

Fácilmente se le puede dar la forma:

$$P = \frac{N_a \gamma_l A^3 d}{(f \cos \alpha - \operatorname{sen} \alpha)^3 (d-1)^3} = \frac{N_a \gamma_l^3 A^3}{(f \cos \alpha - \operatorname{sen} \alpha)^3 (\gamma - \gamma_l)^3};$$

pero es menos cómoda para su empleo corriente que la [1] con su coeficiente práctico dimensional, por tener que utilizar en aquélla los pesos específicos del agua y del material de los cantos en lugar de la sencilla densidad relativa de este último.

En los Congresos de Navegación de Lisboa, 1949, y Roma, 1953, así como en las publicaciones de la REVISTA DE OBRAS PÚBLICAS de mayo de 1950, enero de 1953 y junio de 1954, se comprobó que varias fórmulas propuestas posteriormente por algunos investigadores, tales como las de Epstein y Tyrrel, Kenneth Kaplan, Larras, etcétera, eran iguales a la nuestra de 1938, o similares a ella.

En el citado Congreso de Navegación de Roma presentó Hedar una interesante ponencia en la que también se confirmaba nuestra fórmula.

Posteriormente, el año 1960, ha publicado otro interesante estudio en el que, para el equilibrio hacia abajo, que es el que estamos considerando, determina la fórmula final:

$$K = \frac{S_f}{S_s - S_f} \frac{K_{\text{down}}}{\frac{16\pi}{3}} \frac{H}{(\operatorname{tg} \varphi \cos \alpha - \operatorname{sen} \alpha)},$$

que pasada a nuestras notaciones y tenida cuenta de que $\operatorname{tg} \varphi$ es una constante para cada forma de cantos o elementos, similar a $f = \operatorname{tg} \alpha_n$, adopta la forma:

$$P = \frac{N_a \gamma_l A^3 d}{(f \cos \alpha - \operatorname{sen} \alpha)^3 (d-1)^3} = \frac{N A^3 d}{(f \cos \alpha - \operatorname{sen} \alpha)^3 (d-1)^3},$$

con el satisfactorio resultado de confirmar, una vez más, nuestra fórmula.

El problema que ya se planteó y se trató de resolver, con carácter provisional y todo género de reservas debido a la falta de datos experimentales, en la citada publicación de 1938, era determinar los coeficientes correspondientes a cada una de las formas de los elementos, naturales o artificiales con que se constituyen los mantos protectores del dique, y comprobar su constancia o grado de variabilidad.

Como ya se ha indicado, se admitió entonces que, por semejanza de las escolleras con los áridos pétreos gruesos, su talud natural se aproximaría a los 45° , por lo que $f \approx \operatorname{tg} 45^\circ = 1$.

Esta simplificación ha sido admitida por numerosos investigadores que, posteriormente a la publicación de la fórmula, se han ocupado del tema. Merece especial atención por ser la única investigación que propone modificar nuestra fórmula, y por la amplia y extensa experimentación realizada en la que se determina la altura de ola por el procedimiento que juzgamos más aceptable (véase Capítulo III), la efectuada desde 1942, en el Waterways Experiment Station de Vicksburg, y cuyos principales resultados han sido publicados en sus documentos número 2-365 de junio de 1953, número 2-2 de julio de 1958 y número 2-453 de septiembre de 1961.

El sumario del primero de estos documentos termina diciendo:

“El resultado más importante de la investigación concierne a la utilización de la fórmula de Iribarren para el proyecto de los diques rompeolas de escollera. Se ha deducido que el coeficiente de la fórmula de Iribarren varía apreciablemente con el talud de la cara del lado del mar. La fórmula de Iribarren es suficientemente segura para el proyecto de los rompeolas de escollera si se usa con coeficientes tales como los obtenidos en los ensayos en modelo.”

En el segundo de los citados documentos, o sea, el número 2-2 de julio de 1958, y después de deducir teóricamente y en forma similar a la de nuestro estudio de 1938 parte de la fórmula, el autor llega a determinar, experimentalmente y sin deducción teórica alguna, la función de α , con lo que la fórmula resulta ser:

$$W_r = \frac{\gamma_r H^3}{K_D (S_r - 1)^3 \cot \alpha} = \frac{\gamma_f}{K_D} \frac{H^3 S_r}{(S_r - 1)^3 \cot \alpha} \quad [2]$$

que pasada a nuestras notaciones es:

$$P = \frac{N_a \gamma_l A^3 d}{(d - 1)^3 \cot \alpha} = \frac{N A^3 d}{(d - 1)^3 \cot \alpha}; \quad [3]$$

o sea, la [I] con la sola modificación de sustituir en ella la función $(f \cos \alpha - \operatorname{sen} \alpha)^3$ por $\cot \alpha$.

En el tercero de los documentos citados, o sea, en el 2-453 de septiembre de 1961, se determinan experimentalmente los coeficientes K , o sea, los K_D correspondientes a la iniciación de la avería, o iniciación de rotura, para los diques no rebasables por la ola, y referentes a diversas formas de escolleras naturales o artificiales.

Después de lo expuesto claramente se deduce que la cuestión a dilucidar es cuál de las dos fórmulas resulta más aceptable, la nuestra y primera [1] de 1938 o la parcialmente modificada por el Waterways Experiment Station [2] en su publicación de 1953 para escolleras naturales y generalizada en 1961 para otras formas de escolleras.

En primer lugar, procede hacer notar que nuestra fórmula original impone la condición de que el ángulo α_n del talud natural sea el límite superior de los ángulos α con que se pueden construir los diques, de escolleras naturales o artificiales, puesto que para $\alpha = \alpha_n$ y siendo $f = \operatorname{tg} \alpha_n$, se obtiene $f \cos \alpha_n - \operatorname{sen} \alpha_n = 0$, o sea el peso de los cantos $P = \infty$.

Este resultado, que indica fehacientemente la imposibilidad de construir el dique, es perfectamente lógico, pues el talud natural es el de equilibrio estricto de sus cantos, que no pueden resistir empuje alguno sin desplazarse.

En cambio, en la fórmula modificada para el ángulo $\alpha = \alpha_n$ del talud natural e incluso para ángulos mayores, con los cuales los cantos no pueden estar en equilibrio, se obtienen valores positivos y determinados para el peso de los cantos P , con los cuales sería imposible la construcción del dique.

Esto unido a la convicción de que la deducción totalmente teórica de nuestra fórmula, sin excluir la función de α , es correcta, dentro del grado de aproximación a que se puede aspirar en estos complejos temas técnicos, nos incitó a efectuar nuevos estudios que han sido contrastados por los resultados experimentales obtenidos en el canal y en el tanque de ensayos del Laboratorio de Puertos del Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas, en Madrid.

En primer lugar, tratamos de determinar los coeficientes de rozamiento f correspondientes a diversas formas de elementos, comenzando por las escolleras naturales de rugosidad y formas medias, los bloques artificiales paralelepípedicos de dos dimensiones iguales y la tercera vez y media mayor, y los tetrápodos.

Después de numerosos tanteos y estudios y siendo así que la parte activa, o resistente, del talud, afectada intensamente por la ola, figuras 7.^a y 8.^a, es limitada, tanto sobre como bajo el nivel de equilibrio del líquido, zona que denomina-

mos "talud activo o resistente", se llegó a pensar que, si bien los taludes de los áridos pétreos gruesos, constituidos por gran número creciente de cantos, pudieran tender hacia un límite determinado (en los áridos pétreos naturales $\lim. f \approx 1$), es lógico que al disminuir la longitud del talud; o mejor dicho del talud activo, aumente el ángulo del talud natural, por disminuir el número de cantos o elementos que a través de la trabazón del árido, insisten sobre cada uno de los de la capa superficial, en equilibrio estricto en el talud natural $\alpha = \alpha_n$.

Para aclarar esta básica cuestión se ideó y construyó el año 1957 un sencillo aparato que hemos denominado Taludómetro (véase Capítulo II), y con el cual se han podido dibujar las curvas de la figura 4.^a que nos determinan, para cada una de las tres formas consideradas, escolleras naturales medias, bloques paralelepípedicos y tetrápodos, los coeficientes de rozamiento $f = \operatorname{tg} \alpha_n$ en función del número de cantos del talud o , más concretamente, en función del número de lados del cubo equivalente $\sqrt[3]{\frac{P}{d}}$, siendo P el peso en toneladas (*).

El fundamental resultado obtenido es que, efectivamente, f es función del número de cantos y que ni tan siquiera para el talud activo de las escolleras naturales se aproxima a $f_c = 1$, sino que como la experiencia efectuada comprueba (véanse Capítulos II y III) y especialmente las curvas de las figuras 4, 10, 11 y 12 es $f_c = 2,58$, siendo aún mayores los correspondientes a los bloques $f_b = 2,84$ y a los tetrápodos $f_t = 3,47$.

Aparte de su correlación con las curvas del Taludómetro (véase Capítulo II), estos nuevos valores de f son la causa principal de que la simplificación admitida anteriormente $f > 1$ no fuese aceptable, ni aún para las escolleras naturales, y que, como consecuencia de lo cual, el único coeficiente N que quedaba en la fórmula así indebidamente simplificada, resultase variable.

Junto con estos nuevos y más precisos coeficientes de rozamiento se han obtenido y comprobado, mediante la amplia experimentación efectuada (véanse Capítulo III y dichas figuras 10, 11 y 12) los coeficientes de arrastre referentes a la rotura total 100 por 100 de los cantos, de la primera capa del talud activo, $N_{c\ 100\%} = 0,105$, $N_{b\ 100\%} = 0,105$ y $N_{t\ 100\%} = 0,157$, correspondientes correlativamente a las escolleras naturales medias, a los bloques paralelepípedicos ensayados y a los tetrápodos. Por resultar todos ellos, tanto las f como las N constantes, queda fehacientemente comprobado que la fórmula más aceptable para el cálculo de los diques de escollera es la general y no simplificada del año 1938, o sea:

$$P = \frac{N A^3 d}{(f \cos \alpha - \operatorname{sen} \alpha)^2 (d - 1)^2} = \frac{N_a \gamma_l A^3 d}{(f \cos \alpha - \operatorname{sen} \alpha)^2 (d - 1)^2}$$

sin modificación alguna.

Además y especialmente en los taludes rígidos ($\cot \alpha \approx 1$), los puntos experimentales se elevan más que las curvas del WES y prácticamente coinciden con las nuestras, que lógicamente tienen su asíntota vertical para $\alpha = \alpha_n$. Por el otro extremo, o sea, para taludes suaves y como veremos más adelante al ocuparnos del equilibrio hacia arriba, tampoco resultan aceptables las curvas del WES.

Nuestra fórmula es de aplicación general para cualquier forma de los elementos con los que se constituyan los mantos protectores de los diques de escolleras, basando para ello determinar los coeficientes f y N para cada una de dichas formas, mediante los ensayos correspondientes.

(*) En la Naturaleza emplazamos el sistema m. T. s., y en los modelos el c. g. s.

No es necesario aclarar que ni teóricamente es posible construir diques con talud más rígido que el correspondiente, en la figura 4.^a, al número de elementos comprendidos en su longitud total.

De la experimentación efectuada (véase Capítulo III y en especial la figura 9.^a) también se deduce que en la zona de inseguridad que abarca desde las $N_{100\%}$ de rotura total del talud activo a las $N_{0\%}$ correspondientes a la iniciación de rotura, la relación $\frac{h_{100\%}}{h_{0\%}} = \sqrt[3]{\frac{N_{0\%}}{N_{100\%}}}$ resulta ser aproximada, para las tres formas estudiadas, a 1,6, que lógicamente se adopta, a su vez, como coeficiente de seguridad, representado en altura de ola para dicha rotura total, o sea, $1,6^3 \approx 4$ en peso de cantos, con lo que las obras se calculan mediante las curvas correspondientes a las $h_{0\%}$ ó $N_{0\%} = N$, o sea, en la estricta iniciación de rotura, con coeficiente de seguridad 1 respecto a esta iniciación, y sin admitir daños apreciables originados por la ola de cálculo A.

No es necesario aclarar que en dicho coeficiente de seguridad 1,6, referido a la altura de ola, no solamente están comprendidas las variaciones o aumentos posibles de ésta, sino también la dispersión de los ensayos, los inevitables defectos de construcción de los diques cuyos taludes, espesores de capas y forma general no es posible adaptar exactamente al proyecto, especialmente en las difíciles condiciones de ejecución de estas obras marítimas, y otras deficiencias imprevisibles.

Respecto a la figura 9.^a y en relación con las 7.^a y 8.^a, procede aclarar que el volumen aparente, por unidad de ancho, de la avería propagada se aproxima a la mitad del de la avería principal, por lo que el volumen aparente de la avería total, ó 100 por 100 de la primera capa del talud activo, es $V_{at} \approx 1,5 \times 6l \times l = 9l^2$

Otra interesante consecuencia de la experimentación y estudios efectuados es la comprobación de que, de acuerdo con la fórmula (Capítulo III, figuras 13, 14 y 15), los efectos de las olas sobre los diques, son sólo prácticamente función de la altura $A = 2h$ y apenas son sensibles los efectos de las demás características, tales como el período $2T$, longitud $2L$, peralte, profundidad relativa del fondo $\frac{H}{L}$, etc., en el amplio campo de aplicación de la fórmula.

Para determinar experimentalmente las condiciones límites en que se produce la franca rotura de la ola por la acción del talud, se ha comprobado (Capítulo III, figuras 13, 14 y 15), que también es aceptable la forma de nuestra fórmula del talud límite entre rotura y reflexión medias de las olas, $i = \operatorname{tg} \alpha = \frac{4}{T} \sqrt{\frac{h}{g}}$, que, tenida cuenta de que $T = \sqrt{\frac{\pi}{g}} L_0$, inmediatamente se transforma en:

$$i = \operatorname{tg} \alpha = \frac{4}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{h}{L_0}} = 2,26 \sqrt{\frac{h}{L_0}}$$

Esta fórmula, después de su utilización docente en la Escuela de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, de Madrid, durante varios cursos anteriores, se expuso en nuestra ponencia al Congreso de Navegación de Lisboa del año 1949, y fué confirmada por la publicación en la REVISTA DE OBRAS PÚBLICAS, de febrero del siguiente año.

Posteriormente, los estudios de Miche en los *Annales des Ponts et Chaussées*, de mayo y junio de 1951, y los publicados por Hunt Jr. en los *Proceedings del ASCE*, de septiembre de 1951, también confirmaron la fórmula y su coeficiente 2,26 para dichas condiciones medias entre rotura y reflexión, sobre taludes lisos e impermeables.

La fórmula tiene, en definitiva, la forma $i = \operatorname{tag} \alpha = n \sqrt{\frac{h}{L_0}}$, en la que n es un coeficiente adimensional que esencialmente depende del mayor o menor grado de rotura que se origina en la ola por la acción del talud, así como de la naturaleza y constitución de la superficie de este talud.

Es curioso señalar que esta fórmula indica que la pendiente $\operatorname{tg} \alpha$ del dique es simplemente proporcional, para cada valor determinado de n , a la raíz cuadrada del peralte relativo $\sqrt{\frac{h}{L_0}}$ (°).

En el presente estudio interesa determinar el límite superior del talud, no el intermedio, a partir del cual la ola ya no rompe francamente sobre las escolleras. Lógicamente el valor del coeficiente n ha de ser, en estas condiciones tan distintas y extremas, mucho mayor que el 2,26 determinado para taludes lisos y en las condiciones medias entre la rotura y la reflexión.

En el Capítulo III, figuras 13, 14 y 15 se determina, a base de la experimentación efectuada, que el valor del coeficiente n se eleva así a 4,5 para dicho límite de franca rotura de las olas. También se deduce en dicho Capítulo III que el campo de aplicación de la fórmula se extiende prácticamente a la generalidad de los diques de abrigo de escolleras.

La experimentación efectuada referente a la rotura de ola por el fondo, en el lugar de emplazamiento del dique y antes de su colocación, también confirma la aplicación de la fórmula incluso en este caso extremo. (Véase Capítulo III y la situación de los puntos correspondientes en las figuras 10 a 15.)

Con todo lo expuesto queda determinado el sencillo procedimiento para calcular el peso de los cantos naturales, bloques o tretápodos, de los mantos protectores de los diques de escollera:

$$P = \frac{N}{(f \cos \alpha - \operatorname{sen} \alpha)^3} \frac{d}{(d-1)^3} A^3;$$

pues denominando:

$$Q = \frac{N}{(f \cos \alpha - \operatorname{sen} \alpha)^3} \quad \text{y} \quad R = \frac{d}{(d-1)^3},$$

basta para obtener $P = Q \times R \times A^3$ multiplicar el valor de Q obtenido en la figura 16 por el de R de la figura 17 y por A^3 .

Conviene indicar que denominamos ola de cálculo $A = 2h$ a la altura de ola simple cuyos efectos destructores en el dique son similares a los de las complejas olas naturales del correspondiente temporal.

Estamos desarrollando los métodos estadísticos para la determinación de estas olas de cálculo que se publicarán en cuanto se ultimen, pudiéndose emplear, mientras

(°) En nuestros estudios anteriores referentes al oleaje hemos denominado unitarias a todas las características referidas a L y relativas las referidas a L_0 . Así como $\frac{h}{L}$ es el peralte unitario o simplemente el peralte, $\frac{h}{L_0}$ es el peralte relativo.

tanto, el método indicado en nuestra Tratado de Obras Marítimas, sustituyendo el aumento de altura de ola producido por la propia obra por un incremento del 15 por 100 en la altura de ola que aborda al dique, o bien mediante el empleo de otros métodos aceptables.

Mediante dichos métodos estadísticos se determinarán, para cada dirección de oleaje, las olas de cálculo $A_0 = 2h_0$ correspondientes a profundidades indefinidas $H \geq L_0$ y por la aplicación de nuestro método de los planos de oleaje que definen su propagación sobre la plataforma costera hasta la ubicación de la obra marítima que se vaya a proyectar, las alturas $A = 2h$ correspondientes a ésta.

Este fundamental método de los planos de oleaje, después de deducido, se aplicó por vez primera el año 1932 para el puerto de Motrico, y mucho después de su mejora y publicación, el año 1941 en la REVISTA DE OBRAS PÚBLICAS y en numerosas revistas extranjeras, ha aparecido, en ciertos países, solamente con algunas denominaciones y detalles cambiados y sin mencionar nuestros estudios.

Anteriormente a la fecha mencionada no existían métodos de cálculo para proyectar las obras marítimas. Sólo desde poco más de tres décadas se ha desarrollado realmente la moderna técnica marítima, a la mejora de la cual esperamos que también contribuyan los estudios efectuados en esta ponencia.

Mediante dichos métodos estadísticos, el de los planos de oleaje y la curva de estabilidad de la figura 9.ª se podrá determinar la importancia y el coste de reparación de las averías probables en función del tiempo.

Análogamente que en nuestro primitivo estudio del año 1938, con lo expuesto hasta aquí referente al equilibrio límite hacia abajo, bastaría para el cálculo de los diques de escolleras naturales o artificiales, y solamente para obtener algún detalle complementario vamos a ocuparnos del equilibrio hacia arriba.

En algunos casos excepcionales de taludes suaves, más hipotéticos que reales para los diques de escolleras, en los que los cantos estén en equilibrio estricto hacia arriba, se invierte el sentido del empuje del líquido, así como el del rozamiento estabilizador, lo que equivale al cambio de signo de la componente, según el talud, del peso del canto o del grupo de cantos considerados, y que constituyen el talud activo, lo que equivale simplemente a sustituir $\sin \alpha$ por $-\sin \alpha$, con lo que la fórmula resulta:

$$P = \frac{N' A^3 d}{(f \cos \alpha + \sin \alpha)^3 (d - 1)^3};$$

en la que $N' > N$, puesto que corresponde al choque directo de la ola rota sobre los cantos afectados y no al empuje originado en su posterior descenso por el talud, con las consiguientes filtraciones y pérdidas de energía.

Siguiendo el mismo procedimiento experimental que para el fundamental equilibrio hacia abajo, se determinan, mediante las curvas correspondientes de las figuras 10, 11 y 12, los coeficientes $N'_{r, 100\%} = 0,207$, $N'_{h, 100\%} = 0,224$ y $N'_{l, 100\%} = 0,425$, y con el coeficiente de seguridad adoptado, las curvas de aplicación correspondientes de la figura 16.

La consecuencia más interesante es que los puntos de cruce de cada una de estas curvas con las de las de equilibrio hacia abajo, determinan los límites inferiores de las pendientes de los mantos de defensa para el proyecto de los diques de escollera, que ya se indicaron, aproximadamente, en nuestro "Tratado de Obras Marítimas".

Estos límites resultan ser $\cot \alpha = 3,64$ para los de escolleras naturales, $\cot \alpha = 2,80$ para los de bloques y $\cot \alpha = 1,77$ para los de tetrápodos.

En la zona de equilibrio hacia arriba no procede proyectar los diques por ser sus curvas crecientes con $\cot \alpha$, por lo que, además de exigir mayor volumen de obra, requieren pesos de elementos, cantos, bloques o tetrápodos, mayores.

Se debe indicar que, por vencimiento del plazo para la presentación de las ponencias, no ha sido posible terminar toda la experimentación necesaria, que continuará después, y sus resultados, más afinados en algunos aspectos, se publicarán en cuanto sea posible.

Tampoco ha sido posible ultimar los estudios, ya muy avanzados, referentes a incidencias oblicuas del oleaje, a los morros y a los taludes sumergidos.

Antes de terminar se debe insistir en el hecho de que, aparte de lo expuesto en esta ponencia, la coincidencia de las curvas de las figuras 10, 11 y 12 con los puntos experimentales prueban el indudable grado de aproximación de la fórmula para el cálculo de los diques de escollera. Asimismo, la situación en las figuras 13, 14 y 15 de las curvas que limitan la aplicación de la fórmula, prueba que ésta es de aplicación para la generalidad de los diques de abrigo, de escollera.

Hay que recordar que, como se ha expuesto en anteriores estudios, no se pretende obtener en estos complejos temas marítimos utópicas soluciones exactas, sino aceptables aproximaciones prácticas, que se irán afinando a medida que la experimentación efectuada lo permita.

Procede hacer constar que en este trabajo han colaborado muy eficazmente el Doctor Ingeniero Subdirector del Laboratorio, D. Casto Nogales y Olano, y el Doctor Ingeniero D. Pedro Suárez Bores, así como el Licenciado en Ciencias D. Luis Tejedor Martínez, el Perito Industrial D. Vicente Sánchez Naverac y el resto del personal, que ha puesto el mayor celo y voluntad para poder efectuar este estudio.

CAPITULO II

Determinación del coeficiente de rozamiento. Taludómetro.

a) *Dispositivo de ensayo.*

Con la finalidad de determinar el coeficiente de rozamiento o ángulo del talud natural en función del número de elementos que constituyen el manto de los diques de escollera en condiciones semejantes a las de la realidad, se construyó un dispositivo de ensayo consistente en una caja basculante cuya forma, dimensiones y funcionamiento se pueden apreciar en la fotografía 1.ª y en las figuras 2.ª y 3.ª.

En este dispositivo, que denominamos "Taludómetro", se ensayaron algunas de las formas más frecuentes en las aplicaciones prácticas: escolleras naturales de esfericidad media, tal como generalmente se obtienen en las canteras, bloques artificiales paralelepípedicos con lados de relación 1 : 1 : 1,5 y tetrápodos.

Cada una de estas formas fué ensayada con cantos de distintos pesos, densidades y longitudes de talud.

b) *Descripción de los ensayos.*

Como es prácticamente imposible obtener cantos naturales o artificiales de exactamente el mismo peso, se fijaron criterios para la separación de los cantos que habían de emplearse en la experimentación.

Los cantos naturales de tamaño fácilmente manejable, de 12,5, 100 y 500 gra-

Fig. 1.^a — Taludómetro.

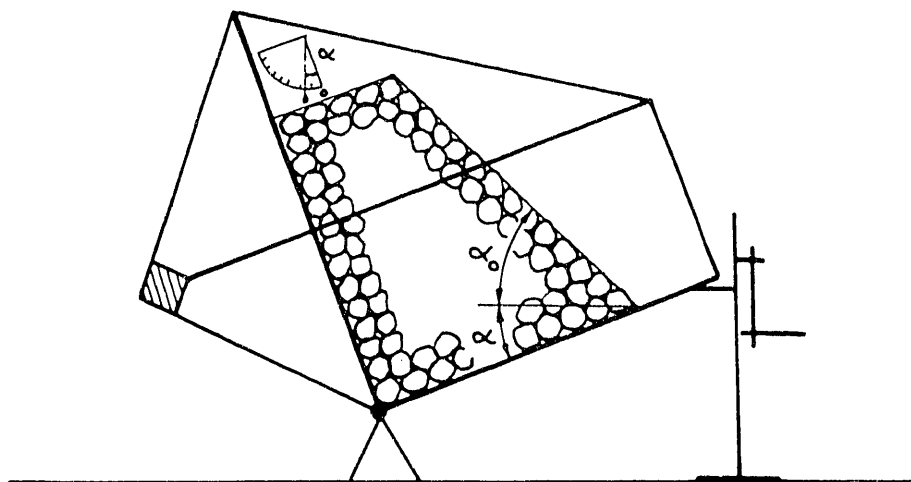
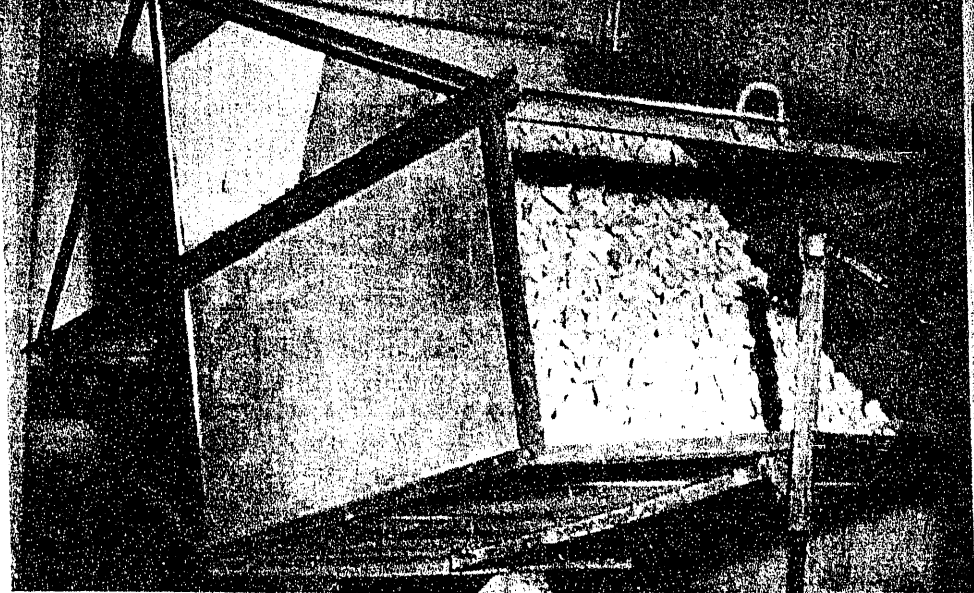


Fig. 2.^a — Taludómetro. Posición inicial del talud.

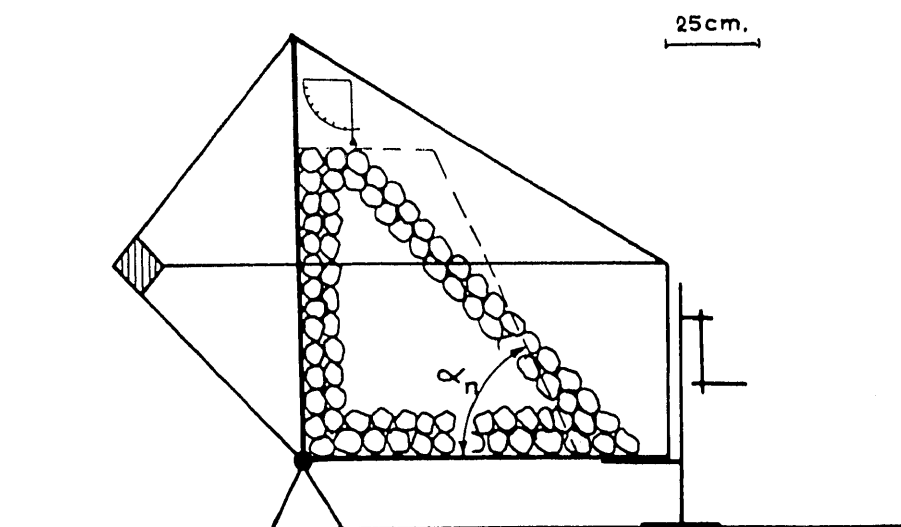


Fig. 3.^a — Taludómetro. Posición final. Rotura del talud.

mos, aproximadamente, fueron pesados uno a uno y desechados en el caso en que estuvieran fuera de los límites ($P \pm 0,1 P$). Los tamaños pequeños, tales como arenas gruesas y gravillas, cuya pesada individual resulta prácticamente imposible, fueron separados por tamizado.

Los cantos artificiales, bloques y tetrápodos se emplearon en la experimentación sin otro límite que el determinado por el molde y las condiciones de fabricación.

Los pesos medios de los cantos o granos empleados y sus límites de confianza al nivel de probabilidad 0,95, son:

<i>Escolleras naturales.</i>	<i>Peso medio.</i>
$P \pm 0,06 P$	496 gramos.
$P \pm 0,03 P$	102 »
$P \pm 0,05 P$	13,1 »
$P \pm 0,10 P$	0,181 »
$P \pm 0,09 P$	0,079 »
<i>Bloques paralelepípedicos:</i>	
$P \pm 0,09 P$	96 »
$P \pm 0,09 P$	12,5 »
<i>Tetrápodos:</i>	
$P \pm 0,06 P$	98 »
$P \pm 0,07 P$	12,3 »

De estos pesos medios y con los pesos específicos correspondientes a las escolleras naturales y arenas gruesas ($\gamma_n = 2,53 \text{ gr./cm.}^3$) y a las artificiales ($\gamma_a = 2,10 \text{ gramos/cm.}^3$) se dedujeron los lados de los cubos equivalentes mediante la expresión

$$l = \sqrt[3]{\frac{P}{\gamma}}$$

El número de cantos existente sobre el talud o, más concretamente, el de lados de cubos equivalentes, se determinó dividiendo la longitud de aquél sobre su línea de máxima pendiente por el lado del correspondiente cubo equivalente. En general se procuró que esta longitud fuese un múltiplo del referido lado.

Aunque los taludes son estructuras formadas por un conjunto de cantos sueltos, es evidente que un solo canto no constituye un talud, ya que en este caso deja de existir la interacción entre cantos que determina el comportamiento mecánico de este tipo de estructuras.

Por lo tanto, se ha considerado que para que las estructuras constituídas por cantos sueltos se comporten mecánicamente como un talud, es necesario que al menos exista sobre su línea de máxima pendiente un canto rodeado por otros que se hallen en idénticas condiciones que él.

La experimentación se extendió desde un mínimo de cinco hasta trescientos cantos en escollera natural y hasta más de cincuenta en bloques paralelepípedicos y tetrápodos.

Previamente a cada ensayo, correspondiente a determinado número de lados equivalentes a lo largo de su talud, se dedujo mediante tanteos el ángulo aproximado de rotura del modelo y la anchura necesaria de la coronación para que en ningún caso los desprendimientos llegasen a alcanzar la parte posterior del taludómetro, es decir, para que el prisma de rotura fuese completo.

En la posición inicial inclinada del Taludómetro (figura 2.^a) se construyó el modelo, teniendo cuenta de dicho ángulo aproximado, para que al producirse la rotura (figura 3.^a) la base y la coronación quedasen sensiblemente horizontales, o sea, en condiciones similares a las de la naturaleza.

Para la debida construcción del modelo mediante cantos arrojados, no colocados, es preciso que siempre los dos planos superficiales de aquél formen con la horizontal ángulos menores que el del talud de rotura correspondiente a gran número de cantos.

Para impedir que las vibraciones, tanto internas como externas, falseen los resultados haciendo disminuir sensiblemente el ángulo de rotura, la velocidad de giro del Taludómetro se fijó en un grado por minuto, con pausas de dos minutos en el caso de acusarse asientos en los cantos.

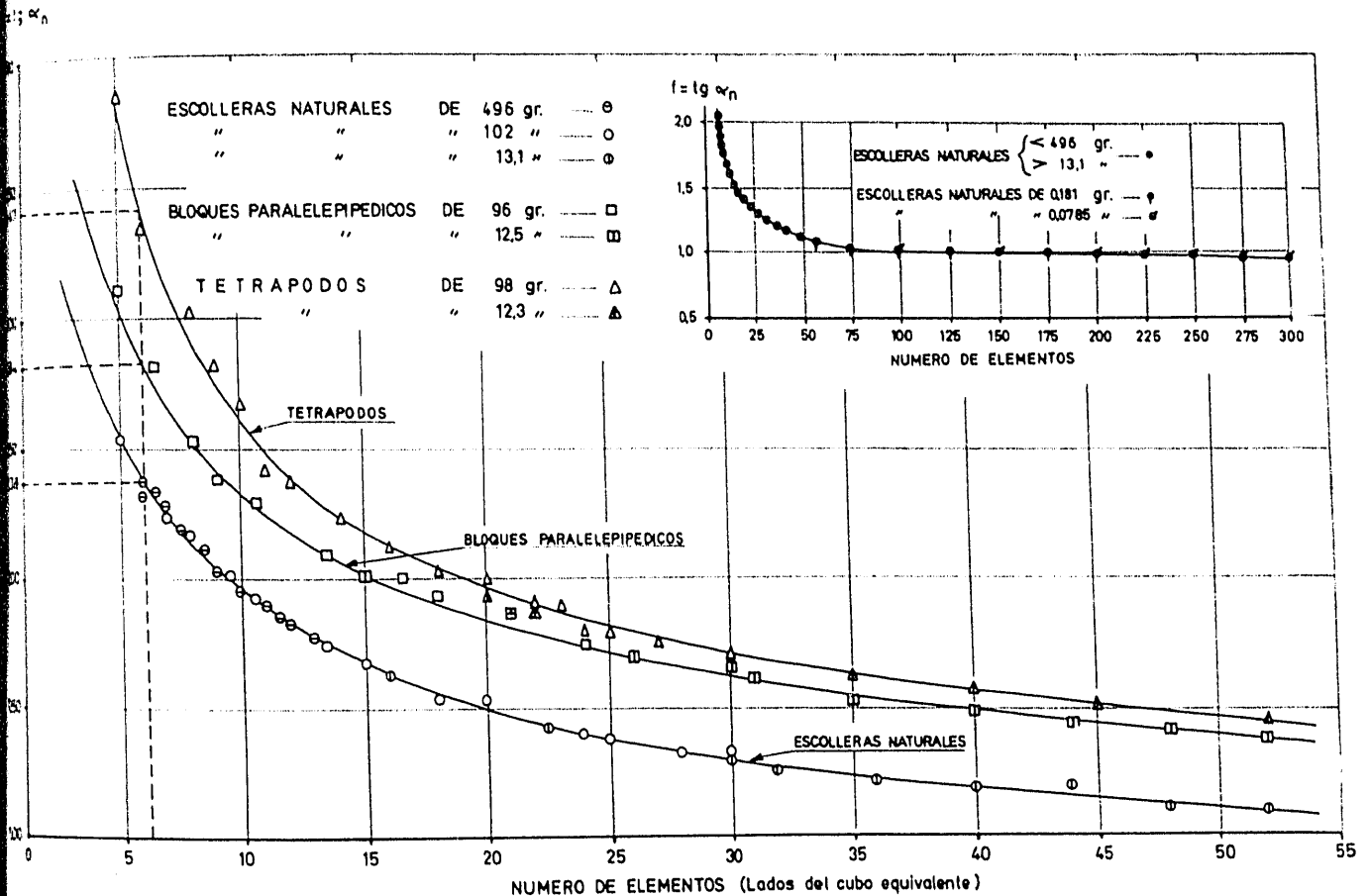


Fig. 4.^a — Taludómetro. Ensayos para la determinación del coeficiente de rozamiento.

Para evitar la influencia del contorno es necesario que las paredes laterales del Taludómetro sean lisas y que su anchura sea suficiente.

Los ensayos muestran que los taludes constituidos por diez o más cantos rompen en forma instantánea, con desprendimiento en masa de la totalidad de los cantos comprendidos en el prisma de rotura. La dispersión en este caso es prácticamente despreciable, ya que en general no pasó de un grado para los cuatro ensayos realizados en cada experiencia.

Sin embargo, cuando el número de cantos fué inferior a diez, la rotura no fué tan precisa. El ángulo de rotura adoptado en este caso fué el medio de los correspondientes a los diferentes desprendimientos, siempre que éstos afectasen a la mayor parte de la longitud del modelo. El número de ensayos efectuados para determinar la media en estos taludes fué, en general, del orden de ocho y la dispersión obtenida de unos tres grados, o sea, solamente de grado y medio en relación a dicha media.

c) *Resultados obtenidos.*

El resultado más interesante obtenido es la confirmación de que el coeficiente de rozamiento, para cada forma, es únicamente función del número de elementos, o de cubos equivalentes, del talud, como fehacientemente se ha comprobado en el amplio campo de experimentación de la figura 4."

Sólo para gran número creciente de cantos el talud de rotura se aproxima al que hasta ahora, exclusivamente y con criterio indebidamente restringido, se había denominado ángulo del talud natural.