

EL LECHO COMO DEFENSA

Alejo O. Sfriso

FI-UBA y Alejo O. Sfriso y Asociados SRL

INTRODUCCIÓN

El proyecto de una estructura de atraque requiere la estimación de la máxima carga que debe soportar durante las maniobras de aproximación del buque de diseño. Esta carga depende de la energía cinética del buque y de la rigidez de la estructura.

Usualmente, la evaluación de la rigidez estructural se efectúa con cálculos elásticos, lo que conduce a una estimación conservadora de la capacidad de disipación de energía del sistema y a una sobre-valoración de la carga máxima de operación. Uno de los mecanismos disipativos que siempre interviene, pero raramente es considerado, es la deformación plástica de los suelos de fundación de la estructura de atraque.

La evaluación de la capacidad de disipación de energía de los suelos de fundación puede hacerse con métodos analíticos o numéricos. Los primeros son más simples e intuitivos, aunque están limitados a situaciones en las que la estratigrafía es relativamente simple. Los métodos numéricos, en cambio, presentan una mayor flexibilidad en los datos de entrada, al coste de una mayor complejidad de cálculo. Si la caracterización mecánica de los materiales es correcta, cualquiera de las dos alternativas brinda resultados confiables para el diseño estructural del pilote.

En este trabajo se propone un método sencillo para la estimación de la capacidad de disipación de energía de un dolfín aislado, calibrado mediante un modelo numérico. Los resultados se comparan con los obtenidos mediante cálculos convencionales.

TRABAJO DE DEFORMACIÓN DE UN PILOTE AISLADO

Un pilote aislado, sometido al impacto de un buque, se deforma lateralmente, comprimiendo el suelo que lo embebe. A medida que aumenta la carga se producen los siguientes fenómenos: i) tanto el suelo como el pilote tienen deformaciones reversibles, ii) los suelos tienen deformaciones permanentes, pero el pilote vuelve a su posición vertical cuando se retira la carga; iii) el pilote queda inclinado luego del retiro de la carga, y iv) falla integral del pilote o del suelo de fundación.

Para mantener la simplicidad del razonamiento, en lo que sigue se asume que no existe una defensa interpuesta entre el buque y el pilote, y que las deformaciones plásticas ocurren únicamente en los suelos del lecho, puesto que la estructura que se analiza no tiene redundancia estática. El trabajo de deformación de la carga exterior es

$$W = \int_0^{\delta_{\max}} P d\delta \quad [1]$$

donde P es la carga actuante sobre el extremo libre del pilote y δ el desplazamiento horizontal en ese punto. Este trabajo es igual a la suma de la energía de deformación elástica almacenada en el sistema más el trabajo plástico disipado en los suelos de fundación. Es posible realizar un ajuste empírico de la curva P - δ mediante una hipérbola de ecuación

$$P = \frac{\delta}{\frac{1}{K_i} + \frac{\delta}{P_u}} \quad [2]$$

donde K_i es la tangente inicial y P_u es la asíntota horizontal de la curva de ajuste. Una curva experimental y su ajuste hiperbólico se muestran en la figura 1.

Como puede observarse, la carga real de falla P_f , que es el punto más alto de la curva real, es menor que la asíntota horizontal P_u . La relación entre ambas se denomina R_f y está en el orden 0.75 – 1.00 (Kondner, 1963, Núñez, 1994). A partir de la expresión [2] puede calcularse el trabajo de deformación [1] por integración directa, lo que arroja

$$W = \frac{P_u^2}{K_i} \left(\frac{K_i}{P_u} \delta - \ln \left[1 + \frac{K_i}{P_u} \delta \right] \right) \quad [3]$$

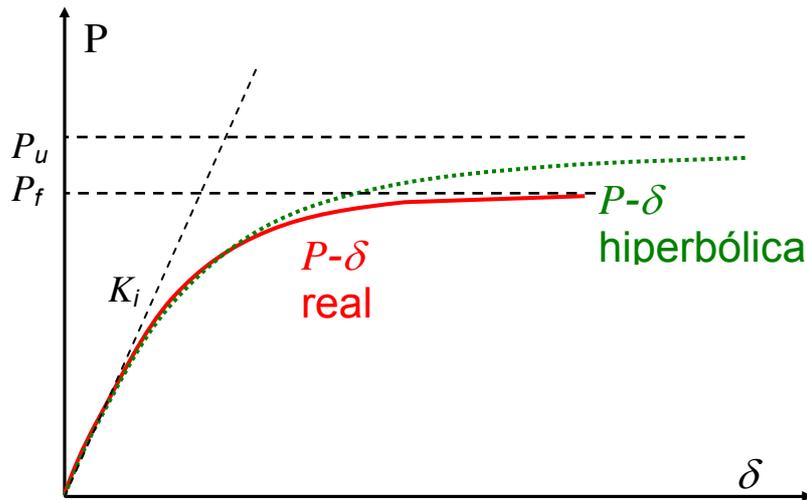


Figura 1. Ajuste hiperbólico de la relación $P-\delta$. El área bajo la curva representa el trabajo total de deformación del pilote.

Por lo tanto, un procedimiento analítico aproximado para la determinación de la energía máxima absorbida por un pilote aislado puede ser:

- 1 Evaluación de la rigidez inicial K_i
- 2 Evaluación de la carga de falla P_f
- 3 Estimación de la asíntota P_u con la expresión $P_u = P_f / R_f$
- 4 Cálculo de δ_f , desplazamiento del pilote en falla, mediante reemplazo de $P = P_f$ en la expresión [2]
- 5 Cálculo del trabajo máximo W_{max} mediante la expresión [3], con $\delta = \delta_f$

Si el dato de entrada es la energía cinética del buque de diseño, puede calcularse δ con la expresión [3], con lo que se determina el valor de la máxima carga P mediante [2], y por lo tanto el momento flexor que actúa sobre el pilote. La carga así calculada es siempre inferior a la que se obtiene con los procedimientos tradicionales de diseño.

La evaluación de K_i puede hacerse con cualquiera de los procedimientos disponibles (Terzaghi, 1955, Broms, 1964, entre muchos otros). Para la determinación de P_f conviene seguir el procedimiento de E. Núñez (Núñez, 1996), puesto que es el que mejor considera la degradación progresiva de la rigidez de los suelos que ocurre cuando se aumenta la carga aplicada. R_f puede estimarse sin mayor error en 0.8 – 0.9. Debe notarse que la carga de falla que se calcula no tiene en cuenta la plastificación del pilote.

CALIBRACIÓN MEDIANTE UN MODELO NUMÉRICO

La determinación de los parámetros K_i y P_u puede hacerse mediante la aplicación de un modelo numérico, con lo que se puede simular con mayor precisión el perfil estratigráfico real del sitio en estudio. En este trabajo se presenta una aplicación del método de los elementos finitos, implementada en el programa Plaxis V7.2. El principal inconveniente de este método es que el problema es tridimensional, por lo que un modelo plano es únicamente una aproximación cruda que requiere un ajuste de los parámetros mecánicos de entrada. En efecto, la resistencia que ofrece una arena sometida al empuje de un pilote es del orden de tres veces el empuje pasivo de Rankine, mientras que la resistencia lateral que ofrece una arcilla es del orden de nueve veces su cohesión, e independiente de la profundidad (Broms, 1964).

Como ejemplo, se resuelve un pilote de 2.0 m de diámetro y 35 m de longitud, implantado en el perfil estratigráfico del Paraná Inferior. El pilote está fabricado con chapa de 1", con una tensión de fluencia de 600 MPa. La geometría se presenta en la figura 2.

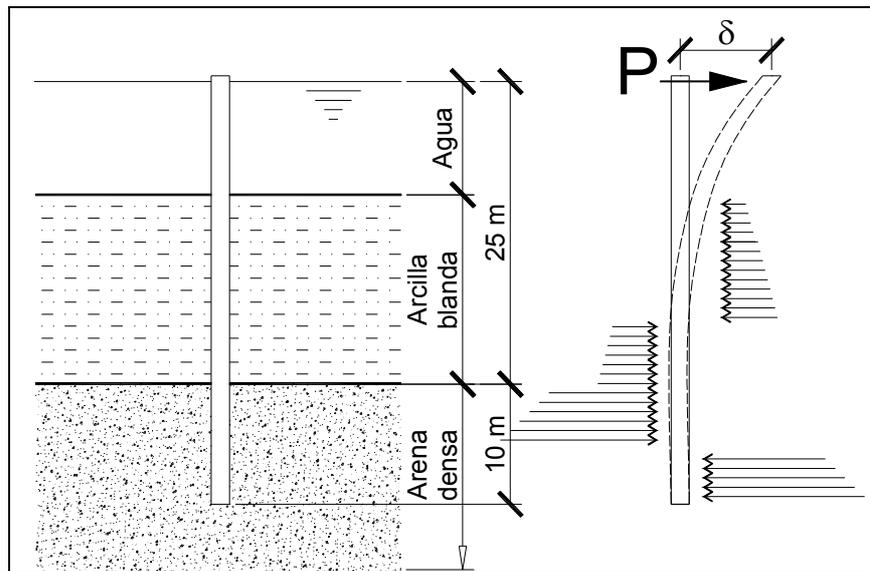


Figura 2. Esquema de un pilote aislado que recibe una carga horizontal en el perfil estratigráfico típico del Paraná Inferior.

El perfil estratigráfico típico del Paraná Inferior consiste en un estrato de arcillas blandas y limos friables que descansan sobre las arenas cuarcíticas densas del Puelchense. Para este trabajo se consideraron 10 m de agua, 15 m de arcillas y 10 m en las arenas. La caracterización mecánica de los materiales intervinientes se hizo como se muestra en la tabla 1.

Tabla 1. Parámetros mecánicos de los suelos del lecho

Suelo	γ KN/m ³	E_{ur}^{ref} MPa	ν	m	K_0	c KPa	ϕ °	R_f
Postpampeano	16	18000	0.20	0.00	0.50	9.3+3.4D	0	0.90
Puelchense	20	51000	0.20	0.37	0.75	0	45	0.90

donde γ es el peso unitario, E_{ur}^{ref} es la rigidez inicial a una presión de 100 KPa, ν es el coeficiente de Poisson, m es el exponente de Jambu, K_0 es el coeficiente de empuje en reposo, c es la cohesión, ϕ es el ángulo de fricción interna máximo, y R_f es la relación de falla de Kondner. D es la profundidad en metros bajo el lecho. Estos parámetros son mayores que los convencionales, puesto que están corregidos para tener en cuenta la tridimensionalidad del problema.

RESULTADOS

Se ejecutó un cálculo elastoplástico hasta la falla, la que se define, numéricamente, como la carga para la cual no hay convergencia de las iteraciones de equilibrio. La figura 3 muestra la posición deformada calculada para la máxima carga alcanzada.

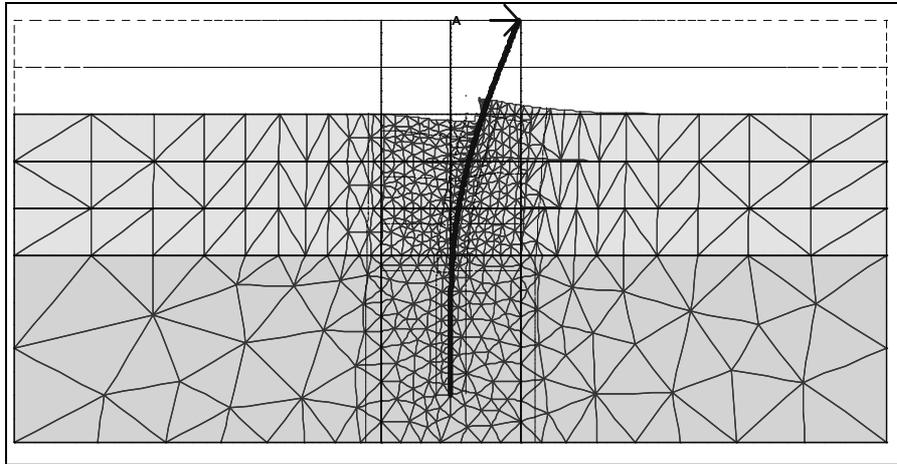


Figura 3. Posición deformada. Escala de desplazamientos 20:1.

La falla real de la estructura sobreviene cuando se alcanza el momento de plastificación del pilote, para un valor de carga inferior al máximo alcanzado por el modelo numérico empleado. Para conocer el valor de esa carga de falla es necesario interpolar el desplazamiento que produce el momento de plastificación. Esto puede hacerse con una ecuación de la forma

$$M = \frac{\delta}{\frac{1}{K_{mi}} + \frac{\delta}{M_u}} \quad [4]$$

En la figura 4 se muestra la variación de la carga y el momento flexor con el desplazamiento del extremo del pilote, y el ajuste hiperbólico correspondiente. Los valores de K_i , P_u , K_{mi} , M_u están en el gráfico.

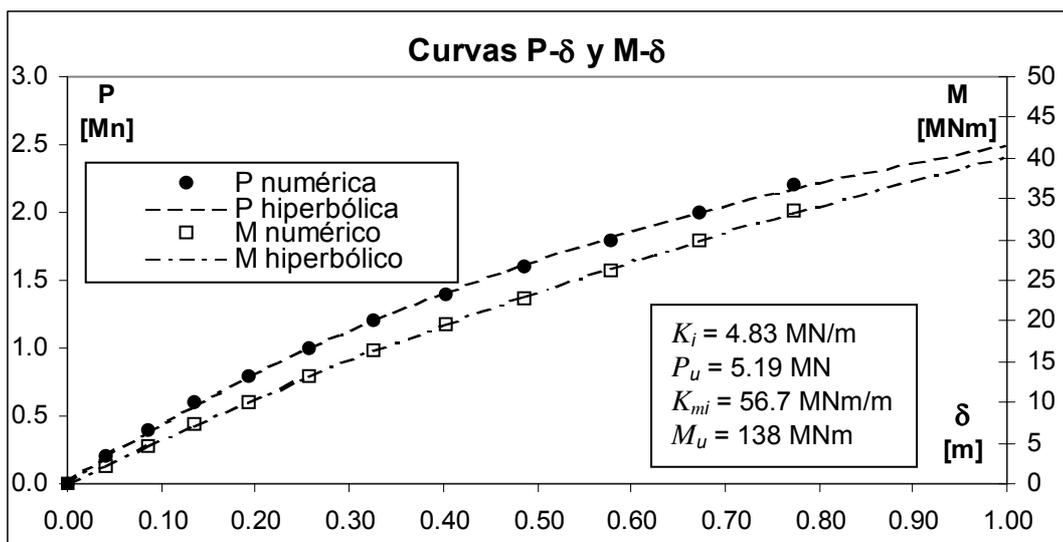


Figura 4. Evolución de carga y momento con el desplazamiento del extremo del pilote.

El momento de plastificación del pilote es $M_p = 23.1 \text{ MNm}$, el que, reemplazado en la ecuación [4], arroja $\delta = 0.49 \text{ m}$. La carga correspondiente es $P = 1.63 \text{ MN}$, y el trabajo total de deformación es

$$W = \frac{(5.19 \text{ MN})^2}{4.83 \text{ MN/m}} \left(\frac{4.83 \text{ MN/m}}{5.19 \text{ MN}} 0.49 \text{ m} - \ln \left[1 + \frac{4.83 \text{ MN/m}}{5.19 \text{ MN}} 0.49 \text{ m} \right] \right) = 0.45 \text{ MNm}$$

Si el trabajo de deformación se hubiera computado con cálculos elásticos, su valor sería

$$W = \frac{P^2}{2K_i} = \frac{(1.63 \text{ MN})^2}{2 \times 4.83 \text{ MN/m}} = 0.27 \text{ MNm} \quad [5]$$

que es un 60% del calculado con el procedimiento expuesto en este trabajo. Las ecuaciones [2] y [4] permiten calcular el momento flexor y el desplazamiento para cualquier carga menor que la de falla, mientras que la derivación de la ecuación [2] permite calcular la rigidez tangente del pilote para cargas de servicio.

En la figura 5 se muestran las solicitaciones del pilote para la carga de plastificación y el diagrama de presiones de contacto pilote – suelo. Puede observarse el salto que aparece en el diagrama de presiones y en el de esfuerzos de corte en la interfase Postpampeano – Puelchense. Este salto no puede predecirse con métodos analíticos convencionales. También puede observarse que el corte es prácticamente lineal en el Postpampeano, puesto que éste está en plastificado.

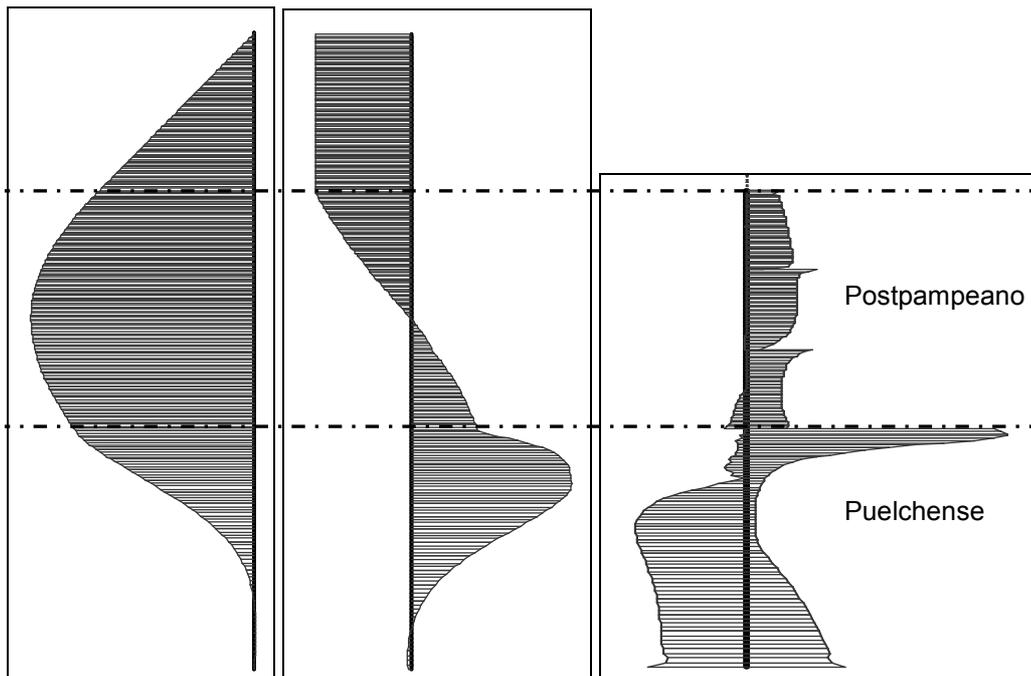


Figura 5. Momentos flexores, esfuerzos de corte y presiones de contacto para la carga que provoca la plastificación del pilote. $M_{max} = 23.1 \text{ MNm}$, $Q_{max} = 1.63 \text{ MN}$, $p_{max} = 603 \text{ KPa}$

CONCLUSIONES

En el proyecto de una estructura de amarre interviene su capacidad de absorción y disipación de la energía cinética del buque de diseño, por lo que la correcta evaluación de todos los mecanismos disipativos contribuye a un diseño más económico y eficiente. En este artículo se propone un método de estimación de la capacidad de disipación de energía de un pilote aislado que tiene en cuenta la deformación plástica de los suelos de fundación y es apto para un cálculo manual o automático. La calibración del procedimiento mediante un método numérico permite la evaluación del comportamiento estructural en perfiles geotécnicos complejos.

AGRADECIMIENTOS

Mi maestro, Eduardo Núñez, me enseñó el camino, los atajos y los sitios pantanosos de la geotecnia. También me dio la primera oportunidad de trabajar en un dolfín, por lo que en éste artículo corresponde otorgarle la suma del reconocimiento general y particular.

REFERENCIAS

- Broms, B., 1964. "Lateral resistance of piles in cohesive soils". *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, SM2, 27, 63.
- Broms, B., 1964. "Lateral resistance of piles in cohesionless soils". *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, SM3, 123, 156.
- Kondner, R. y Zelasko, J. 1963. "A hyperbolic stress – strain formulation for sands". Segundo Congreso Panamericano de Mecánica de Suelos y Cimentaciones, Brasil.
- Núñez, E., 1994. "Propiedades mecánicas de materiales granulares incoherentes". Anales de la Academia Nacional de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales, Buenos Aires, tomo 46, 71-89.
- Núñez, E., 1996. "Acciones laterales en pilotes". *Boletín de la Sociedad Argentina de Mecánica de Suelos, SAMS*, 31.
- Terzaghi, K., 1955. "Evaluation of coefficients of subgrade reaction", *Geotechnique, ICE*, Vol. V, 297-326.