Iribarren puso de manifiesto la importancia de incluir en la fórmula de cálculo del peso de los cantos alguna característica del sistema granular, incluyendo en su fórmula de 1938 un factor o coeficiente de rozamiento,  $f$ , como una medida del grado de trabazón de las piezas, señalando que dicho valor variaba con el tipo de cantos y el número de ellos presentes en el talud.

Años más tarde, Bruun y Johansson (1976) vuelven a poner de manifiesto la necesidad de incluir en la fórmula de cálculo algún coeficiente que permita medir el grado de trabazón de las piezas.

Brebner (1978) mostró que la trabazón entre piezas tipo «dolos» se desarrolla en función del talud, de forma tal que si el «dolo» está so-

bre un fondo horizontal, su estabilidad bajo la acción de una corriente unidireccional es la misma que la de una escollera del mismo peso. Price (1979), diseñó un experimento de extracción de piezas con fuerzas normales, poniendo de manifiesto la gran variabilidad de las fuerzas necesarias para extraer una pieza y la existencia de un talud de máxima estabilidad, tanto más acusado cuanto más capaces de desarrollar trabazón eran las piezas en estudio.

En el laboratorio de Puertos de la Universidad de Santander se llevaron a cabo ensayos encaminados a medir el número de contactos por pieza en un manto constituido por dolos, obteniendo que el número de contactos en cada dolo es una variable aleatoria con distribución normal y varianza constante, mientras que la media depende del ángulo del talud.

Losada y Desiré (1986), realizaron un trabajo experimental con mantos de bloques paralelepípedicos, con el fin de establecer el número de piezas sueltas (sin trabazón) existente inicialmente en el manto y su evolución ante la salida o extracción de las piezas sueltas preexistentes. Obtuvo una gran independencia de la evolución del talud con respecto a las condiciones iniciales y, en general, respecto de su «historia».

Cañizal (1987), desarrolla un modelo numérico para la obtención de los esfuerzos en los contactos en un talud de bloques paralelepípedicos, tras un estudio del estado tensional y de las deformaciones producidas en los contactos entre bloques. Ello significa que si se conociese la sollicitación que actúa sobre cada bloque, se estaría en condiciones de calcular el estado de equilibrio del conjunto.

Como resumen del estado del conocimiento anteriormente expuesto, asumiremos en lo sucesivo que las características mecánicas del talud son similares en las secciones rectas y las curvas del dique, siempre que se mantengan los mismos parámetros del talud: Tamaño y forma de las piezas de los mantos, densidad de su colocación sobre el talud y que la curvatura no sea excesiva. Las diferencias en el comportamiento del morro con respecto a las secciones rectas deberán ser achacadas pues a las diferencias en el flujo sobre el talud indicadas en el apartado anterior.

## Análisis dimensional de la estabilidad

Losada y Giménez-Curto (1979) demostraron que el peso de las piezas del manto principal de un dique en talud puede ser expresado mediante la función:

$$W = \Gamma_w H^3 S / (S - 1)^3 \phi(I_{\tau}, h/L, \text{geometría}) \quad [1]$$

Donde:

$\phi$  = Función de estabilidad, Losada et al, (1979)

$$I_{\tau} = \tan \alpha / \sqrt{(H/J)} \cos(\theta)$$

$$S = \Gamma_m / \Gamma_w$$

$\alpha$  = Angulo del talud con la horizontal

$\theta$  = Angulo de incidencia del oleaje con el dique

H = Altura de ola incidente al pie del dique

L = Longitud de onda incidente al pie del dique

h = Profundidad del agua al pie del dique

$\Gamma_m, \Gamma_w$  = Pesos específicos de las piezas y del agua, respectivamente.

En el término de geometría se incluye la influencia del tipo de piezas, permeabilidad y rugosidad del manto principal, características de los mantos secundarios y forma en planta del dique. En lo sucesivo supondremos que las secciones rectas y curvas de los diques a estudio tienen unas características similares, por lo que sólo serán determinantes la geometría en planta y el ángulo de incidencia del oleaje.

Como se ha indicado en los apartados anteriores, las condiciones mecánicas del talud para las misma tipología de dique (tipo piezas, talud, mantos secundarios) son las mismas para las secciones rectas que para las curvas. En cuanto al flujo, se indicó que en el caso de morros cónicos, las condiciones de flujo sobre el morro venían determinadas por el parámetro R/L, (R: radio del cono del morro al nivel medio) y la posición de la sección en el morro, P. En el caso pues de las secciones del morro, la ecuación [1] tomará la forma:

$$W = \Gamma_w H^3 S / (S - 1)^3 \phi(I_{\tau}, h/L, R/L, P, \text{planta}) \quad [2]$$

Donde se ha englobado en el parámetro P la posición de la sección y el ángulo de inciden-

cia del oleaje, por lo que el parámetro  $I_{\tau}$  se entenderá sin el término  $\cos(\theta)$ .

Y para el caso de las secciones rectas del dique:

$$W = \Gamma_w H^3 S / (S - 1)^3 \phi(I_{\tau}, h/L) \quad [3]$$

## 4. ESTUDIO EXPERIMENTAL

Para la determinación de la estabilidad de las secciones rectas y del morro se ha realizado una campaña de experimentación en modelo físico buscando la influencia de los tres parámetros:  $I_{\tau}$ , posición de la sección y forma en planta de los que, según lo expuesto en el apartado anterior, depende la estabilidad.

### Definición de los modelos

Forma en planta:

Se han seleccionado como formas en planta las dos indicadas en la figura 1, y denominadas por Modelo I y Modelo II. El Modelo I corresponde a una forma de morro simétrica con centro del morro sobre el eje del dique. La forma II corresponde a una forma de morro con centro desplazado hacia lado de barlovento del dique. Ambas tienen forma cónica truncada y el mismo R. De esta manera la influencia de R/L queda controlada por la variación de L en cada oleaje incidente.

Talud

$$\text{Cotan } \alpha = 2.$$

Manto principal:

- Cubos de 3.21 cm de lado.
- Densidad: 2,12 gr/cm<sup>3</sup>.
- Peso: 70 gr.
- Material: Mortero de arena-cemento.

El manto principal se coloca en dos capas con una densidad de 625 bloques/m<sup>2</sup> y capa. Cada capa de bloques se pinta de un color diferente para el seguimiento de los movimientos de las piezas.

Mantos secundarios

El manto secundario está formado por gra-

va caliza de machaqueo, con  $D_{50} = 1,5$  cm y densidad de  $2,65$  gr/cm<sup>3</sup>. En el talud de sotavento del dique sólo se dispone el manto secundario de gravas. Las características de la sección tipo del dique de los modelos se pueden ver en la figura 1.

Se señalan asimismo en la figura 1 las secciones en las que se dividen los mantos de los modelos para el análisis de estabilidad. Las secciones rectas tienen 50 cm de anchura, mientras que las curvas se definen mediante sectores de cono.

## Profundidad

$h = 35$  cm, mínimo necesario para asegurar la estabilidad de las ondas generadas para la destrucción del dique.

## Oleaje incidente

Trenes monocromático de períodos  $T = 1,4$ ,  $1,6$  y  $1,8$  seg, lo que permite asegurar que el inicio de avería para las secciones rectas del dique se alcanzará para los números de Iribarren de mínima estabilidad ( $I_r \approx 3$ ).

## Técnica experimental

Una vez construido el modelo en el tanque, se inicia el ensayo con tandas de oleaje regular definidas por el período de ensayo, la altura de ola y un número de olas tal que las reflexiones del modelo sobre la pala no afecten el ensayo. Las tandas de olas con las mismas características de  $H$  y  $T$  se repiten, esperando hasta el reposo de la superficie libre entre cada tanda, tantas veces como sea necesario hasta que se comprueba que las secciones del modelo alcanzan una avería estabilizada. La generación de oleaje se controla mediante ordenador, por lo que todo el proceso de generación de las tandas y el número de tandas se realiza automáticamente.

La altura de ola por la que se comienza cada ensayo se sitúa a un nivel claramente inferior al esperado para el inicio de avería,  $H \approx 6$  cm, para dejar que los bloques inestables se reacomoden.

Alcanzado el equilibrio de todas las secciones del dique para un nivel determinado de al-

tura de ola, se anota el daño producido en cada sección, indicando el número de bloques desplazados, su situación en el talud y capa y dimensiones y tipo de las averías observadas de acuerdo con los criterios de avería definidos en el apartado 2.

Finalizado el examen de las secciones se incrementa la altura de ola en  $0,5$  cm **sin restaurar la sección** y se repite el proceso hasta alcanzar la altura de ola que provoca la destrucción de alguna de las secciones del dique. En algunos casos, dada la diferencia de estabilidad entre las secciones rectas y las del morro y su relativa independencia, se sigue incrementando la altura de ola para poder alcanzar la avería de Iribarren o la destrucción de alguna de las secciones rectas, aunque esto implique la total destrucción del morro.

La altura de ola en cada tanda se mide mediante un sensor de superficie libre situado fuera del área de influencia de la reflexión del dique. Al final de cada escalón de altura de ola se hace una toma de vídeo del estado de las secciones.

Terminado el ensayo se rehacen completamente los mantos para repetir el proceso con otro período o con otro modelo. El modelo I, se reconstruye cuatro veces, una por cada período, excepto el ensayo con  $T = 1,4$  seg que se realiza dos veces. El modelo II, se reconstruye tres veces, una para cada período.

## Resultados experimentales

Los resultados de la experimentación realizada se presentan en las figuras 3 a 10. Las figuras 3 y 4 corresponden a los resultados para inicio de avería, las de 5 y 6 a los de avería de Iribarren, las 7 y 8 a los de inicio de destrucción y los 9 y 10 a los de destrucción.

En las figuras se representa en el eje de ordenadas el parámetro  $I_r$  y en el eje de abscisas la función de estabilidad  $\phi$ , determinada con la formulación (3). Los números encerrados en los círculos indican la sección en la que se ha producido la avería. En la parte superior derecha de la figura se representa en un croquis la situación y numeración de las secciones. Debido a la estructura de la formulación (3), todos los puntos correspondientes a la misma profun-

# ESTABILIDAD DEL MORRO DE LOS DIQUES EN TALUD

INICIO DE AVERIA. MODELO I

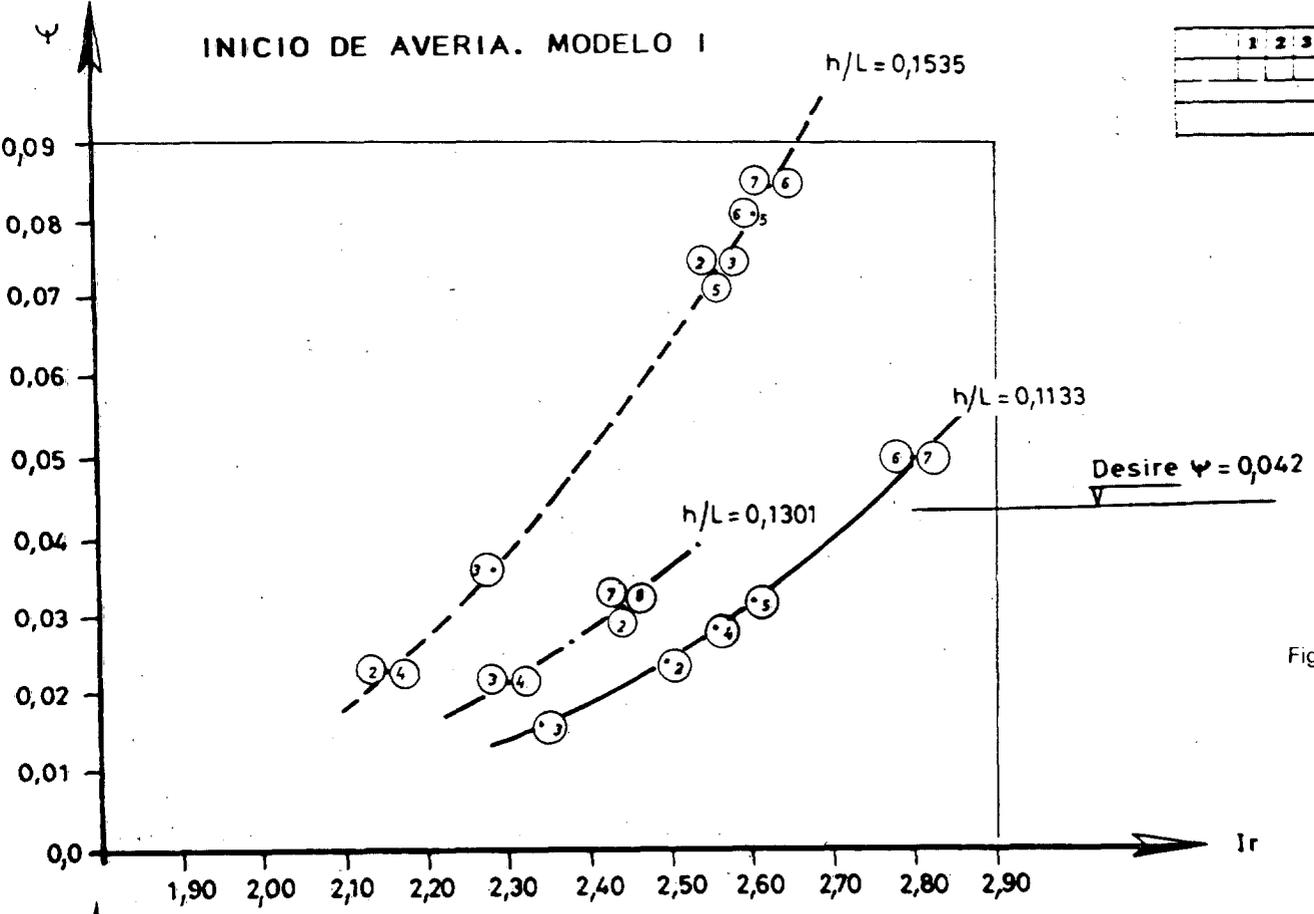


Figura 3.

INICIO DE AVERIA. MODELO II

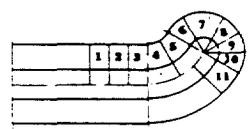
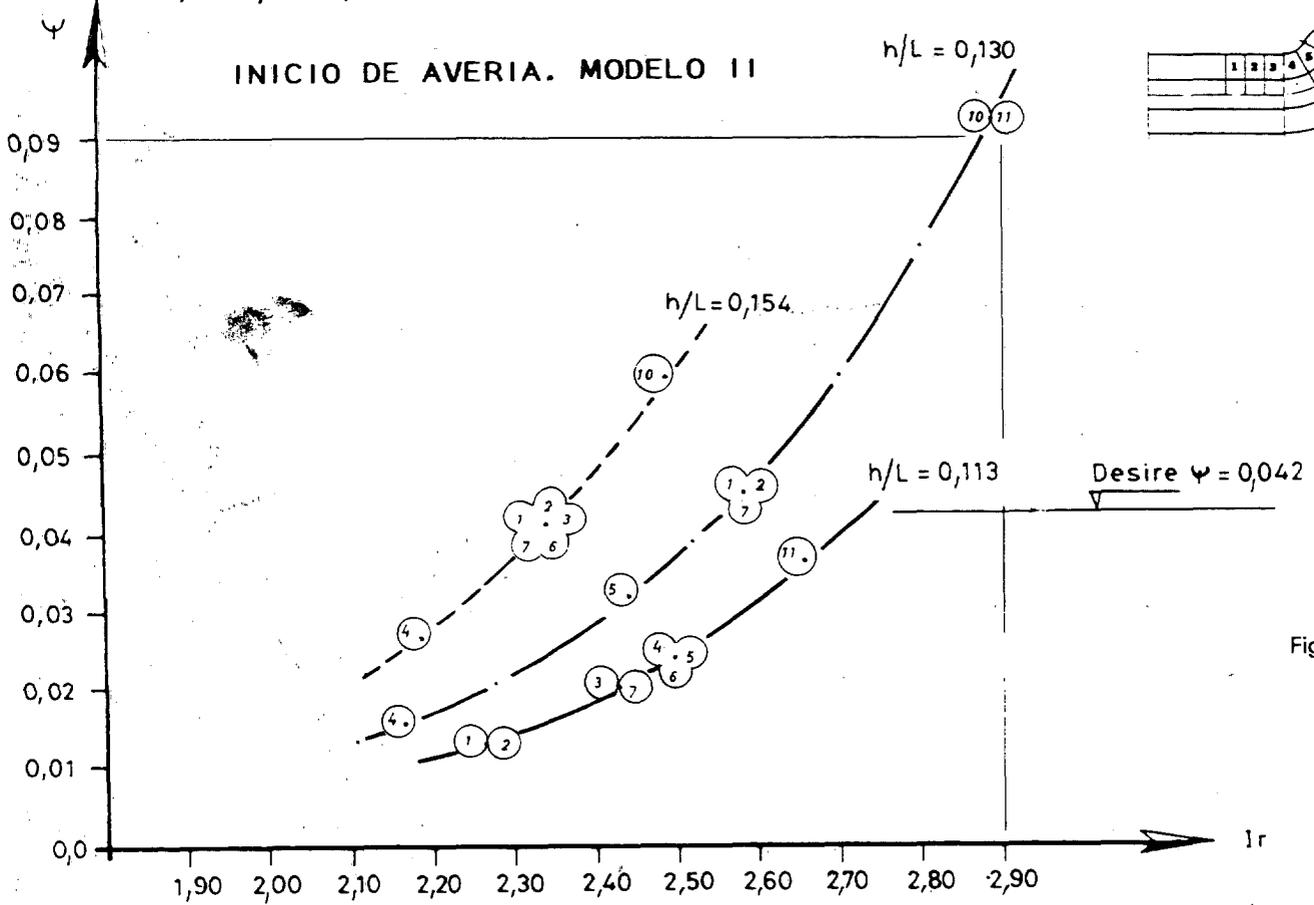


Figura 4.

# ESTABILIDAD DEL MORRO DE LOS DIQUES EN TALUD

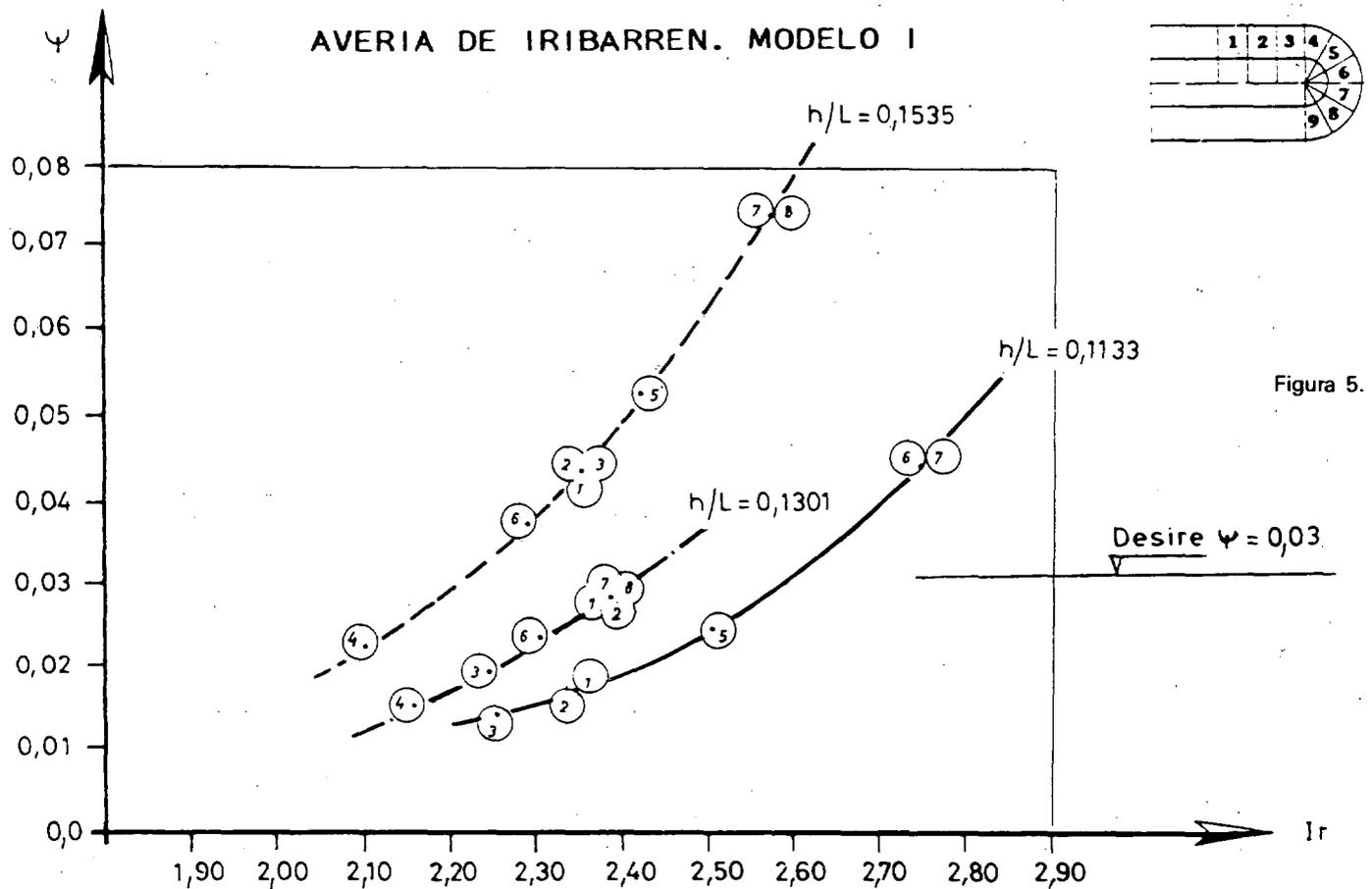


Figura 5.

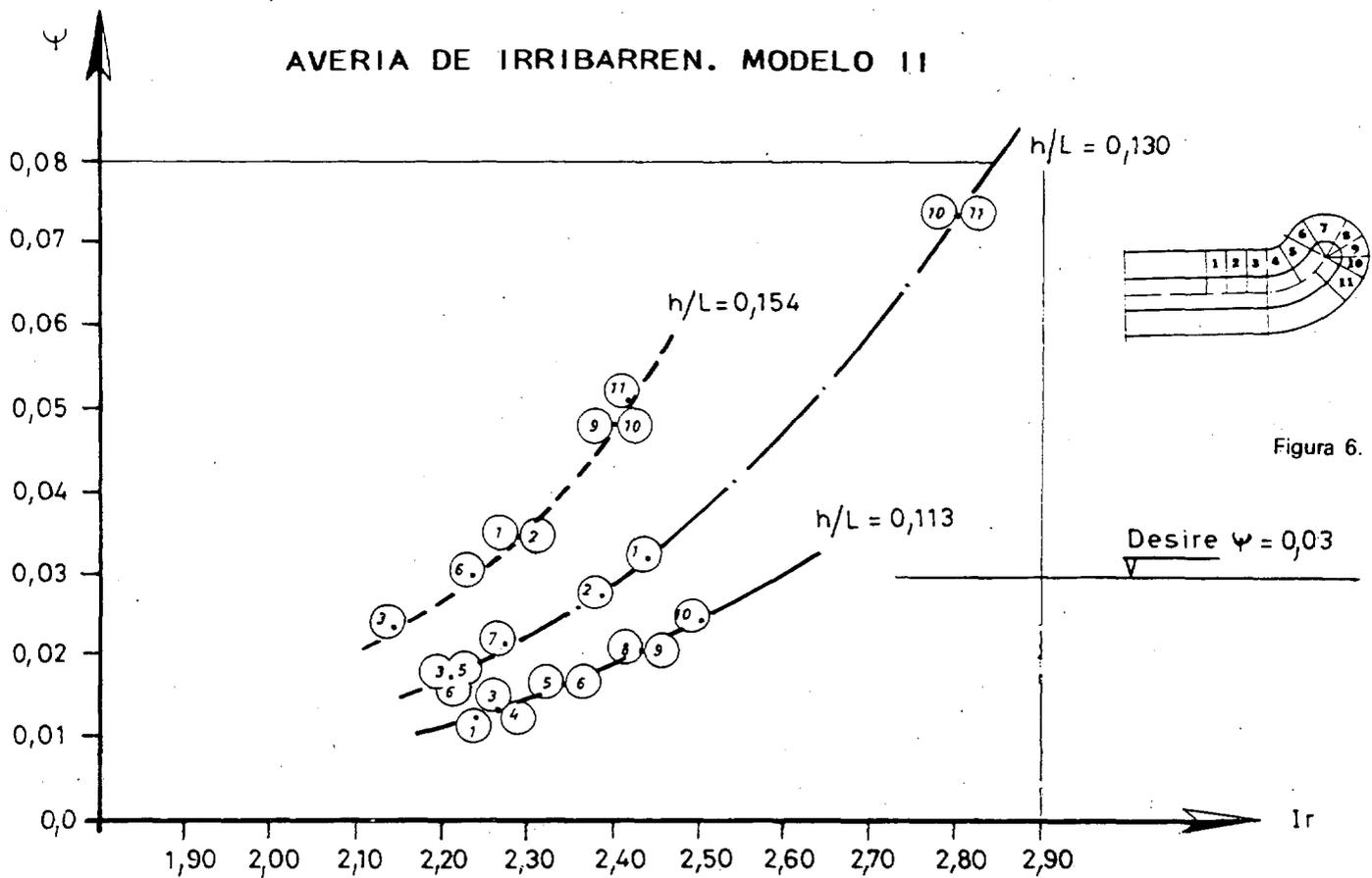


Figura 6.

didad relativa quedan sobre la misma curva, representada también en las figuras.

En las mismas figuras se ha dibujado la envolvente superior de los resultados experimentales obtenidos por Losada et al. (1986) con talud bidimensional 2/1 y bloques cúbicos. Del análisis de las figuras se puede resumir:

### Inicio de avería (figuras 3 y 4)

— La envolvente de los resultados para los morros alcanza un valor de  $\phi \approx 0,09$ , y de  $\phi \approx 0,074$  en las secciones rectas, el valor obtenido para los ensayos bidimensionales es de  $\phi \approx 0,042$ .

— La estabilidad del morro para el modelo I es mínima en el período de 1,4 seg, de acuerdo con el máximo de agitación obtenido con el modelo numérico. En el caso del modelo II, la estabilidad menor corresponde al ensayo con  $T = 1,6$  seg. Las secciones menos estables del morro son las 7 y 8 para el modelo I y las 10 y 11 para el modelo II.

— No se observan diferencias significativas entre el modelo I y el II. En particular, las secciones 4 y 5 de la curvatura exterior del dique en el modelo II no tienen una estabilidad inferior al resto de las secciones rectas del dique.

### Avería de Iribarren (figuras 5 y 6)

— La envolvente de los resultados para las secciones del morro es  $\phi \approx 0,08$  y  $\phi \approx 0,045$  en las secciones rectas. El valor obtenido en los ensayos bidimensionales, indicado también en la figura es  $\phi \approx 0,03$ . Es de destacar la poca diferencia entre el inicio de avería y la avería de Iribarren, tanto en las secciones rectas como en las del morro en los ensayos tridimensionales.

— De nuevo el peor comportamiento para el modelo I se corresponde con el período de 1,4 seg y para el modelo II con el de 1,6 seg. El período más estable para ambos modelos vuelve a corresponder al de 1,8 seg.

— No se pueden apreciar diferencias notables entre los dos modelos.

### Inicio de destrucción (figuras 7 y 8)

— Este criterio de avería coincide con el utilizado por Losada et al. para destrucción, por

lo que utilizaremos la envolvente correspondiente a esta avería en los ensayos bidimensionales.

— El valor de la envolvente de los resultados para el morro es  $\phi \approx 0,055$  mientras que para las secciones rectas, el valor es de  $\phi \approx 0,015$ . El valor de la envolvente para los ensayos bidimensionales es en este caso de 0,023, por encima del obtenido para las secciones rectas en los modelos tridimensionales, aunque hay que tener en cuenta que la muestra es muy pequeña (sólo dos puntos).

— No se produce como en los casos anteriores un peor comportamiento del modelo I para el período 1,4 seg. Puede ser debido a la modificación de la sección que introduce la avería.

— Con este criterio de avería, el modelo II es menos estable en el morro que el I.

— Existen menos resultados de secciones rectas debido a que la extensión de la avería en el morro llegó a afectar a las secciones rectas, impidiendo continuar el ensayo.

### Destrucción (figuras 9 y 10)

— La envolvente de las secciones del morro se sitúa en  $\phi \approx 0,04$ . En este caso, como en el caso anterior, sólo se obtuvieron dos resultados de destrucción para las secciones rectas, al tener que detener el ensayo por extensión de la avería del morro. En ambos casos, la destrucción de las secciones rectas se alcanzó por debajo de  $\phi \approx 0,012$ .

— Ante esta avería, el morro del modelo II es claramente menos estable que el del I.

En la mayoría de los ensayos en modelo físico no se pudo alcanzar la destrucción de las secciones rectas del dique debido a que la progresión de la avería en el morro llegó a afectar a estas secciones.

### Análisis numérico

La geometría de los dos modelos físicos se ha discretizado para el estudio de la agitación mediante un modelo numérico de fuentes de ondas, con un coeficiente de reflexión en los taludes del dique de 0,3, ver Vidal et al. (pendiente de publicación). Se han estudiado los dos períodos extremos, 1,4 y 1,8 seg. Como las averías en los morros se han iniciado en todos

# ESTABILIDAD DEL MORRO DE LOS DIQUES EN TALUD

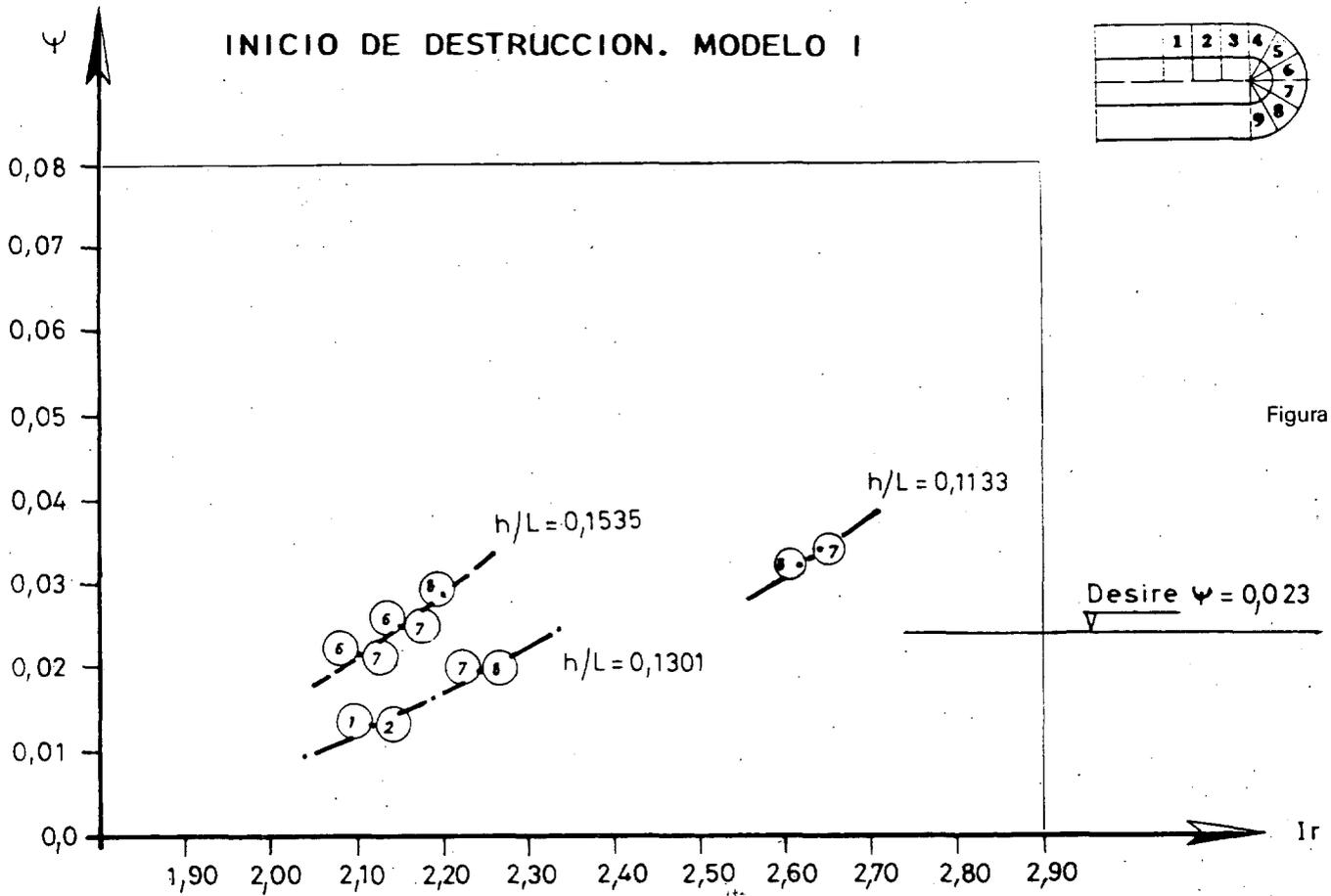


Figura 7.

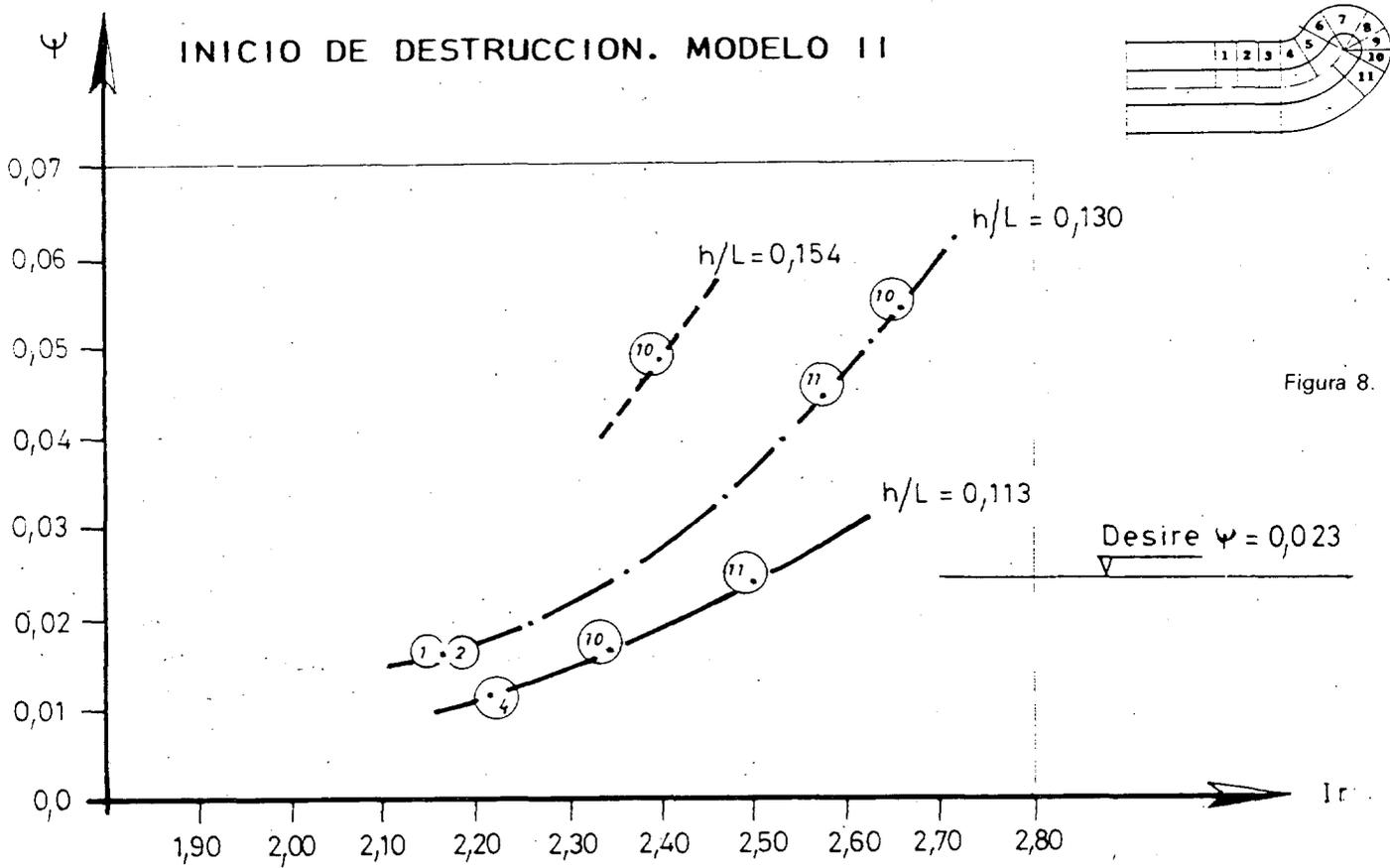


Figura 8.

# ESTABILIDAD DEL MORRO DE LOS DIQUES EN TALUD

## DESTRUCCION. MODELO I

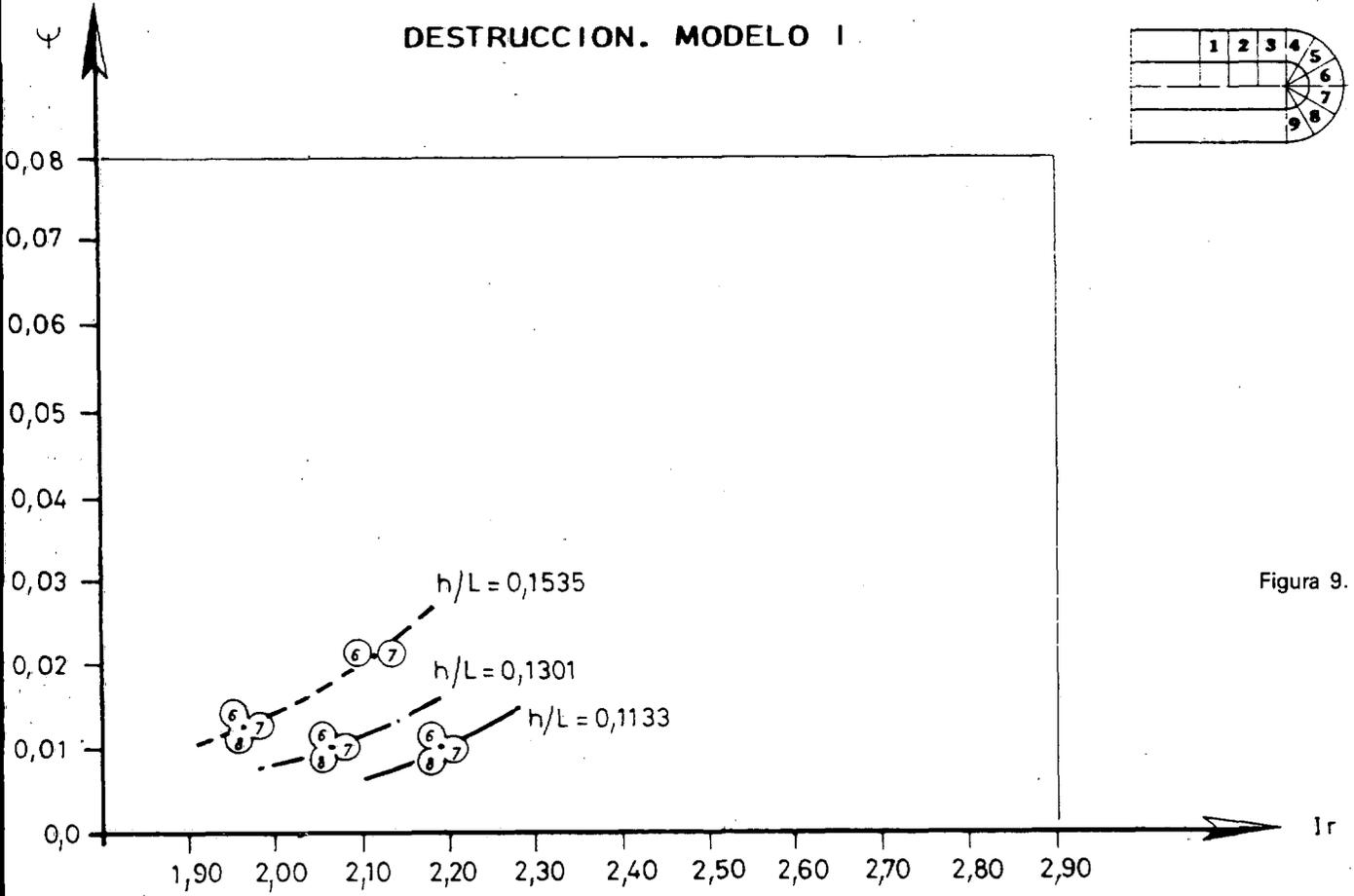
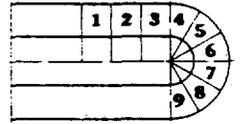


Figura 9.

## DESTRUCCION. MODELO II

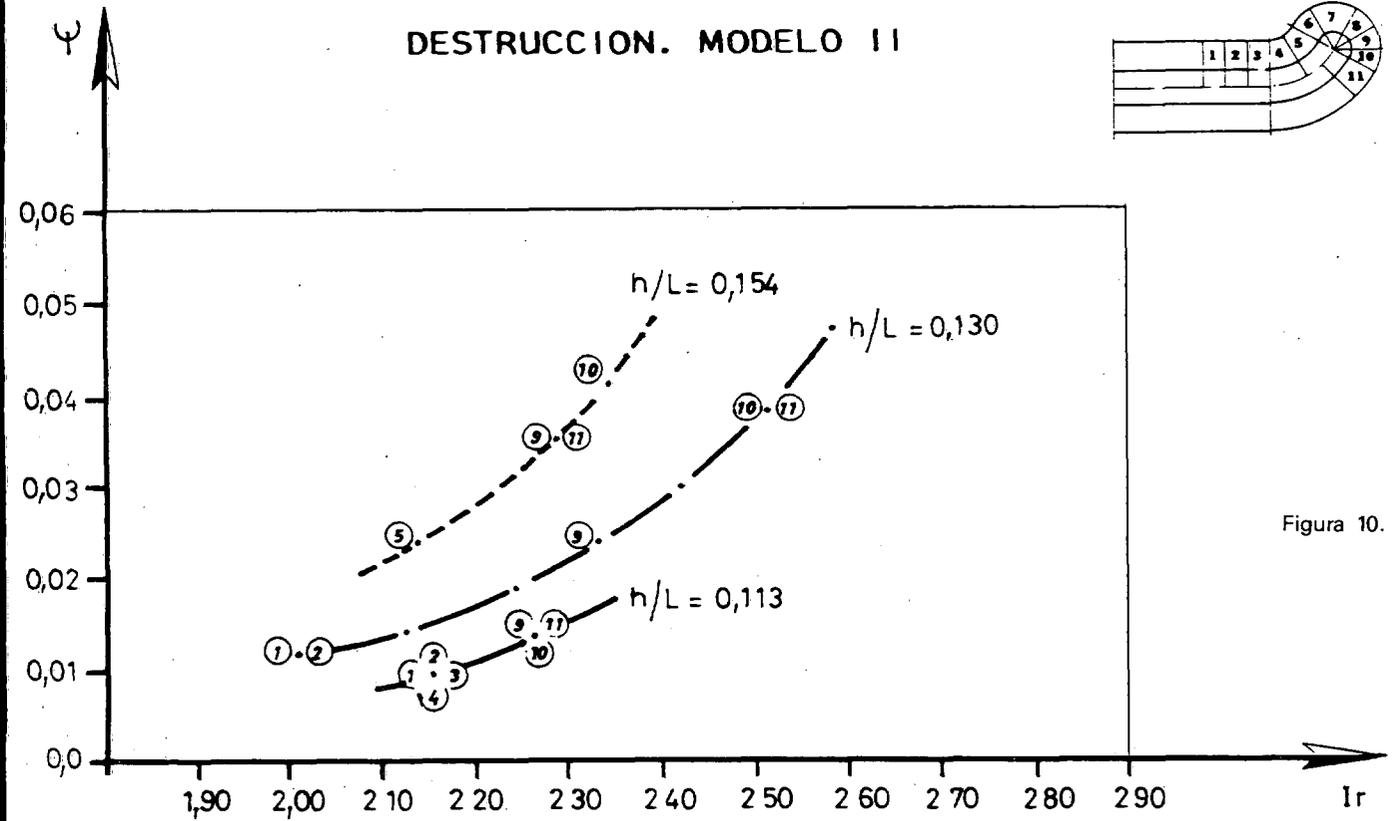
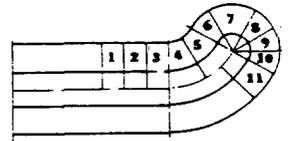


Figura 10.

los casos ensayados en la sección 7 del modelo I y en la sección 10 del modelo II, ligeramente por debajo del nivel medio, ver figura 4, nos han interesado preferentemente los resultados del modelo numérico en estas zonas, obteniéndose los coeficientes máximos de agitación sobre la línea media del talud sumergido del morro indicados en la Tabla 1:

Período (seg)	1,4	1,8
Modelo I	1,2	0,8
Modelo II	0,9	0,9

Tabla 1. Coeficientes de agitación máximos en el morro.

De la observación de la Tabla 1 se deduce que la mayor sollicitación teórica sobre el talud del morro corresponde al modelo I para el período de 1,4 seg, por lo que cabe esperar que el modelo físico correspondiente acuse una menor estabilidad en este período.

## ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

### Estabilidad de las piezas del morro

En todos los casos ensayados, la destrucción del dique se alcanzó por destrucción del morro. En algunos casos, el inicio de avería en las secciones rectas se produjo simultáneamente en el morro y en alguna sección recta, pero para criterios de avería superiores, la avería se inició siempre en el morro.

Como se ha comentado en apartados anteriores, el flujo sobre el talud en las secciones del morro es claramente diferente del de las secciones rectas. En éstas, la extracción de las piezas del manto principal se produce preferentemente por debajo del nivel medio y en el descenso del flujo, al combinarse los efectos desestabilizadores del flujo y la gravedad. Las piezas extraídas se sitúan sobre zonas más profundas de la misma sección, modificando el perfil y el propio flujo, con la consecuencia de que la sección adquiere una nueva forma de equilibrio, más estable.

Las secciones del morro, especialmente las situadas a partir del punto de tangencia de la dirección de avance del oleaje con el talud, están sometidas al flujo de las ondas canalizadas

por el talud y peraltadas por los efectos combinados de la difracción y la refracción. Estas ondas son básicamente progresivas (no semiestacionarias como en el caso anterior) y rompen, en general sobre la línea del nivel medio, proyectando el flujo en rotura sobre el talud con una componente netamente descendente.

Este flujo turbulento de alta velocidad y muy concentrado impacta sobre las piezas situadas ligeramente por debajo del nivel medio y descubiertas por el seno precedente, combinándose con la gravedad para su extracción. Una vez levantada de su posición de equilibrio, la pieza «vuela» literalmente de su posición y es depositada en secciones posteriores y lejos del nivel medio. La extracción de unas pocas piezas contiguas debilita rápidamente la sección al quedar las piezas sin trabazón y mantenerse el flujo sin modificación, por lo que la avería progresa rápidamente de forma regresiva (en la dirección opuesta al oleaje incidente), afectando a otras secciones.

Un importante resultado a destacar es la poca diferencia en  $\phi$  que existe entre las envolventes para el morro de las diferentes averías sucesivas. Así, mientras que en las secciones rectas 3D la relación entre  $\phi$  (Inicio de Avería)/( $\phi$  (Avería de Iribarren) es de 1,64, para las secciones del morro, éste valor es de 1,13, indicando que **las secciones del morro son mucho más frágiles que las secciones rectas.**

En resumen, en las secciones del morro cercanas al punto de tangencia, las modificaciones del perfil que provoca la avería **no conducen a nuevas situaciones de equilibrio más estables**, por lo que alcanzado el nivel de flujo capaz de extraer algunas piezas (inicio de avería), la destrucción del talud puede sobrevenir con pequeños incrementos de la sollicitación, es decir, **el sistema es considerablemente más frágil.**

En la Tabla II se han representado los valores envolventes de  $\phi$  para las secciones del morro, secciones rectas de estos ensayos (3D) y secciones rectas de los ensayos bidimensionales (2D), para cada uno de los criterios de avería estudiados. El resultado más destacable es la diferencia de estabilidad que existe entre las

SECCION

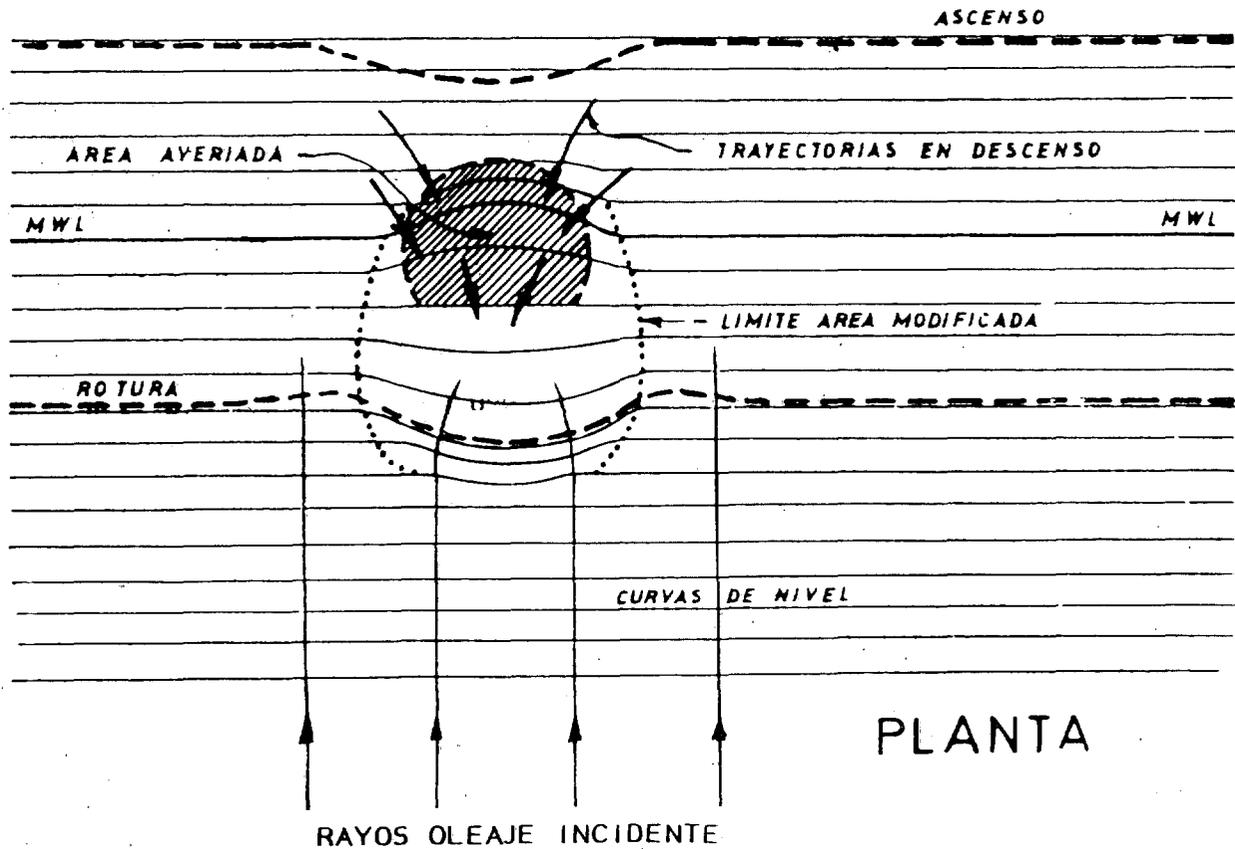
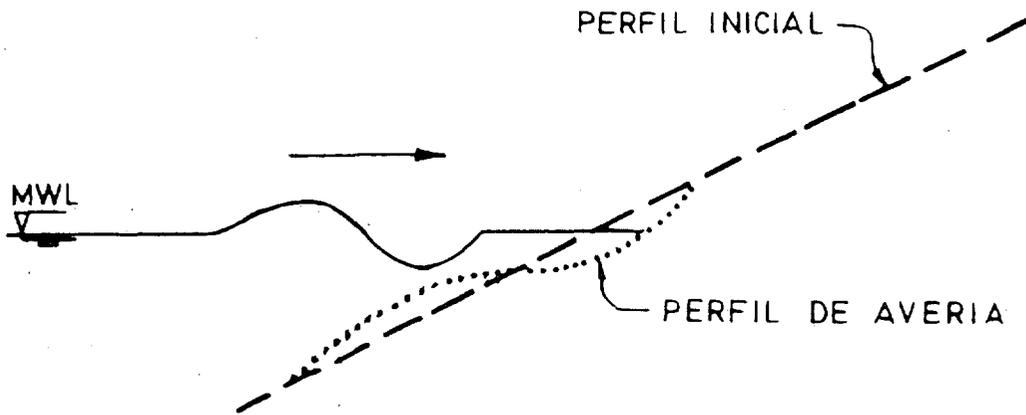


Figura 11.

secciones rectas y las de mínima estabilidad del morro, diferencia que se incrementa a medida que el criterio de avería involucra mayor número de piezas, debido a la ya comentada fragilidad de la avería en el morro. Así, si por ejemplo, para inicio de avería, la relación entre la función de estabilidad envolvente en el morro y en las secciones rectas es de 1,22, para avería de Iribarren es de 1,78 y para inicio de destrucción es de 3,67, aunque en este último caso la muestra es demasiado pequeña como para que el resultado sea estadísticamente fiable. Si comparamos con los resultados de envolvente de la función de estabilidad para los ensayos bidimensionales, las diferencias son mayores debido a que las secciones en ensayos 2D son más estables que en los 3D, obteniéndose valores de 2,14 para inicio de avería, 2,67 para avería de Iribarren y 2,39 para inicio de destrucción.

Como ya se indicó en el apartado 1, estos resultados son consistentes con los de Jensen (1984), tanto en cuanto a la fragilidad de la avería en el morro como en la menor estabilidad de las secciones del morro tangentes al oleaje incidente, necesitándose un peso de las piezas del manto (para piezas cúbicas) entre 1,3 y 3 veces el de las secciones rectas del dique, dependiendo del criterio de avería adoptado. El valor más bajo corresponde al inicio de avería, y si se diseña el morro con este valor será necesario tener en cuenta que debido a la fragilidad, el inicio de avería deriva rápidamente a averías mayores.

### Influencia de la forma

Como hemos indicado en la Tabla I, solamente en el caso del modelo I y para el período de 1,4 seg el coeficiente de agitación sobre el talud del morro es lo suficientemente alto como para que se note su influencia en la avería en el modelo, especialmente en sus primeros estadios, inicio de avería y avería de Iribarren. En los demás casos, las diferencias no son significativas. Para estados de averías muy avanzados, inicio de destrucción y destrucción, el modelo II, con avance del morro hacia el mar, es menos estable en el morro que el I, resultado que no se refleja en el modelo numérico. En todo caso, las modificaciones que la avería introduce en el talud en estados de avería avan-

zados son suficientemente importantes como para que aparezcan modificaciones significativas en el coeficiente de difracción.

Las posibilidades constructivas reales de morros de diques están limitadas por la economía de la obra y conducen a soluciones o bien de tipo vertical o bien cónicas con manto de piezas sueltas. En este último caso, y como hemos indicado en el apartado 3, la concentración de energía sobre el talud depende del tamaño relativo del morro respecto de la longitud de onda incidente. Las diferencias de comportamiento entre las dos formas ensayadas son pequeñas, por lo que serán los condicionantes económicos, asociados al volumen de obra los que determinen la forma más idónea. Determinada la forma en planta, la influencia del talud y el radio se pueden estudiar mediante modelo numérico.

Como hemos visto, sólo en el caso de que el coeficiente de agitación sobre el talud del morro sea elevado, su influencia en la estabilidad de las piezas será notoria.

### Estabilidad de las piezas de las secciones rectas

Las secciones rectas de los dos modelos tienen comportamientos similares, siendo de destacar el hecho de que, salvo en el caso de muestra muy pequeña (inicio de destrucción), las secciones correspondientes a los modelos tridimensionales son menos estables que las bidimensionales, resultado aún más destacable si se tiene en cuenta que la muestra utilizada por Losada et al. para la obtención de sus envolventes es mucho mayor que la obtenida en estos ensayos. Si comparamos los valores de  $\phi$  obtenidos, representados en la Tabla 2:

Tipo de avería	IA	AI	ID
Modelo			
3D (morro)	0,090	0,080	0,055
3D (secciones rectas)	0,074	0,045	0,015
2D (Losada)	0,042	0,030	0,023

Tabla II: Envolventes de  $\phi$ .

Podemos ver cómo las secciones rectas de los modelos 3D son menos estables que las co-

respondientes bidimensionales, salvo en el caso de inicio de destrucción en el que, como ya hemos indicado, la muestra en los ensayos 3D es pequeña. La causa de este comportamiento desfavorable de los modelos 3D frente a los 2D en estados suaves y medios de avería hay que buscarla en las concentraciones de energía que se producen sobre el talud y pueden estar debidas a:

a) Tridimensionalidad del flujo sobre el talud como consecuencia de la difracción en el morro y la aparición de ondas estacionarias transversales sobre el talud, debido a la reflexión en el arranque del dique.

b) Tridimensionalidad de las secciones rectas, no siempre perfectas geométricamente, lo que facilita la concentración del oleaje en determinadas secciones.

c) Tridimensionalidad del oleaje incidente, pues pequeñas imperfecciones en el fondo del tanque y en la generación, provocan que la altura de los frentes no sea completamente uniforme sobre las secciones rectas.

Estas causas de no uniformidad de la altura de ola sobre el talud del dique tienen su imagen en el caso de los diques reales y no suelen quedar representadas en los resultados de los modelos bidimensionales.

En nuestro caso, el chequeo previo del oleaje en el tanque sin la presencia del dique, permite descartar la causa c), al ser el frente incidente sobre el dique perfectamente uniforme. La causa b) puede ser también descartada, al cuidarse al máximo la geometría de la sección en los modelos.

Este análisis deja como única causa de la diferencia observada, las variaciones transversales de la altura de ola generadas, por ejemplo por la reflexión en el arranque del dique Losada et al. (1989) debida a la forma especial de los modelos ensayados, es decir dique arrancando de una pared vertical impermeable normal a él, disposición que se presenta con bastante frecuencia en los prototipos reales.

En el análisis de agitación en las proximidades de los diques en talud realizado por Vidal et al. (pendiente de publicación), en el que se emplea una tipología similar de dique, se han observado diferencias transversales en el coe-

ficiente de agitación en el sistema estacionario frente al dique del orden del 15 por 100 lo que significa variaciones en la función de estabilidad de un 52 por 100. Estas diferencias explican pues las variaciones observadas en la Tabla II para inicio de avería y avería de Iribarren. En inicio de destrucción, la deformación del talud es tan importante y la muestra tan pequeña que no es posible obtener una conclusión.

De la observación de la Tabla II se deduce también una mayor fragilidad de las secciones 2D que las 3D. La explicación a este hecho hay que buscarla en la aportación de bloques desde las secciones contiguas no averiadas que se produce en las secciones 3D, lo que retrasa la destrucción de la sección. Esto explicaría la mayor estabilidad a destrucción de las secciones 3D que las 2D.

### Efecto de la deformación del talud sobre el flujo

Una causa importante de la tridimensionalidad en el talud de las secciones rectas del dique viene aportada por la propia deformación que produce la avería.

Las piezas que el flujo desplaza de su posición de equilibrio se suelen situar sobre una berma por debajo del nivel medio, conformando el típico perfil de avería en «S».

Como la avería no es homogénea longitudinalmente, en un instante determinado existirán secciones con el perfil de avería en «S», mientras otras, contiguas, mantendrán el perfil original rectilíneo.

Las características del flujo sobre el talud, situación y tipo de rotura, ascenso-descenso, etc., dependen de la forma del talud, por lo que la avería establece variaciones longitudinales del flujo.

La zona averiada del dique posee un talud sumergido que se comporta como una bajo que concentra el oleaje por refracción, aumentando la altura de ola sobre la sección e incrementando por lo tanto los efectos del flujo en la zona de la avería, situada por lo general bajo el nivel medio. En el caso de que la rotura del oleaje en las secciones rectas sea del tipo colapso, el aumento del peralte y la disminución del ángulo del talud en la zona de avería dis-

minuye el número de Iribarren, desplazando la rotura hacia voluta, disminuyendo el ascenso sobre el talud. Se produce con ésto un flujo por encima del nivel medio desde las secciones sin avería hacia la averiada, figura 11, con convergencia hacia la avería.

La avería, que representa una depresión en el manto, progresa por salida de los bloques no sustentados lateralmente, hacia el centro de la avería, ayudado por el flujo convergente hacia la avería. Los bloques terminan en la berma, acentuándose el proceso, de manera que la avería progresa longitudinalmente, propagándose a las secciones contiguas, que de otra manera se habrían mantenido sin daños.

Para que este efecto se haga notorio, se precisa que el nivel de avería sea elevado, avería de Iribarren o superior, por lo que no es destacable en el caso de inicio de avería.

### 6. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

De lo expuesto en los apartados anteriores, se pueden extraer las siguientes conclusiones:

— Los modelos numéricos indican que el coeficiente de agitación en el morro experimenta una dependencia mayor de la relación R/L que de la forma en planta del morro. Las diferencias en el comportamiento de las dos formas en modelo físico ensayadas no son relevantes, por lo que **la solución constructiva más apropiada sería la cónica recta, de más sencilla ejecución.**

— **La avería en el morro aparece siempre en el sector de 30° posterior al punto de tangencia de los rayos con las líneas de nivel del morro y por debajo del nivel medio.** El inicio de avería se produce ligeramente antes que en las secciones rectas, pero su progresión es mucho más rápida que en aquéllas, de manera que el coeficiente de seguridad de estas secciones, a igualdad de peso, forma y densidad de los bloques es muy inferior al de las secciones rectas.

— Para bloques cúbicos y en las secciones pésimas del morro, el peso de los bloques obtenido a partir de las formulaciones para talud bidimensional en inicio de avería debería mul-

tiplicarse por 2 y para avería de Iribarren y destrucción por 2,5, manteniendo el mismo coeficiente de seguridad. El diseño de las secciones del morro con el criterio de inicio de avería, deberá tener en cuenta **la fragilidad de las secciones del morro**, es decir, la pequeña diferencia en sollicitación que existe entre esta avería y averías superiores.

— La avería del morro progresa regresivamente, de manera que los bloques desplazados por el flujo hacia delante en la rotura son preferentemente los no sustentados. En niveles de avería de destrucción, **las piezas desplazadas del morro forman una «flecha» por debajo del nivel medio que no protege en absoluto la zona de avería.**

— Las secciones rectas en los ensayos tridimensionales se han comportado como menos estables que las correspondientes en ensayos 2D, especialmente en inicio de avería. Las causas de este comportamiento están asociadas básicamente con las variaciones longitudinales en la onda incidente debidas a la propia forma ensayada y determinables mediante un modelo numérico. **Las formulaciones para la función de estabilidad obtenidas en modelos bidimensionales son extrapolables a las tridimensionales, siempre que se tenga en cuenta la altura de ola real que aborda cada sección.**

— La progresión de las averías en las secciones rectas en los ensayos 3D sugieren una interacción del flujo con la deformación del talud, de manera que la avería progresa longitudinalmente, afectando a las secciones contiguas que de otro modo no habrían sido averiadas.

### AGRADECIMIENTOS

Este trabajo ha sido subvencionado por la Dirección General de Puertos y Costas, Programa de Clima Marítimo, dentro del Proyecto de Investigación «Análisis experimental del comportamiento hidrodinámico de las secciones del morro de un dique. Estudio de agitación y estabilidad».

BIBLIOGRAFIA

1. Ahrens, J. P., 1970. «The influence of breaker type on the stability of rip-rap». Proc. 12th Conf. on Coastal Eng., Washington, D. C.
2. Ahrens, J. P y McCartney, B. L., 1975. «Wave period effect on the stability of riprap». Proc. Civil Eng. in the Ocean, III, Vol. 2.
3. Argershou, H., Lundgren, H., y Sorensen, T., 1982. «Planning and design of ports and marine terminals». Ed. John Wiley and Sons.
4. Battjes, J. A., 1974a. «Computation of set-up, longshore currents, run-up and overtopping due to wind generated waves». Communications on Hydraulics, Delft Univ. of Tech. Rept. 74-2.
5. Battjes, J. A., 1974b. «Surf similarity». Proc. 14th Conf. on Coastal Eng. Copenhagen.
6. Benasay, E. et al., 1984. «Study on the transition from a rubble mound to a vertical wall breakwater». Int. Symp. on Maritime Structures in the Mediterranean Sea, Nat. Tech. Univ. of Athens.
7. Brebner, A., 1978. «Performance of a dolos blocks in a open channel situation». 16th Int. Conf. on Coastal Eng., ASCE, Hamburg.
8. Bruun, P., 1973. «Port engineering». Gluf Publishing Co.
9. Bruun, P. y Johannesson, P., 1976. «Parameters affecting the stability of rubble mounds». J. Waterways, Harbors and Coastal Eng. Div., ASCE, Vol. 102, WW2.
10. Bruun, P. y Günbak, A. R., 1977. «Stability of sloping structures in relation to  $I_r = \tan \alpha / \sqrt{(H/L_0)}$ ». Symp. Design Roubble Mound Breakwaters, British Hovercraft Corporation, the Isle of Wight, Paper N.º 4.
11. Bruun, P. y Günbak, A. R., 1978. «Stability of sloping structures in relation to  $I_r = \tan \alpha / \sqrt{(H/L_0)}$  and risk criteri in design». Coastal Eng. Vol. 1.
12. Bruun, P., 1979. «Common reasons for damage or breakdown fo mound breakwaters». Coastal Eng., 2.
13. Cañizal, J., 1987. «Análisis del comportamiento mecánico de un sistema de bloques paralelepípicos con consideración especial en su proceso de colocación». Tesis Doctoral, Univ. de Cantabria, Santander, España.
14. Carstens, T., Tørum, A. y Traetteberg, A., 1966. «The stability of rouble mound breakwaters against irregular waves». Procl. 10 th Conf. on Coastal Eng., Tokyo.
15. Castro, E. de, 1933. «Diques de escollera». Rev. de Obras Públicas. Madrid. Abril de 1933.
16. Cundall, P. A., 1971. «A computer model for simulating progressive, large scale movements in blocky rock systems». Proc. of the int. Symp. of the Rock Mech. Soc., Nancy, Vol. 2, Paper N.º 8.
17. Cundall, P. A., 1974. «A computer model for rock behaviour using interactive graphics for the and output of geometrical data». Rept. MRD-2-7. Imput
18. Cundall, P. A., & Strack, O.D., 1979. «The development of constitutive laws soil using the distinct element method». 3rd Int. Conf. on Numerical Methods in Geomech., Aachen, Vol. I.
19. Font, J. B., 1968. «The effect of storm duration on rouble mound breakwater stability». Proc. 11th Conf. on Coastal Eng., London.
20. Günbak, A. R., 1978. «Irregular flume tests with a 1 in 2.5 rubble mound breakwater». Div. of Ports and Ocean Eng., Norway Inst. of Tech., Trondheim, Rept. N.º 2/78.
21. Hedar, P. A., 1965. «Rules for the desing of rock-fill breakwaters». XVIII Int. Nav. Congress, Rome, Sect. II-1.
22. Hudson, R. Y. y Jackson, R. A., 1953. «Stability of rouble mound breakwaters». U.S. Army Eng. Waterways Experim. Station, Vicksburg, Miss., Tech. Memo. No. 2-365.
23. Hudson, R. Y. y Jackson, R. A., 1959. «Design of tribar and tetrapod cover-layers for rubble mound breakwaters». Waterways Experim. Station, Miscellaneous Paper 2-296, vicksburg, Miss.
24. Iribarren, R., 1938. «Una fórmula para el cálculo de los diques de escollera». Revista de Obras Públicas. Madrid.
25. Iribarren, R., y Nogales, C., 1950. «Generalizacion de la fórmula para el cálculo de los diques de escollera y comprobación de sus coeficientes». Revista de Obras Públicas. Madrid.
26. Iribarren, R., y Nogales, C., 1954. «Otras comprobaciones de la fórmula para el cálculo de los diques de escollera». Revista de Obras Públicas. Madrid.
27. Iribarren, R., 1964. «Obras marítimas». Ed. Dossat, S. A., Madrid, España.
28. Iribarren, R., 1965. «Formule pour le calcul des diques en enrochements naturels ou éléments artificiels». XXI Int. Nav. Congress, Stockholm, Sect. II-1.
29. Jensen, O. J., & Juhl, J., 1984. «A monograph on rouble mound breakwaters». Published by Danish Hydraulic Institute. Denmark.
30. Kobayashi, N., Roy, I., y Otta, A.K., 1986. «Numerical simulation of wave run-up and armor stability». OTC Paper 5088, 18th Offshore Tech. Conf., Houston, Texas.
31. Kobayashi, N., y Otta, A. K., 1987. «Hydraulic stability analysis of armor units». J. of Waterways, Ports, Coastal and Ocean Eng., ASCE, Vol. 113, N.º 2, pp. 171-186.
32. Larras, J., 1952. «L'équilibre sous-marin d'un massif de materiaux soumis á la houle». Le Génie Civil, Sep. 1952.
33. Losada, M. A. y Jiménez-Curto L. A., 1979. «The joint effect of wave heigt and period on the stability of rubble mound breakwaters using Iribarren's number». Coastal Eng., Vol. 3.
34. Losada, M. A. y Jiménez-Curto L. A., 1982. «Mound breakwaters under oblicue wave attack: a working hypothesis». Coastal Engineering, 6. pp 83-92.

35. Losada, M. A. y Desiré, J. M., 1986. «Stability of blocks as breakwater armor units». *Journal of Structural Engineering*, Vol 112, N.º 11, November, 1986. ASCE.
36. Losada, M. A., Medina, R., Alejo, M. «Wave forces on armor blocks». *Proc. 21st Coastal Engineering Conference. CERC/ASCE. Junio 1988.*
37. Losada, M. A., Dalrymple, R. A., Vidal, C., 1989 «Water waves in the vicinity of breakwaters». *Journal of Coastal Research. Special Issue.*
38. Merrifield, E. M. y Zamborn, J. A., 1966. «The economic value of a new breakwater armour unit 'dolos'». *Proc. of 10th Conf. on Coastal Eng., Tokyo.*
39. Mizumura, K., Yamamoto, M., Endo, T. y Shiraihi, N., 1988. «Reliability analysis of rubble mound breakwaters». *21th Int. Conf. on Coastal Eng., ASCE Torremolinos, Málaga, España.*
40. Ouellet, Y., 1972. «Considerations on factors in breakwater model tests». *Proc. 13th Conf. Coastal Eng., Vancouver. 102.*
41. Rodríguez-Ortiz, J. R., 1974. «Estudio del comportamiento de medios granulares heterogéneos mediante modelos discontinuos analógicos y matemáticos». Tesis Doctoral. Univ. Politécnica de Madrid. España.
42. Saville, T., Jr., 1962. «An approximation of the wave run-up frequency distribution». *Proc. 8th Conf. on Coastal Eng., México.*
43. Sawaragi, T., Ryu, C. e Iwata, K., 1983. «Considerations of the destruction mechanism of rubble mound breakwaters due to the resonance phenomenon». *8th Int. Harbour Congress, Antwerp, Belgium.*
44. Serrano, A. A. & Rodríguez-Ortiz, J. R., 1973. «Symposium on Plasticity and Soil Mech., Cambridge.
45. Svee, R., Traetteberg, A. y Tørum, A., 1965. «The stability properties of the Svee-bloks». *Int. Nav. Congress, Stockholm, Sect. II-1.*
46. Van de Kreeke, J., 1969. «Damage function of rubble mound breakwaters». *J. of the Waterways and Harbor Division, Proc. of the ASCE, 95, WW3.*
47. Vidal, C., Losada, M. A., Desiré, J. M., «Influencia de la geometría del morro de los diques en el coeficiente de agitación». *Pendiente de publicación.*

### Miguel A. Losada Rodríguez

Ingeniero de Caminos de la Universidad Politécnica de Madrid (1970). Doctor I. C. C. P. de la Universidad Politécnica de Madrid (1976). Catedrático de Ingeniería Oceanográfica y Costera del Departamento de Ciencias y Técnicas del Agua y del Medio Ambiente de la Universidad de Cantabria (1978). Ha desempeñado los cargos de Director de la E.T.S. de Ingenieros de Caminos de Santan-

der (1982-85) y Gerente de la Fundación Leonardo Torres Quevedo para la Promoción de la Investigación en la Universidad de Cantabria (1985-88).

Ha realizado numerosos estudios en Ingeniería Oceanográfica y de Costas en España y el extranjero.

Ha publicado numerosos artículos científicos, tanto en España como en revistas extranjeras. Asimismo, ha sido coautor de varios libros.

### César Vidal Pascual



Doctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos de la Universidad de Cantabria. Profesor Titular de dicha Universidad, adscrito al Departamento de Ciencias y Técnicas del Agua y del Medio Ambiente. Sus trabajos se han centrado en el área de la Ingeniería Oceanográfica y Costera y, más concretamente, en la puesta a punto y funcionamiento de la generación de ondas en canal y tanque de oleaje, así como en la elaboración y estudio de modelos reducidos de playas y desembocaduras de ríos.

Ha publicado numerosos artículos, tanto en España como en revistas extranjeras: *Revista de Obras Públicas, American Society of Civil Engineers, etc.*

### Raúl Medina Santamaña



Doctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos de la Universidad de Cantabria. Profesor Ayudante de dicha Universidad, adscrito al Departamento de Ciencias y Técnicas del Agua y del Medio Ambiente. Su labor investigadora está centrada en el campo de la Ingeniería Oceanográfica y Costera, habiendo realizado numerosos trabajos en ese campo, tales como:

emisarios submarinos, emplazamiento de puertos en el litoral cantábrico, estudio de desembocaduras, estudio de instalación de arrecifes artificiales en el Mar Cantábrico, etc.

Ha publicado numerosos artículos, tanto en España como en revistas extranjeras: *American Society of Civil Engineers, Journal of Coastal Research, Journal of Geophysical Research, etc.*