

ESTABILIDAD SISMICA DE TALUDES ARENOSOS: METODO SIMPLIFICADO

Horacio MUSANTE*

RESUMEN

Se presenta un procedimiento para el cálculo de los desplazamientos inducidos por movimientos sísmicos en las laderas de taludes arenosos, basado en el concepto de Newmark y en resultados experimentales sobre la forma de la superficie de falla obtenidos en la Universidad de California en Berkeley. Las propiedades de resistencia al corte del suelo para los efectos del análisis se determinan a partir de resultados de ensayos triaxiales convencionales y de observaciones de cortes en terreno. Se presentan gráficos para la estimación directa del corrimiento del talud para un sismo de diseño dado y suponiendo una altura crítica de 1.3 m aproximadamente debida a cementación o cohesión aparente por capilaridad.

INTRODUCCION

El problema de la estabilidad de taludes arenosos para condiciones sísmicas ha recibido relativamente poca atención por los investigadores y casi no se han presentado en la literatura especializada soluciones simples para estimar

* Investigador del IDIEM

su comportamiento bajo la acción de terremotos.

El propósito del presente trabajo es proporcionar un método de análisis simplificado que permita obtener para fines prácticos algunas soluciones para casos de ocurrencia frecuente.

El análisis sísmico de la estabilidad de un talud arenoso no es un problema que pueda ser modelado en forma pseudoestática, mediante fuerzas horizontales provenientes de coeficientes sísmicos. Un análisis pseudoestático con la aceleración máxima de un sismo conduce a soluciones de taludes muy tendidos que la práctica ha demostrado, son muy conservadores. Por otra parte se puede realizar un cálculo con un coeficiente sísmico *razonable*, menor que el correspondiente a la máxima aceleración del sismo; esto implica aceptar fallas intermitentes cada vez que la aceleración sísmica sobrepase la correspondiente al coeficiente sísmico. Estas fallas intermitentes se traducen en una acumulación de corrimientos permanentes en el talud. El problema de la elección del coeficiente sísmico razonable es la incertidumbre sobre el valor de dichos corrimientos permanentes del talud, los cuales deben ser menores a ciertos valores admisibles previamente establecidos.

En el presente trabajo se utiliza el concepto de Newmark¹, modelando la zona de corrimientos del talud como un bloque rígido que desliza friccionando sobre un plano inclinado, que se mueve con la historia de aceleraciones del terremoto. Este método permite resolver el problema compatibilizando el concepto de coeficiente sísmico, suponiéndolo igual a la aceleración que inicia los corrimientos del talud (aceleración de fluencia) con la magnitud de dichos corrimientos, para un sismo preestablecido.

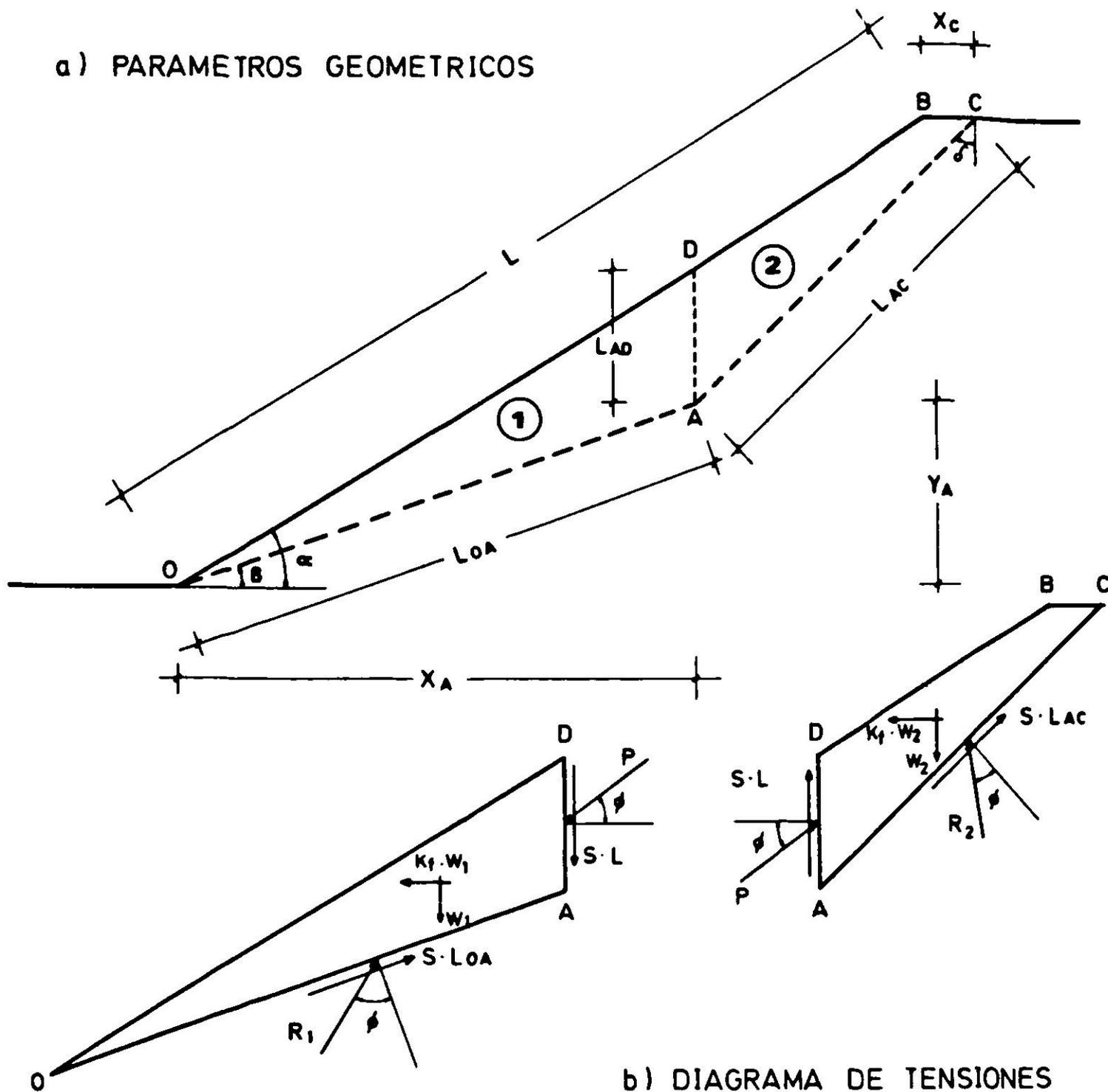
ANÁLISIS DEL CORRIMIENTO DE UN TALUD BAJO LA ACCIÓN DE UN SISMO

El corrimiento de la ladera de un talud se inicia cuando las fuerzas de inercia sísmicas que actúan sobre la parte deslizante sobrepasan las fuerzas resistentes generadas en la interfase entre dicha zona deslizante y el suelo o base por debajo de ella. Se puede determinar un coeficiente sísmico o aceleración de fluencia que inicia el corrimiento del talud, conocida la forma de la superficie de deslizamiento y las propiedades mecánicas del suelo. Experimentalmente se ha determinado que existe un umbral de aceleración horizontal que inicia el deslizamiento y que la parte deslizante tiene la forma de cuña^{2,3} de la Fig. 1.

Suponiendo que la aceleración sísmica actúa uniformemente en el talud antes de iniciarse la falla, se pueden plantear las ecuaciones de equilibrio siguientes:

$$\begin{aligned}
 P \operatorname{sen} \phi + S \cdot L_{AD} &= R_1 \cos(\phi - \beta) + S \cdot L_{OA} \cdot \operatorname{sen} \beta - W_1 & 1 \\
 P \operatorname{sen} \phi &= -R_2 \operatorname{sen}(\phi - \delta) - S \cdot L_{AC} \cdot \cos \delta + W_2 & 2 \\
 P \cos \phi &= R_1 \operatorname{sen}(\phi - \beta) + S \cdot L_{OA} \cdot \cos \beta - K_f \cdot W_1 & 3 \\
 P \cos \phi &= R_2 \cos(\phi + \delta) - S \cdot L_{AC} \cdot \operatorname{sen} \delta + K_f \cdot W_2 & 4
 \end{aligned}$$

a) PARAMETROS GEOMETRICOS



b) DIAGRAMA DE TENSIONES

Fig. 1 Forma y fuerzas que actúan en la cuña deslizante del talud.

Los términos de las ecuaciones (1) a (4) se indican en la Fig. 1.

De las ecuaciones (1) a (4) se pueden eliminar P , R_1 y R_2 con lo cual se obtiene la expresión siguiente para el coeficiente sísmico de fluencia K_f .

$$K_f = \frac{\{S[X_A - (2Y_A - Y_A T_A)F] + W_1 F\}(F + F_D) + (W_1 + W_2)F + W_1 F_D - W_2 F_D}{(W_1 + W_2)F + W_1 F_D - W_2 F_D} +$$

$$+ \frac{\{S[(Y_{AM} - Y_A)(T_D + F_D) + Y_A(F + F_D) - (X_A T_A - Y_A)F] - W_1 F - (W_1 + W_2)F_D\}(F - F_B)}{(W_1 + W_2)F + W_1 F_D - W_2 F_D}$$

Donde

$$F = \cot \phi$$

$$F_D = \cot (\phi + \delta)$$

$$F_B = \operatorname{tg} (\phi - \beta)$$

$$T_A = \operatorname{tg} \alpha$$

$$T_D = \operatorname{tg} \delta$$

$$\delta = \operatorname{artg} \left\{ (X_{AM} - X_A + X_C) / (Y_{AM} - Y_A) \right\}$$

$$\beta = \operatorname{artg} (Y_A / X_A)$$

$$X_{AM} = L \cos \delta$$

$$Y_{AM} = L \sin \delta$$

$$W_1 = \gamma/2 \left\{ (X_A / \cos \beta) \cos (\alpha - \beta) + (X_A \operatorname{tg} \alpha - Y_A) \operatorname{sen} \alpha \right\} (X_A \operatorname{tg} \alpha - Y_A) \cos \alpha$$

$$W_2 = \gamma/2 \left\{ (X_{AM} - X_A + X_C)^2 \cot \delta - (L - X_A / \cos \alpha)^2 \operatorname{sen} \alpha \cos \alpha \right\}$$

ϕ = Angulo de fricción interna del suelo

γ = Peso unitario natural del suelo

S = Cohesión por cementación o capilaridad

X_A, Y_A, X_C, L, α , se indican en la Fig. 1.

Mediante un procedimiento de aproximaciones sucesivas, variando las coordenadas X_A, Y_A y X_C , se puede obtener el valor mínimo de K_f y la superficie de deslizamiento correspondiente a dichas coordenadas. Este procedimiento de búsqueda del valor mínimo de K_f se puede efectuar mediante un sencillo programa de computación⁴.

Como se mencionó anteriormente, el corrimiento del talud se inicia cuando la aceleración del sismo excede a la de fluencia, desde ese instante la base del talud continuará moviéndose horizontalmente con la historia de aceleraciones del sismo, en cambio la cuña superior estará sometida a un movimiento uniformemente acelerado o retardado, igual a $K_f \cdot g$, debido a las fuerzas de roce en la superficie de falla. El movimiento relativo durará hasta que la velocidad relativa entre la cuña y la base se anule y se reanudará si se cumplen nuevamente las condiciones iniciales de deslizamiento.

La componente horizontal de la aceleración relativa entre la cuña y la base durante la situación de deslizamiento queda expresada por:

$$\ddot{\chi}_{rel} = \ddot{\chi}_b - K_f \cdot g$$

donde:

$\ddot{\chi}_b$ = aceleración sísmica de la base

g = aceleración de gravedad

Se puede expresar el corrimiento en la dirección de la superficie del talud en forma aproximada como:

$$s \approx \frac{\chi_{rel}}{\cos \alpha}$$

Por lo tanto la aceleración relativa en la dirección del talud queda expresada como:

$$\ddot{s} \approx -\frac{1}{\cos\alpha} \left| \ddot{x}_b - K_f \cdot g \right| \quad 6$$

La integración doble de esta ecuación para todo el tiempo de duración del sismo en que la velocidad relativa es positiva permite obtener el corrimiento del talud en función del tiempo, Fig. 2. Se puede implementar un programa de computación⁵ que integre doblemente paso a paso la ecuación (6) en el cual se incluyen disminuciones de K_f en función del corrimiento acumulado, por consideraciones de disminución del ángulo de fricción interna y de la cohesión.

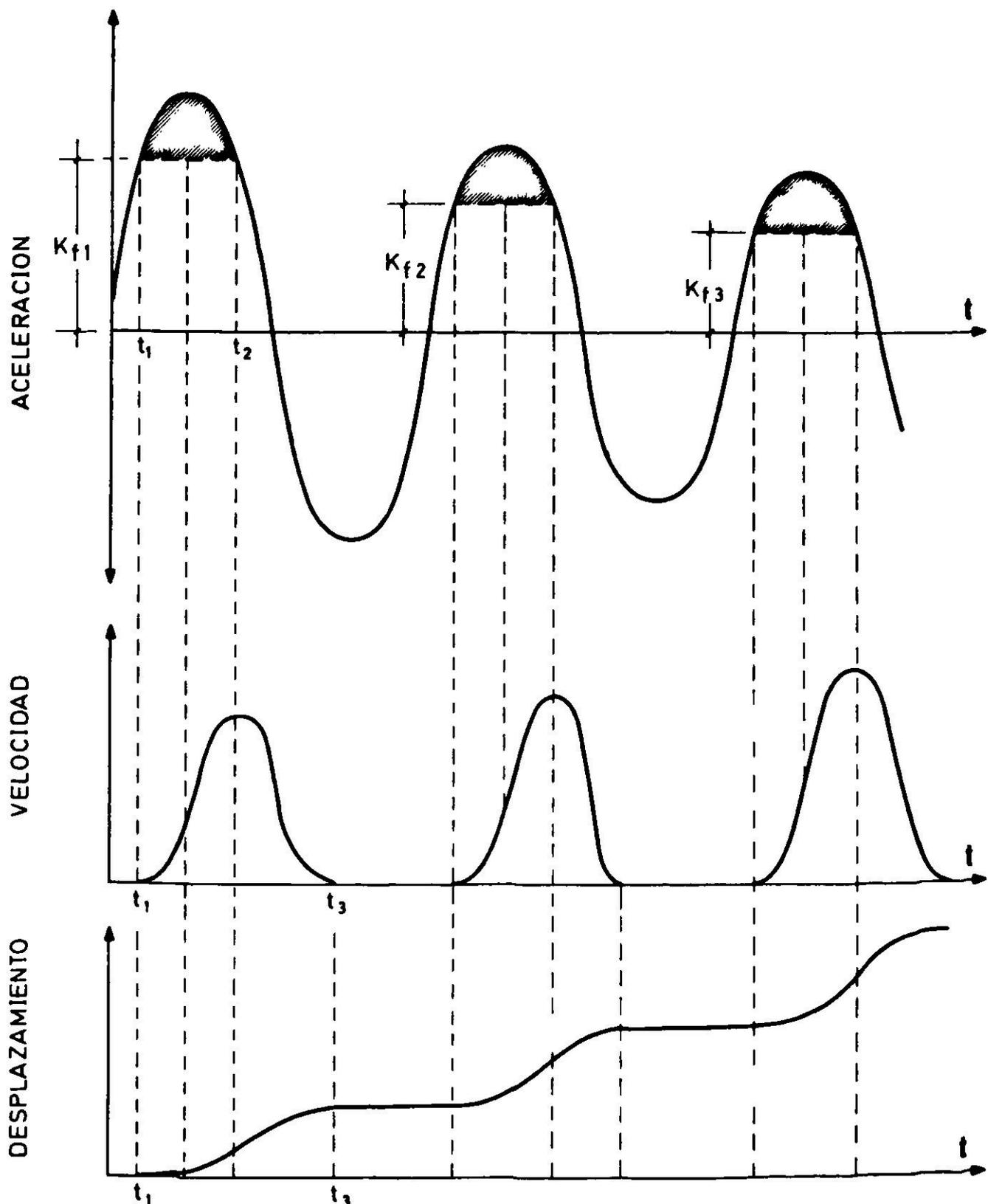


Fig. 2. Integración de la ecuación de aceleraciones relativas³.

DETERMINACION DE LAS PROPIEDADES DE RESISTENCIA AL CORTE DEL SUELO

Las propiedades de resistencia al corte de un suelo arenoso están representadas por la cohesión debida a cementación o tensión capilar y por el ángulo de fricción interna del suelo. Para los efectos del análisis de la estabilidad del talud, el valor de la cohesión* puede ser estimado de la altura máxima ($H_{crit.}$) de un corte vertical del suelo en condiciones bidimensionales.

$$S = \frac{1}{2.5} H_{crit.} \cdot \gamma \cdot \text{tg} (45 - \phi/2) \quad 7$$

El valor de la cohesión S se supone que disminuye linealmente con el corrimiento s de modo que se anula^{4,6} para $s \geq 1.0$ cm.

El ángulo de fricción interna se puede evaluar de ensayos triaxiales convencionales para la condición residual o a grandes deformaciones (ϕ_{vc}).

El uso del valor residual se justifica debido a la gran probabilidad de ocurrencia de deslizamientos durante sismos anteriores y a que la zona de falla está por lo tanto en la condición residual. Además, la estabilidad de un talud es generalmente un problema de deformaciones planas y por lo tanto el valor del ángulo de fricción interna a utilizar en este caso corresponde al residual para deformaciones planas ($\phi_{vc dp}$). Se puede determinar el ángulo de fricción interna para deformaciones planas mediante la expresión (8), basada en los estudios de Lade y Duncan⁷.

$$\phi_{vc dp}^{(0)} = -0.8 + 1.2 \phi_{vc}^{(0)} \quad 8$$

para $\phi_{vc} < 35^{(0)}$

EL METODO SIMPLIFICADO

El método simplificado está basado en los resultados obtenidos con el procedimiento de análisis anteriormente expuesto y limitado por las dos hipótesis siguientes:

Suelo arenoso con una cohesión de 0.45 t/m^2 , lo cual equivale aproximadamente a una altura crítica de talud de 1.3 m según la expresión (7).

* Para la determinación de alturas críticas existen varias fórmulas en uso, la propuesta ha dado una excelente correlación entre los valores estimados de taludes verticales en terreno (arena fina) y los valores determinados en probetas triaxiales parcialmente saturadas.

Terremoto de diseño representado por el acelerograma artificial de la Fig. 3, con el cual se obtuvo una buena predicción de los corrimientos observados en las laderas de los taludes de las dunas del balneario de Reñaca con ocasión del sismo de Julio de 1974^{4,5}, cuyos efectos se aprecian en la fotografía de la Fig. 4.

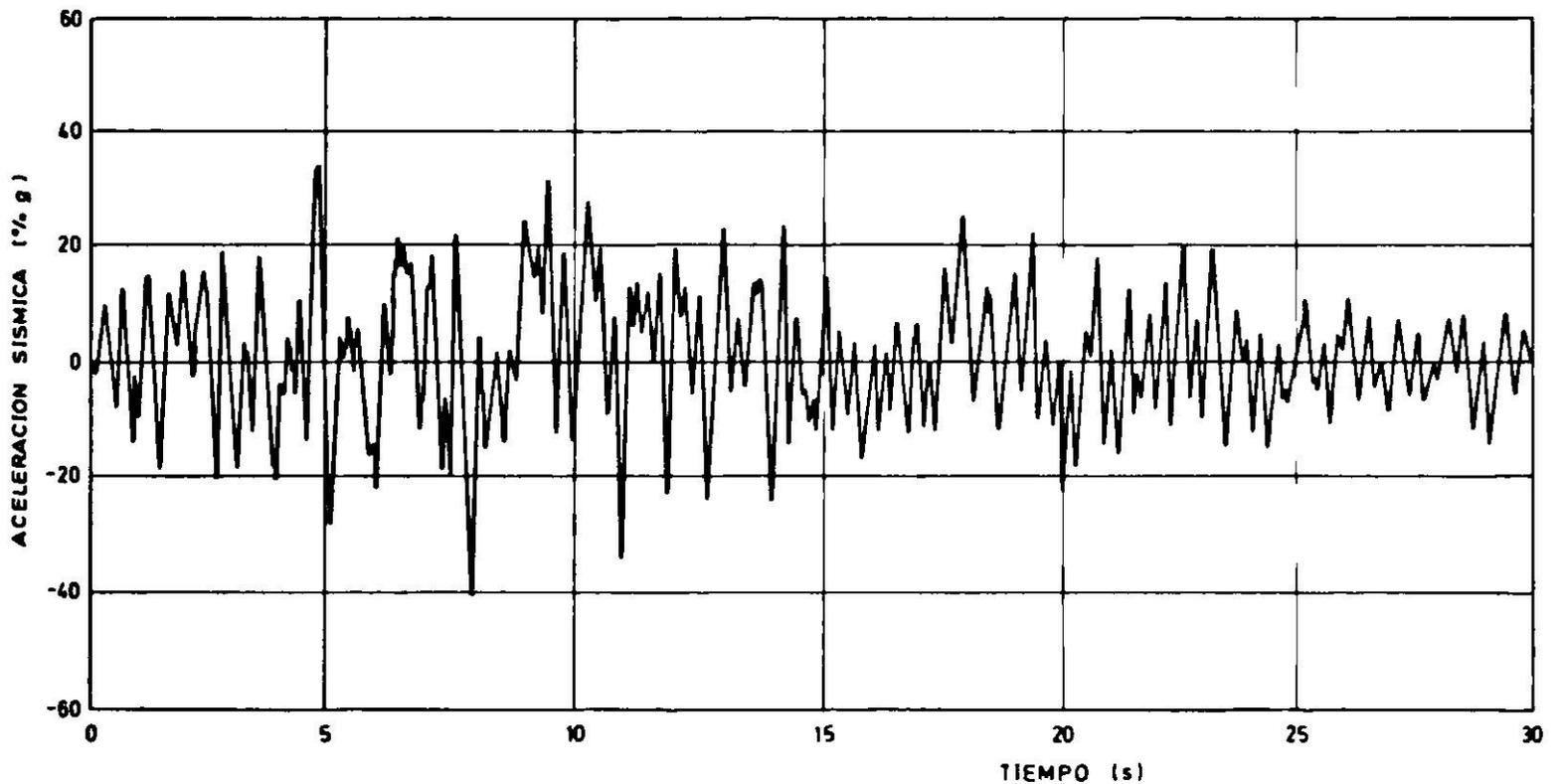


Fig. 3. Terremoto artificial de diseño



Fig. 4. Corrimiento de taludes de dunas en Reñaca, sismo de Julio de 1971.

Exceptuando estas dos limitaciones, el método aproximado puede ser utilizado en cualquier caso de talud de arena media a fina para estimar la potencialidad de ocurrencia de deslizamiento y está basado en la información presentada en la Tabla I.

TABLA I

RESULTADOS DE LOS ANALISIS DE CORRIMIENTOS DE TALUDES PARA EL SISMO DE LA FIG. 3 Y SUELO CON COHESION $S = 0.45 \text{ t/m}^2$

| Angulo de fricción interna ϕ_{vcdp} | Pendiente del talud, $\alpha(0)$ | Longitud del talud, $L, (m)$ | Coefficiente sísmico de fluencia, K_f | Corrimiento del talud, (cm) |
|---|-------------------------------------|---------------------------------|--|--------------------------------|
| 40 | 30 | 102 | 0.245 | 3.57 |
| 40 | 30 | 80 | 0.260 | 1.70 |
| 40 | 30 | 60 | 0.264 | 1.47 |
| 40 | 30 | 50 | 0.284 | 0.63 |
| 40 | 30 | 20 | 0.362 | 0.00 |
| 40 | 25 | 102 | 0.341 | 0.02 |
| 40 | 25 | 80 | 0.358 | 0.00 |
| 35 | 30 | 102 | 0.151 | 97.03 |
| 35 | 30 | 90 | 0.155 | 90.40 |
| 35 | 30 | 80 | 0.160 | 83.65 |
| 35 | 30 | 70 | 0.165 | 77.28 |
| 35 | 30 | 60 | 0.175 | 62.67 |
| 35 | 30 | 50 | 0.190 | 43.13 |
| 35 | 30 | 40 | 0.200 | 36.20 |
| 35 | 30 | 30 | 0.230 | 14.50 |
| 35 | 30 | 20 | 0.275 | 1.33 |
| 35 | 30 | 10 | 0.349 | 0.003 |
| 35 | 25 | 102 | 0.244 | 3.47 |
| 35 | 25 | 80 | 0.260 | 1.54 |
| 35 | 25 | 60 | 0.274 | 0.86 |
| 35 | 25 | 50 | 0.284 | 0.61 |
| 35 | 25 | 20 | 0.390 | 0.00 |
| 37.5 | 30 | 102 | 0.199 | 17.99 |
| 37.5 | 30 | 80 | 0.215 | 11.40 |
| 37.5 | 30 | 60 | 0.230 | 8.10 |
| 37.5 | 30 | 40 | 0.245 | 6.12 |

Con los valores de la Tabla I se ha construido el gráfico de la Fig. 5, en la cual se observa que una línea recta representa bien a los puntos dibujados para un rango de corrimientos comprendidos entre 0.05 y 30.0 cm. Dicha relación puede ser expresada por la ecuación,

$$K_f = 0.272 - 0.044 \log s; \text{ si } s \text{ en cm.}$$

Esta ecuación establece que si se define el nivel de desplazamientos admisibles del talud queda determinado el coeficiente sísmico de fluencia. Un estudio estadístico⁵ efectuado con varios sismos artificiales paraméricamente idénticos indica que la relación de la ecuación (9) es adecuada para el valor medio del corrimiento, pero son posibles para el mismo valor de K_f corrimientos hasta doblemente mayores.

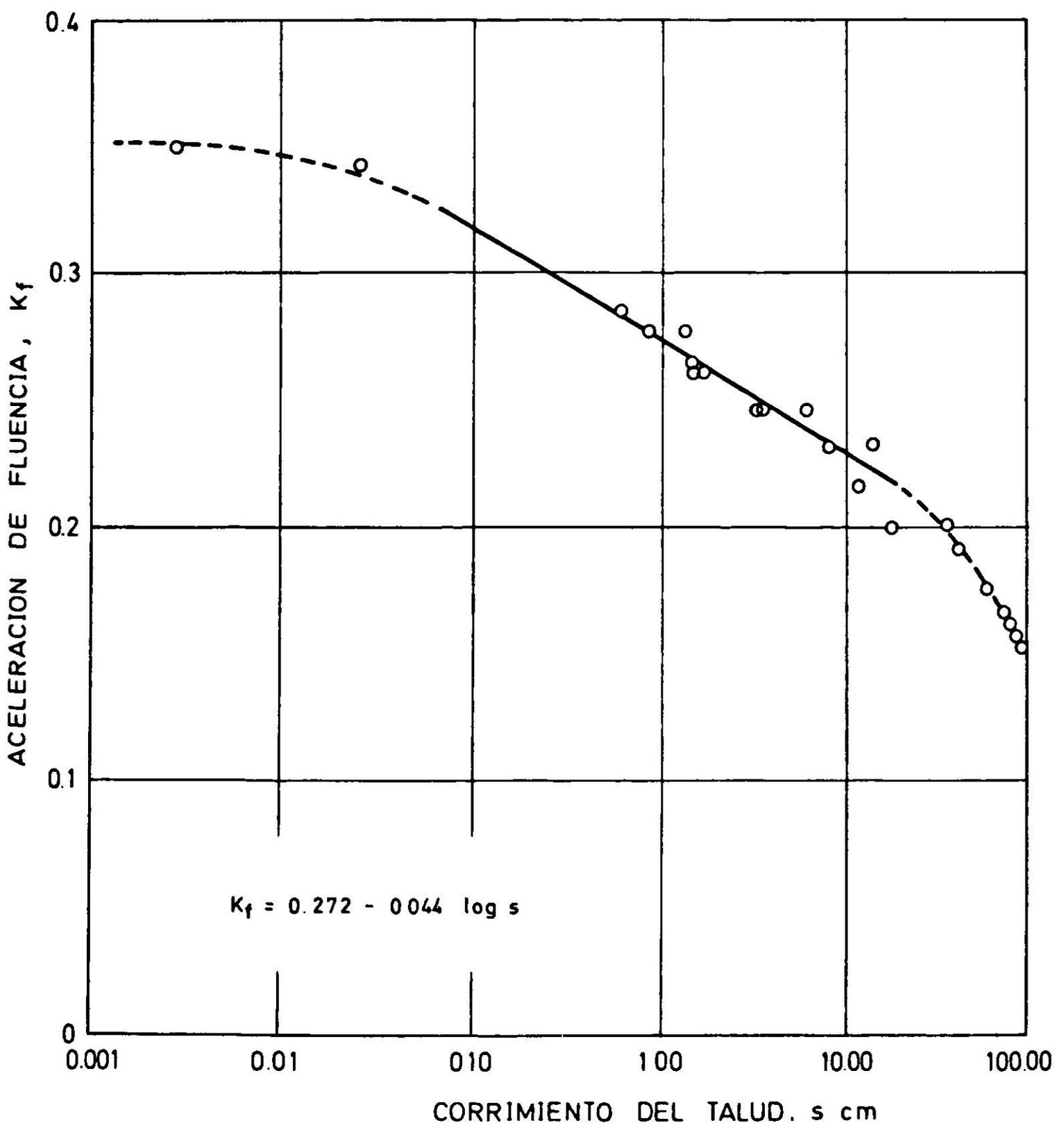


Fig. 5. Gráfico de los valores presentados en la Tabla I.

Con los valores presentados en la Tabla I también se han dibujado los gráficos de las Figs. 6a, b y c para pendientes de talud de 25° , 30° y 35° respectivamente, en los cuales se observa una relación prácticamente lineal entre K_f y $\phi_{vc dp}$ para una longitud de talud constante. Finalmente aprovechando

los gráficos de las Figs. 6a, b y c se han construido las Figs. 7a, b y c que permiten calcular directamente la relación ϕ_{vcdp} , α y L para corrimientos del talud de 0.1, 1.0 y 10 cm respectivamente.

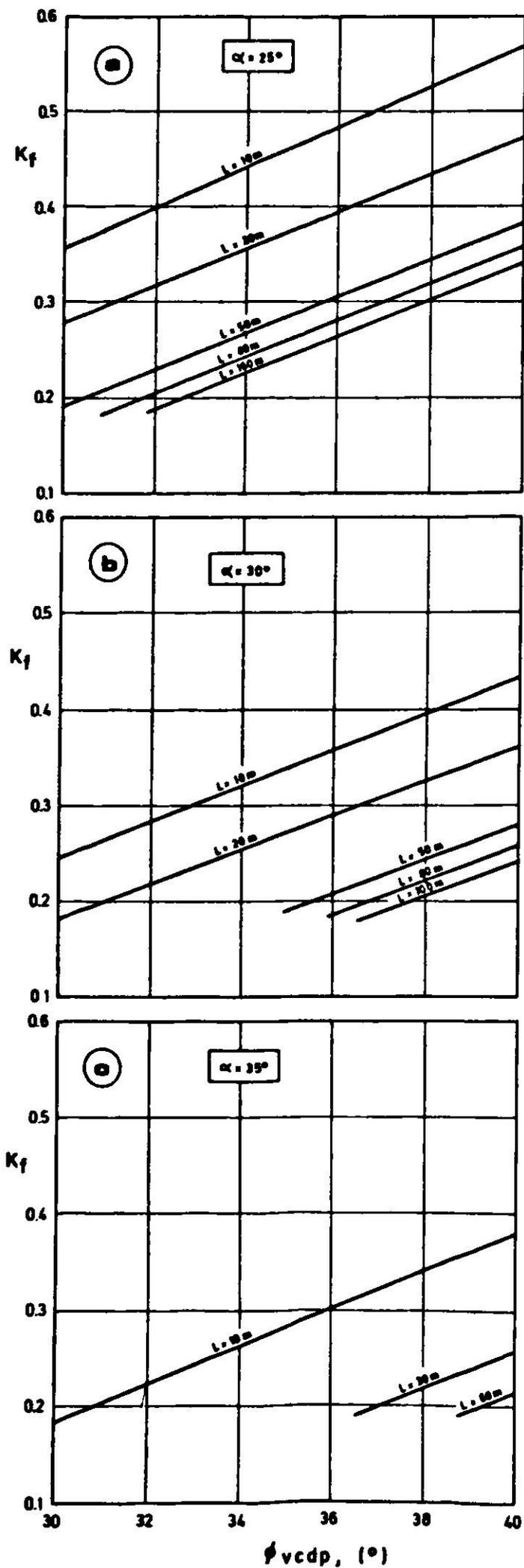


Fig. 6. Relaciones entre ϕ_{vcdp} , K_f y L para pendientes de talud de 25° , 30° y 35° .

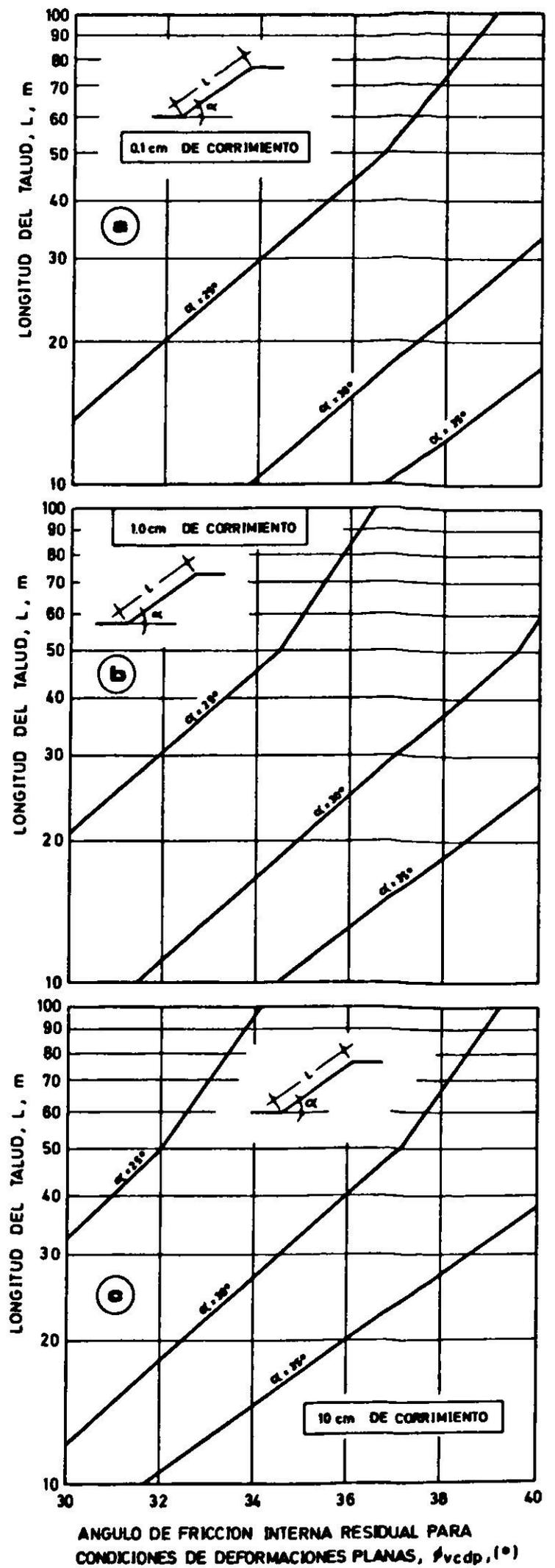


Fig. 7. Relaciones entre ϕ_{vcdp} , K_f y L para un corrimiento del talud de 0.1 cm, 1.0 cm y 10 cm.

COMENTARIOS SOBRE EL USO DEL METODO SIMPLIFICADO

Es importante tener en cuenta que la hipótesis de la existencia de una cohesión de 0.45 t/m^2 puede en algunos casos cumplirse para la masa de suelo en general del talud, exceptuando una banda de suelo muy superficial. Generalmente este fenómeno se debe al secamiento de la superficie del suelo del talud lo cual hace disminuir notablemente o anular la cohesión aparente debida a la acción capilar del agua intersticial. Una de las soluciones comúnmente adoptada es colocar plantas cuyas raíces retengan el suelo, como la doca u otras similares.

Con respecto a los corrimientos medios admisibles, se sugiere utilizar un valor de 1.0 cm para taludes donde no se emplacen estructuras y se quiera que mantengan un perfil topográfico estable y de 0.1 cm para taludes donde se proyecten construir edificios. Estos valores podrían ser aumentados a medida que la información experimental lo permita.

BIBLIOGRAFIA

1. NEWMARK, N.M. Effects of earthquakes on dams and embankments, *Geotechnique*, vol. XV, n° 2, junio 1965.
2. SEED, H.B. y GOODMAN, R.E. Earthquake stability of slopes of cohesionless soil, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, vol. 90, n° SM6, noviembre 1964.
3. SEED, H.B. y GOODMAN, R.E. Displacement of slopes in cohesionless materials during earthquakes, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, vol. 92, n° SM2, 1966.
4. MEDINA, M.E. Análisis sísmico de estabilidad de taludes de suelos no cohesivos. Memoria para optar al título de Ingeniero Civil de la Universidad de Chile, 1977.
5. VALDES, M.H. Análisis de algunas soluciones para disminuir deslizamientos de taludes durante sismos. Memoria para optar al título de Ingeniero Civil de la Universidad de Chile, 1979.
6. MUSANTE, H.M. y MEDINA, M.H. Análisis sísmico de la estabilidad de taludes de suelos no cohesivos, trabajo n° C-6 presentado a la XIX Jornadas de Ingeniería Estructural, abril 1978.
7. LADE, P. y DUNCAN, J. Elastoplastic stress-strain theory for cohesionless soil, *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, vol. 101, n° G.T. 10, octubre 1975.

EARTHQUAKE STABILITY OF SLOPES OF SANDY SOILS: SIMPLIFIED METHOD

SUMMARY

A simplified procedure for evaluating displacements induced by earthquakes in slopes of sandy soil, is presented. It is based in Newmark allowable displacement criterion and in the assumption of a failure surface shape, which was observed in tests of slope models performed in the University of California at Berkeley.

Soil strength parameters are obtained from drained triaxial tests and from field observations of vertical cuts.

Curves are presented for evaluating slope displacements due to an artificial earthquake for a soil having a critical height of 1.3 m.

ANEXO

EJEMPLO DE APLICACION

Se desea determinar la pendiente máxima de un talud de arena para que bajo la acción de un sismo no sufra corrimientos superiores a 2 cm. El ángulo de fricción interna residual del suelo se estima en 32° , es capaz de sostener taludes verticales de hasta 1.5 m y tiene un peso unitario de 1.67 t/m^3 .

a) **Angulo de fricción ϕ_{vcdp}**

$$\phi_{vcdp} = -0.8 + 1.2 \phi_{vc} = -0.8 + 1.2 \cdot 32 = 37.6^\circ$$

b) **Cohesión aparente**

$$S = \frac{1}{2.5} H_{\text{crit}} \gamma \operatorname{tg} \left(45^\circ - \frac{\phi_{vcdp}}{2} \right) = \frac{1}{2.5} \cdot 1.5 \cdot 1.67 \cdot \operatorname{tg} 45 - \left(\frac{37.6}{2} \right)$$

$$S = 0.49 \text{ t/m}^2$$

$$S > 0.45 \text{ t/m}^2$$

Como la cohesión aparente es mayor que la correspondiente a la hipótesis de cálculo de las figuras se aceptan estas últimas conservadoramente.

c) **Corrimiento medio**

El corrimiento medio es la mitad del máximo.

$$s_{\text{medio}} = \frac{1}{2} s_{\text{máximo}} = \frac{1}{2} \cdot 2 \text{ cm} = 1.0 \text{ cm}$$

d) **Determinación de la pendiente**

De la Fig. 10 para $s = 1.0 \text{ cm}$, con $L = 100 \text{ m}$ y $\phi_{vcdp} = 37.6^\circ$ se tiene la pendiente de talud de $\alpha = 26.2^\circ$