

Capacidad portante de cimentaciones superficiales en terreno inclinado

A. SORIANO PEÑA (*), M. VALDERRAMA CONDE (**), J. GONZÁLEZ GALINDO (***)

RESUMEN La carga de hundimiento de cimentaciones superficiales situadas cerca de la coronación de taludes se puede obtener a partir de la correspondiente a terreno llano y horizontal multiplicándola por un coeficiente reductor. Existen métodos simplificados que permiten estimar este coeficiente. El artículo revisa alguno de los métodos más conocidos y propone un procedimiento que parece mejorar algo los resultados que se obtienen con los métodos precedentes, que considera la influencia de todas las variables principales que controlan el problema y que tiene cierto contraste con resultados obtenidos mediante modelos numéricos y con las conclusiones del análisis de una rotura ocurrida en una cimentación próxima a un talud.

BEARING CAPACITY OF SHALLOW FOUNDATIONS ON SLOPING GROUND

ABSTRACT *The bearing capacity of shallow foundations placed near slope crests can be obtained from that corresponding to a flat horizontal ground, multiplied by a reducing factor. There are simplified methods that allow us to estimate this factor. This paper reviews some of the best-known methods and proposes a procedure that seems to improve somewhat the results obtained by the preceding methods. It takes into consideration the influence of all the main variables that control the problem and has been contrasted, to some extent, with results obtained from numerical methods and with the conclusions of the analysis of the actual failure of a foundation close to a slope.*

Palabras clave: Carga de hundimiento; zapata; talud; coeficiente reductor; banquetta.

1. INTRODUCCIÓN

Las cargas de hundimiento de las cimentaciones superficiales situadas cerca de la coronación de un talud son sensiblemente menores que las correspondientes a una situación de terreno llano y horizontal. La reducción de la carga de hundimiento debida a la presencia de un talud próximo es especialmente importante cuando, además, la cimentación se establece sin apenas empotramiento en el terreno.

El problema cobra especial importancia en el caso de los diques de abrigo verticales que están formados por cajones de hormigón armado que apoyan sobre banquetas de escollera. Ver Fig. 1. Una situación semejante ocurre cuando este tipo de estructura se utiliza para construir obras de atraque. En estas estructuras, el problema del hundimiento del cajón en la banquetta de escollera mediante el mecanismo denominado vuelco plástico (ver ROM 05) es especialmente crítico. El ancho de la banquetta de escollera que se necesita para garantizar la estabilidad del cajón debe determinarse mediante algún procedimiento de análisis. En este artículo se revisan algunos procedimientos sencillos publicados por diversos autores y, tras compararlos entre sí, se propone un procedimiento que puede servir de guía en los estudios de este tipo de estructuras.

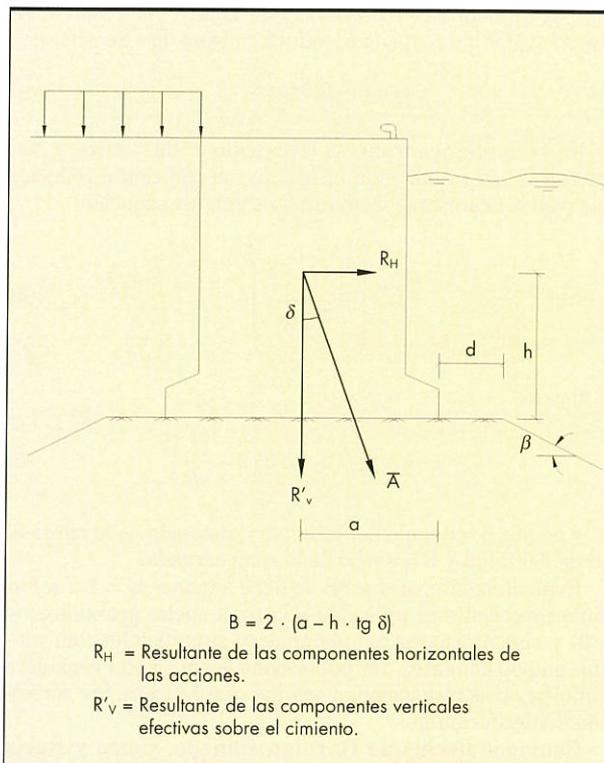


FIGURA 1. Geometría y acciones en una obra de abrigo.

(*) Universidad Politécnica de Madrid, España.

(**) Ingeniería del Suelo S.A., Madrid, España.

(***) Ingeniería del Suelo S.A., Madrid, España.

2. CONSIDERACIONES DE ALGUNOS PROCEDIMIENTOS SIMPLIFICADOS

En la práctica española y dada la difusión del libro editado por J.A. Jiménez Salas (1976) es muy frecuente utilizar la solución publicada por Meyerhof (1957).

Según esta solución y para el caso concreto de cimentaciones con empotramiento nulo, que descansan sobre banquetas de un material sin cohesión, la carga de hundimiento puede obtenerse mediante la expresión:

$$p_h = \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma t_\gamma \quad (1)$$

donde γ = peso específico efectivo del material de la banqueta; B = ancho efectivo de cimentación; N_γ = factor de capacidad de carga que depende del ángulo de rozamiento ϕ y t_γ = factor de reducción que es de interés en este artículo. Los valores de t_γ quedan recogidos en la publicación mencionada, para el caso de cargas verticales. El efecto de la posible inclinación de la carga habría que considerarlo aparte.

Las publicaciones de Giroud (1972) abordan el problema de una manera algo diferente. En primer lugar ha de hacerse un cambio geométrico para convertir el problema real en otro equivalente en el que la carga estaría situada justo al borde del talud. La pendiente del nuevo talud « Ψ » es siempre menor que la pendiente del talud real « β ». La diferencia es tanto mayor cuanto más se aleja la zona cargada del talud en cuestión. Existen unos gráficos que permiten hacer esta conversión. Una vez realizado el cambio correspondiente, el valor de t_γ se obtiene mediante el uso de unas tablas que proporcionan el valor del coeficiente de capacidad de carga $N_{\gamma\Psi}$, ya reducido por el efecto de la presencia del talud próximo.

Al realizar este trabajo se ha visto que el método de Giroud se aproxima con suficiente precisión suponiendo el siguiente valor del coeficiente reductor objeto de este artículo:

$$t_\gamma = (1 - 0,5 \operatorname{tg} \Psi)^5 \quad (2)$$

En la normativa francesa (Fascículo nº 62 – Titre V, ver referencia) se recomienda el uso de un coeficiente reductor que podría expresarse mediante la siguiente ecuación:

$$t_\gamma = \left(\frac{\frac{\pi}{4} \sqrt{t_0} - \delta}{\frac{\pi}{4} - \delta} \right)^2 \quad (3)$$

donde:

$$t_0 = 1 - 0,9 \operatorname{tg} \beta (2 - \operatorname{tg} \beta) \left(1 - \frac{d}{8B} \right)^2 \quad (4)$$

y donde, β = ángulo del talud, d = distancia de la carga al borde del talud y B = ancho de la zona cargada.

Evidentemente, si $d > 8B$ se debe suponer $t_0 = 1$. La fórmula precedente es aplicable sólo para suelos granulares ($c = 0$) y cimentaciones completamente superficiales (sin ningún empotramiento). La publicación mencionada considera también otras situaciones para las que propone las correspondientes fórmulas.

Conviene decir que Garnier, Canepa, Corte y Bakir (1994) recomiendan sustituir el factor $8B$ del último término de la expresión precedente por el valor $6B$. Este pequeño

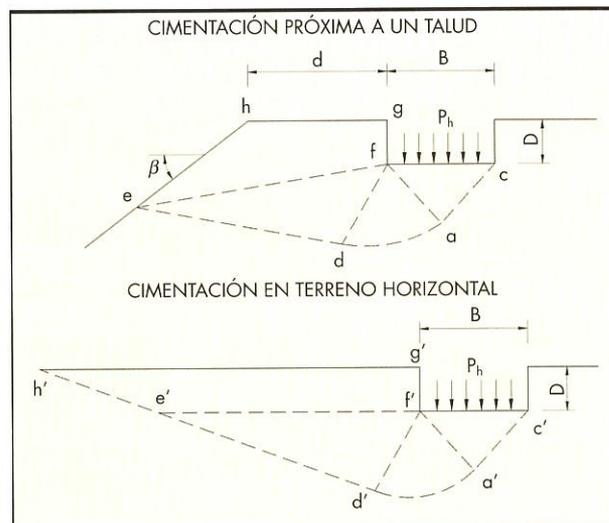


FIGURA 2. Definición geométrica del método de Bowles.

cambio conduciría a resultados ligeramente menos conservadores (mayores valores de t_γ) aunque la diferencia es pequeña.

Conviene destacar que para inclinaciones fuertes de la carga este método conduce a valores del coeficiente reductor muy bajos, incluso nulos. Por ejemplo, para el caso particular $d = 0$ y $\operatorname{tg} \beta = 2/3$ se obtiene $t_0 = 0,20$. Valor que conduce a un factor de reducción razonable cuando la carga es vertical ($\delta = 0$) pero que conduce a un valor de $t_\gamma = 0$ cuando la carga está inclinada ($\delta = 20^\circ$). El efecto de la inclinación de la carga en el valor de « t_γ » parece excesivo.

Finalmente quiere comentarse la solución propugnada por Bowles (1995). La notación usada por el autor se indica en Fig. 2. Cuando esta solución se aplica al caso particular $D = 0$, el coeficiente reductor que se viene considerando puede obtenerse mediante la expresión siguiente:

$$t_\gamma = \frac{1}{2} \left(1 - R + \frac{d}{2B} (1 - R) \right) \quad (5)$$

donde « d » y « B » tienen el significado antes indicado y donde R es el coeficiente de reducción que habría que aplicar al coeficiente de empuje pasivo obtenido por el método de Coulomb en la hipótesis de trasdós horizontal para obtener ese mismo coeficiente de empuje en el caso de que el trasdós estuviese con pendiente descendente con un ángulo β . En ambos casos se debe considerar que el ángulo de rozamiento tierras-muro es igual al ángulo de rozamiento interno del terreno en cuestión.

En este método el coeficiente « t_γ » que se viene considerando tiene un valor comprendido entre 0,5 y 1. Valores que parecen algo elevados cuando se comparan con los obtenidos por otros procedimientos.

Los métodos de equilibrio límite que suelen emplearse en el cálculo de estabilidad de taludes pueden utilizarse para resolver este problema. Podría utilizarse, a modo de ejemplo, el método simplificado de Bishop, sabiendo que, para cargas situadas a gran distancia del talud, el método ha de ser impreciso y ha de conducir a resultados del lado de la inseguridad, pues los círculos de rotura tienen contrapendientes importantes en la zona de salida al talud y esto exagera la resistencia correspondiente. Ver Fig. 3.

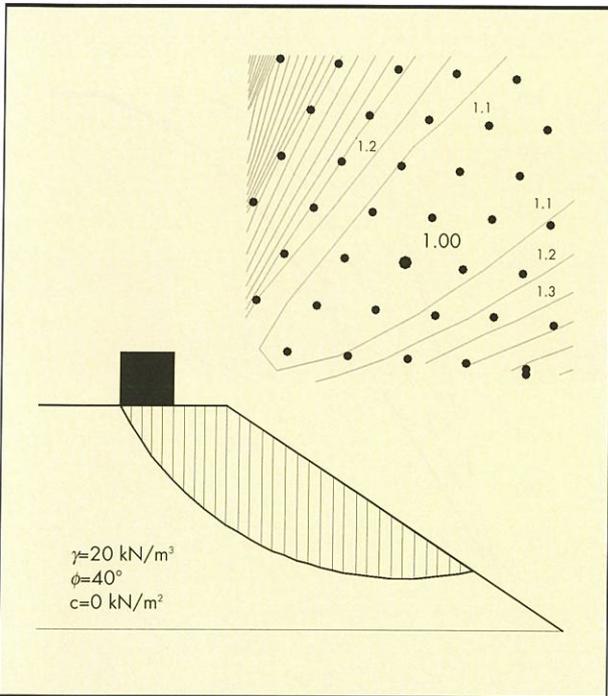


FIGURA 3. Círculo de deslizamiento calculado por el método de Bishop.

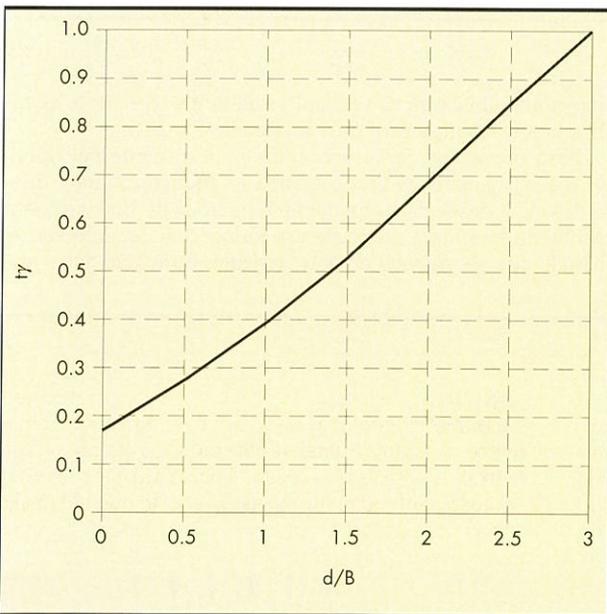


FIGURA 4. Valor de t_γ según el método de Bishop.

En la Fig. 4 se representa el valor de t_γ considerando como carga de hundimiento de referencia la obtenida con la fórmula de Brinch-Hansen cuando $N_\gamma = 2(N_q - 1) \text{tg } \phi$.

3. MÉTODO PROPUESTO

Es posible proponer un procedimiento que sea suficientemente sencillo de aplicar y que mejore, en lo posible, los inconvenientes mencionados en el apartado precedente.

El método que se propone es similar al que figura en la ROM 0.5-94, pero se introducen algunas modificaciones que intentan mejorar su precisión.

Según este método, el primer paso consiste en estimar la distancia del borde externo de la carga al punto de emergencia de la línea de rotura en el talud al que esa carga está próxima. Esa distancia es «L» en la Fig. 5.

La distancia L se puede obtener de manera sencilla en algunos casos.

Para considerar el efecto de la inclinación de la carga y de la presencia de un talud próximo a ella se pueden usar expresiones más o menos complicadas. Para los cálculos que se hacen a continuación, se supone una longitud estimada mediante la siguiente expresión:

$$L = B \sqrt{N_q i_q} \cdot \exp \left\{ -\text{tg } \phi \left(\psi + \frac{\theta}{2} \right) \right\} \quad (6)$$

donde el ángulo « θ » puede obtenerse de la igualdad siguiente:

$$\text{sen}(\theta - \psi) = \frac{\text{sen } \Psi}{\text{sen } \phi} \quad (7)$$

siendo Ψ el ángulo indicado en la Fig. 5, ϕ el ángulo de rozamiento de terreno, e « i_q » el coeficiente reductor del factor de capacidad de carga por el efecto de la inclinación de la acción que se utiliza en la fórmula de Brinch-Hansen. Quedan por investigar posibles simplificaciones a la expresión anterior pues el ángulo Ψ , necesario para calcular L, sólo se puede obtener mediante un cálculo iterativo que convendría evitar.

Sea por este procedimiento o por otro más sencillo que la práctica pueda indicar como conveniente, se debe proceder a evaluar la sobrecarga «q» equivalente al peso de tierras situado por encima de la línea MN en la Fig. 5.

Se han tanteado varias posibilidades: desde despreciar este peso (método de Giroud), hasta considerarlo íntegramente con la misma eficacia que las sobrecargas tienen en la solución de Prandtl. En este método se propone el cálculo de la carga de hundimiento utilizando el siguiente valor de la sobrecarga virtual equivalente:

$$q = 0,6 \cos \psi \frac{\Delta W}{L} \quad (8)$$

Finalmente, el cálculo de la componente vertical de la carga de hundimiento se calcularía con la expresión siguiente:

$$P_h = \left(q N_q i_q + \gamma \frac{B}{2} N_\gamma i_\gamma \right) (1 - 0,5 \text{tg } \psi)^5 \quad (9)$$

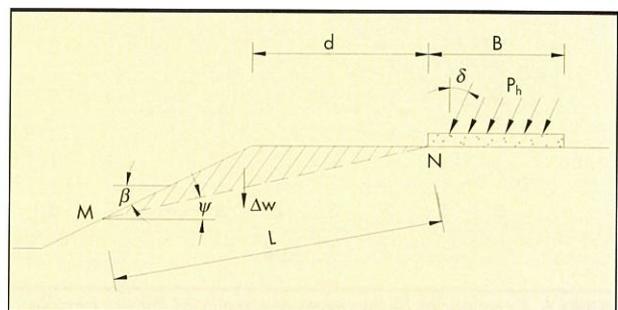


FIGURA 5. Geometría del método propuesto.

El segundo factor de la ecuación es el que corresponde al ajuste realizado al analizar el método de Giroud en el apartado precedente.

Según este método, el coeficiente de reducción de la capacidad portante debida a la proximidad de un talud tendría la siguiente expresión:

$$t_\gamma = (1 - 0,5 \operatorname{tg} \psi)^5 \left(1 + 2q \frac{N_q i_q}{\gamma B N_\gamma i_\gamma} \right) \quad (10)$$

4. COMPARACIÓN DE DISTINTOS MÉTODOS

Para comparar, aunque sea de una manera aproximada, los distintos métodos de cálculo que se han mencionado se ha resuelto un caso sencillo suponiendo los siguientes datos:

$$\begin{aligned} \phi &= 40^\circ & N_\gamma &= 2 (N_q - 1) \operatorname{tg} \phi \\ \delta &= 0 & \operatorname{tg} \beta &= 2/3 \end{aligned}$$

La variación del coeficiente de reducción de la carga de hundimiento por el efecto de la presencia del talud se ilustra en la Fig. 6. Del examen de esta figura puede deducirse que para este caso concreto, los distintos métodos dan resultados muy dispares siendo el método de Bowles, claramente, el que conduce a resultados más altos de la carga de hundimiento y siendo el método de Giroud el más conservador.

Quiere destacarse, además, que en el método propuesto existe una cierta sensibilidad al efecto de la inclinación de la carga activa (o actuante sobre la coronación del talud). Las reducciones a practicar (factores t_γ) dependen del ángulo de inclinación de la carga « δ » (ver Fig. 7). Cuando la distancia de la carga al borde del talud es suficientemente grande, la presencia del talud ya no reduce la capacidad portante. Esa distancia es del orden de ocho veces el ancho de la cimenta-

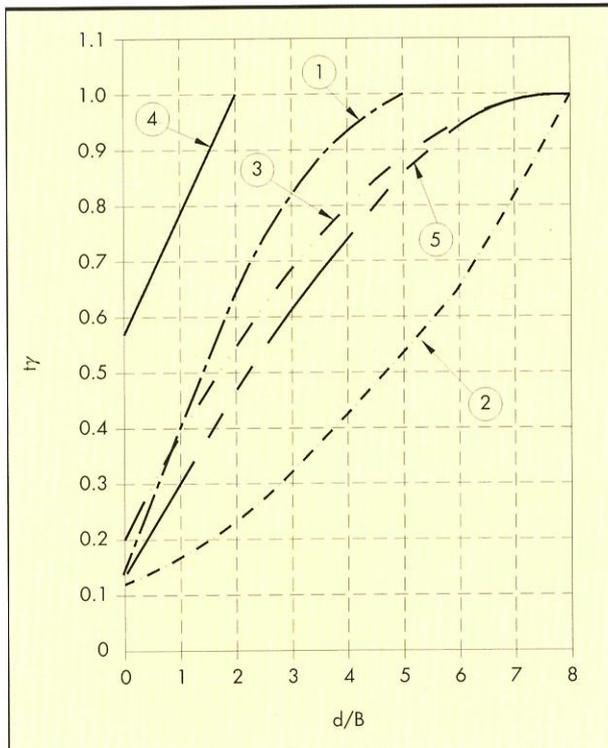


FIGURA 6. Comparación de los valores de t_γ según los distintos métodos. 1 Meyerhof 2 Giroud 3 Norma francesa 4 Bowles 5 Propuesto.

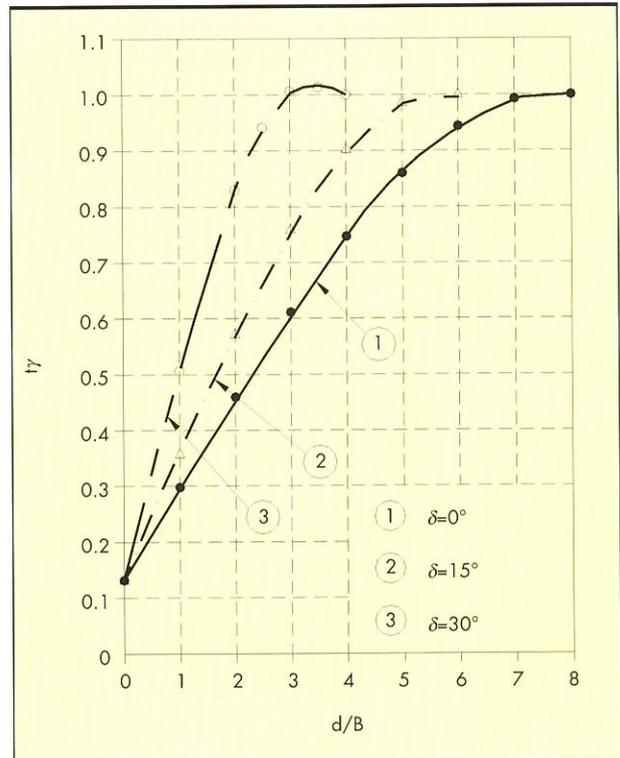


FIGURA 7. Valor de t_γ según el método propuesto para distintas inclinaciones de carga.

ción cuando la carga es vertical y sólo unas tres veces el ancho cuando la carga está muy inclinada ($\delta = 20^\circ$).

Para el caso de carga actuando justo al borde del talud, los distintos métodos dan coeficientes reductores muy diferentes. Van desde cerca de 0,6 en el método de Bowles hasta menos de la cuarta parte de ese valor, como ocurre con el método que se propone en este artículo. Conviene decir que

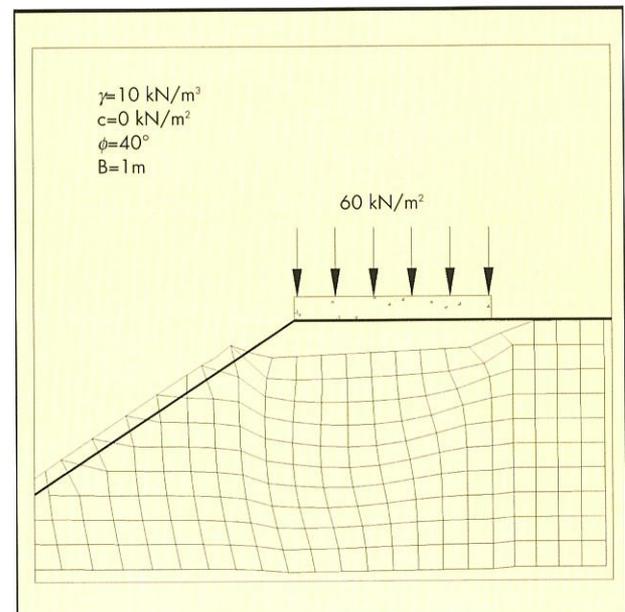


FIGURA 8. Cálculo con el programa FLAC.

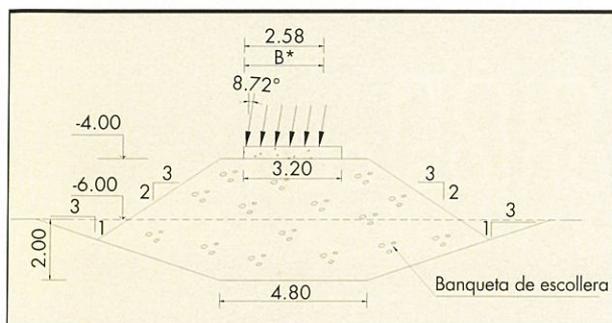


FIGURA 9. Geometría del caso real analizado.

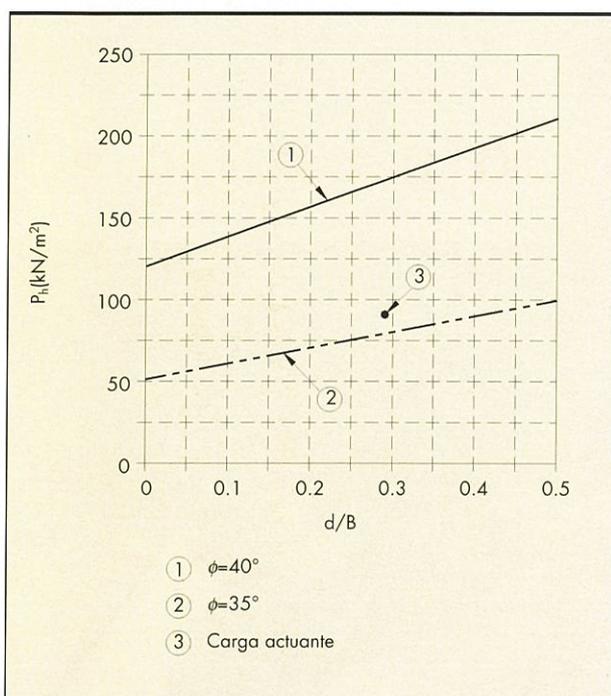


FIGURA 10. Carga de hundimiento para el caso real.

el método simplificado de Bishop permite calcular, aunque sea de manera aproximada este coeficiente reductor y conduce a un valor de 0,17 para esta situación.

Por otro lado, los cálculos que hoy pueden hacerse para reproducir esta situación de carga mediante métodos numéricos conducen también a resultados similares. En el ejemplo que se indica, el cálculo con el programa FLAC (haciendo ciertas hipótesis relativas a la rigidez del elemento de apoyo respecto a la del terreno) conduce también a un factor de reducción de este mismo estilo ($t_r = 0,12$, para el caso analizado). En la Fig. 8 se muestra el resultado obtenido.

Como experiencia práctica aplicable al caso que se analiza, se quiere citar un ejemplo en el que se produjo el hundimiento durante la construcción que obligó a paralizar la obra y reforzarla. Se trata de una cimentación superficial sobre una banqueta de escollera con la geometría que se indica en la Fig. 9. Si esa cimentación fallida se analiza con el método de cálculo que aquí se ha expuesto, resulta que su coeficiente de seguridad frente al hundimiento oscila entre

1,9 para $\phi = 40^\circ$ y 0,9 para $\phi = 35^\circ$. Estos resultados se consideran razonables teniendo en cuenta que la banqueta es de escollera caliza pero que el terreno natural (arenas algo limosas, particularmente en superficie) tendrían cierto efecto en el ángulo de rozamiento medio que habría que utilizar en estos cálculos simplificados.

5 CONCLUSIÓN

La carga de hundimiento de una cimentación superficial puede verse reducida notablemente cuando el área cargada queda próxima a la coronación de un talud. Existen métodos simplificados que han tenido cierta difusión. De su análisis se desprende que los resultados que se obtienen al elegir uno u otro método pueden ser muy dispares.

Para una situación concreta, descrita en este artículo, puede verse que el coeficiente de reducción de la capacidad portante por el efecto de la proximidad a un talud puede oscilar enormemente. Los valores más altos pueden ser del orden de cuatro veces mayores que los más bajos, dependiendo del método de cálculo que se elija y sin cambiar los parámetros del problema en estudio. Esta situación no ocurre normalmente en otros detalles de la solución de problemas geotécnicos tan comunes como es el caso presente. Incluso, algún método, en alguna situación, es tan conservador que conduce a cargas de hundimiento nulas en situaciones que son claramente estables (con un valor apreciable de la carga de hundimiento).

El método de cálculo que se propone evalúa el coeficiente reductor correspondiente teniendo en cuenta no sólo la distancia de la carga al borde del talud sino también el efecto de la inclinación de la carga. El método parece razonablemente preciso cuando se compara con cálculos numéricos de otro tipo como son los métodos de equilibrio límite (en este caso se ha comparado con el método simplificado de Bishop) o con cálculos de diferencias finitas (programa FLAC).

La aplicación del método al estudio de un fallo observado en una cimentación próxima a un talud indica que el método propuesto es compatible con la realidad observada.

6. REFERENCIAS

- BOWLES, J. E. (1996). «*Foundation Analysis and Design*».
- GARNIER, J, CANEPA, Y., CORTE J.F. and BAKIR, N.E. (1994). «*Étude de la portance de fondations en bord de talus*». III ICMSFE. New Delhi. India.
- GIROUD, J.P. (1972). «*Tables pour le calcul des fondations. Tome 3. Force portante*».
- JIMÉNEZ SALAS, et al. (1976). «*Geotecnia y Cimientos II. Mecánica del Suelo y de las Rocas*». Ed. Rueda.
- MEYERHOF, G.G. (1957). «*The ultimate capacity of foundations on slopes*». IV International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. London.
- «*Règles techniques de conception et de calcul des fondations des ouvrages de génie civil*». (1993). Ministère de L'équipement, du logement et des transports. Fascicule n° 62 - Titre V.
- ROM 05-94. (1994). «*Recomendaciones geotécnicas para el proyecto de obras marítimas y portuarias*». Recomendaciones para obras marítimas. Ministerio de Obras Públicas, Transportes y Medio Ambiente. Puertos del Estado.
- SORIANO, A. y GONZALEZ, J. (2000). «*Evaluación de la seguridad de cimentaciones superficiales de estructuras de contención*». Libro homenaje a José Antonio Jiménez Salas. Geotecnia en el Año 2000. Ministerio de Fomento- CEDEX- Sociedad Española de Mecánica del Suelo e Ingeniería Geotécnica.