



Diseño de Fundaciones Profundas en Loess Mediante Métodos Probabilísticos

Pedro A. ARRUA¹ y Gonzalo A. AIASSA²

Universidad Tecnológica Nacional. Facultad Regional Córdoba. Departamento de Ingeniería Civil. Of. 13,

Tel:54-351-4690585, int.119-6, CP.(5016), Córdoba, Argentina.

E-mail: ¹ parrua@cbasicas.frc.utn.edu.ar; ² gaiassa@scdt.frc.utn.edu.ar

Resumen - El Diseño Basado en Confiabilidad (DBC) brinda mayor certidumbre en la etapa de diseño, cuando los parámetros involucrados en el proceso presentan alta variabilidad. En este trabajo se presenta la probabilidad de falla de pilotes sometidos a solicitaciones verticales y horizontales instalados en suelos inestables, empleando criterios de deformación. Para cargas horizontales se reduce el problema tridimensional a dos, dimensiones mediante las curvas, p-y y se desarrolla un procedimiento de calibración para diferentes tipos de suelos. Se implementa la metodología necesaria para aplicar el diseño basado en confiabilidad, contemplando las condiciones relativas a la selección de modelos predictivos de deflexiones y esfuerzos internos. La modelación se contrasta con resultados experimentales. Se muestra la ventaja de introducir la teoría de probabilidades para predecir el comportamiento de pilotes. Los resultados muestran que los criterios recomendados por la literatura internacional de factores de seguridad no siempre son adecuados para estos sistemas.

Palabras claves: Método de estimación puntual; Curvas p-y; Solicitaciones verticales y horizontales; Suelos loésicos

Abstract - Reliability Based Design (RBD) offers greater certainty during design stage when soil parameters have high variability. This work presents the piles probability of failure using deformation criteria under vertical and horizontal loads in unstable soils. Pile subjected to horizontal loads is a three-dimensional problem and, for simplicity, is possible to reduce through p-y curve to a two-dimensional problem. This paper shows a calibration procedure for different soils and a necessary methodology to apply the reliability based design for predictive models of deflections and strength. The computational results are compared with experimental results. This work shows the advantage to use probability theory in pile behaviour prediction. Results indicate that recommended criteria by international literature are not always useful in these systems.

Key words: Point estimation method; Curve p-y; Vertical and lateral loads; Loessic soil

Introducción

La fundación mediante pilotes excavados corresponde a una de las cimentaciones más empleada en suelos inestables de génesis eólica con inestabilidad mecánica. Diferentes autores recomiendan atravesar el estrato de suelos colapsables, transfiriendo las cargas a mantos más estables y resistentes (Prakash y Sharma 1990).

El diseño se realiza habitualmente empleando factores de seguridad totales o parciales determinísticos, que contemplan la dispersión de los parámetros involucrados en la estimación de asentamientos y deflexiones. Estos métodos de cálculo consideran los parámetros medios del suelo, y en general son poco usuales los análisis probabilísticos (USACE 1993, AASHTO 1997).

Esta metodología puede ser reemplazada por técnicas de diseño basado en niveles de confiabilidad (Fenton 1997). Este análisis preten-

de establecer diseños económicos con niveles de seguridad aceptables, prediciendo el desempeño del sistema sobre el cual no se posee experiencia previa.

En este trabajo se presenta un análisis probabilístico para pilotes sometidos a solicitaciones verticales y horizontales mediante el Método de Estimación Puntual (Rosenblueth 1975). En el primer caso, se analizan las condiciones de humedad natural (Corto plazo) y después de producido el humedecimiento (Largo plazo) a través del método propuesto por el (USACE, 1991) y el procedimiento propuesto por Redolfi (1993). Para el segundo caso, (pilotes cargados lateralmente) se emplean las curvas de presión y deflexión en profundidad a través de una modificación del método propuesto por Matlock y Reese (1960) desarrollado para suelos cohesivos y granulares.

Pilotes sometidos a cargas verticales

Generalmente los asentamientos se estiman mediante relaciones empíricas, ecuaciones analíticas o análisis numéricos. El USACE (1991), recomienda estimar los asentamientos según el método presentado por Vesic (1977) donde el asentamiento total (A_T) es la suma del asentamiento elástico (A_E), el que transmite la punta del pilote (A_P) y el asentamiento por el fuste (A_F):

$$A_T = Q_p \left(\frac{L}{A_p \cdot E_p} + \frac{C_p}{D \cdot q_p} \right) + Q_f \left(\frac{C_s}{L \cdot q_p} + \frac{\alpha_f L}{A_p \cdot E_p} \right), \quad (1)$$

donde Q_p y Q_f son las cargas transmitidas a la punta y el fuste del pilote bajo condiciones de trabajo, α_f es una constante que depende de la distribución de la capacidad lateral en profundidad a lo largo del fuste (generalmente adoptado como $\alpha_f = 0.5$ para distribuciones parabólicas y rectangulares), L es la longitud del pilote, A_p el área de la punta del pilote, E_p el módulo de elasticidad del material que compone el pilote, C_p el coeficiente empírico (para pilotes excavados en limos adopta 0.09 a 0.12), D el diámetro del pilote, q_p la capacidad última de la punta, y C_s el coeficiente que depende de C_p y de la geometría del pilote. Se asume que el suelo que rodea al fuste sufre disminución de la resistencia al corte por incremento de humedad. No así el manto donde apoya la punta.

Una alternativa a este proceso de cálculo fue propuesto por Redolfi (1993) quien supone que la resistencia al corte del suelo saturado tiene una ley de comportamiento similar a la del suelo en estado natural. El proceso de cálculo consiste en una discretización del pilote en segmentos, aplicando el método de la función de transferencia en la estimación de deformaciones verticales, considerando una curva que representa el comportamiento del suelo que depende del nivel de succión. Este método requiere conocer las curvas de tensión tangencial como función del desplazamiento relativo (τ - s) para carga, descarga y recarga.

Pilotes sometidos a cargas horizontales

El diseño de pilotes sometidos a esfuerzos horizontales (Fig.1) generalmente se realiza en base a criterios de deformación.

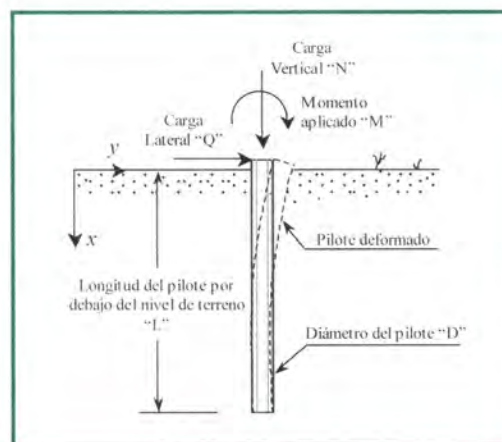


Fig.1: Pilote sometido a carga vertical, lateral y momento con cabezal libre

En general estas metodologías se basan en la formulación desarrollada por Timoshenko (1930), quien en base al modelo de Winkler establece la solución al problema de la viga sobre fundación elástica.

La ecuación diferencial que gobierna el problema es:

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(EI \frac{d^2 y}{dx^2} \right) + \frac{d}{dx} \left(N(x) \frac{dy}{dx} \right) - p(x, y) = 0. \quad (2)$$

El primer término representa el comportamiento en flexión, el segundo la carga axial y su efecto ante el desplazamiento horizontal y el tercero a la reacción del suelo considerado no lineal y variable en profundidad. Esta ecuación no posee solución cerrada y su resolución requiere el uso de métodos numéricos.

Para simplificar el problema, se considera aceptable discretizar el pilote a los fines de obtener la respuesta del comportamiento del suelo para cada profundidad (reacción de suelo " p " como función de la deflexión " y "). Debido a que el desplazamiento debe ser conocido antes de evaluar la presión de suelo se requiere de un proceso iterativo en el cual, es necesario definir paso a paso el módulo de elasticidad tangente del suelo.

Numerosos autores presentan la diferencia entre el comportamiento de pilotes instalados en suelos granulares de los instalados en suelos arcillosos (Matlock y Reese, 1960, Broms 1964a, Broms 1964b, Shen y Teh 2004), proponiendo en cada caso un proceso de análisis particular.

Matlock y Reese (1960) presentan una solución para pilotes sometidos a esfuerzos horizontales y momento en suelos arenosos o arcillosos (ecuación (3)) que ofrece la suficiente flexibilidad para su utilización en suelos de comportamiento mecánico intermedio entre arena y arcilla. Proponen soluciones adimensionales considerando cualquier distribución del módulo del suelo en profundidad.

$$\frac{d^4 y}{dx^4} + \frac{k_h \cdot y}{EI} = 0 \quad (3)$$

La representación de la no linealidad del comportamiento del suelo lo logran aplicando reiteradas veces la teoría de elasticidad con módulo de Young constante, ajustado sucesivamente hasta lograr compatibilidad de deformaciones entre la estructura, el suelo y el pilote. Las mayores incertidumbres se presentan en las proximidades de la superficie, por la importante variación del módulo del suelo con las deformaciones (Arrúa *et al.* 2006). Los resultados obtenidos, indican que una relación entre el módulo flexural del pilote y el módulo del suelo (k_h) permite establecer el comportamiento del pilote como flexible o rígido. En este estudio se realiza un análisis numérico y experimental.

La solución del problema consiste en determinar la curva Δ (deflexión en la cabeza del pilote) como función de las cargas. La derivación sucesiva permite establecer el esfuerzo de corte, momento flector y reacción del suelo. La deflexión del pilote (y) depende de la profundidad (x), la relación entre la rigidez del suelo y la rigidez del pilote (T), la longitud (L), el módulo del suelo (E_s), el módulo de elasticidad del pilote (E), el momento de inercia del pilote (I), la carga actuante (Q) y el momento flector actuante (M).

Aproximación por la teoría de probabilidad

El objetivo del diseño de fundaciones, consiste en lograr un nivel adecuado de seguridad durante la vida útil de la estructura. Los elementos que definen el desempeño del sistema está formado por cargas, tensiones de trabajo de los materiales, precisión en la descripción del problema por parte de

las ecuaciones, errores debido a aspectos constructivos, posibles cambios de uso respecto al diseño original, cargas no previstas, cambios en las condiciones del ambiente, entre otros aspectos.

En el diseño tradicional, una apreciación general de estos factores brinda un factor de seguridad global que depende de la experiencia y apreciación del diseñador, la cual puede variar en relación a los factores contemplados. Los factores de seguridad determinísticos en general son incapaces de distinguir incertezas paramétricas o del modelo, haciendo difícil la extrapolación de un factor de seguridad de un escenario a otro. Surge así la necesidad de establecer coeficientes de seguridad parciales determinísticos a través de un diseño en estado límite para los elementos precedentemente mencionados, procedimientos no enteramente exitosos debido al conflicto entre los numerosos factores de seguridad a establecer. Aún así un factor de seguridad elevado no implica un menor nivel de riesgo, debido al nivel de incertezas en el ambiente de diseño.

El análisis de confiabilidad puede definirse como una evaluación consistente del riesgo de diseño empleando la teoría de probabilidades, contemplando la sensibilidad de un sistema y la magnitud de la variación en los niveles de seguridad ante la eventual modificación de los parámetros de diseño.

La valoración de confiabilidad en la evaluación del comportamiento consiste en modelar los parámetros involucrados en el problema como variables aleatorias que definen capacidades (C) y demandas (D), cuantificando el riesgo a través de la probabilidad de falla (p_f). Adoptando una Función de Densidad de Probabilidades (FDP) para los parámetros del modelo es posible establecer la distribución de probabilidad para la capacidad. La FDP se establece a partir de las características de los datos disponibles (parámetros geotécnicos).

En general los diseñadores disponen de valores medios y desviación estándar con los cuales es posible establecer una función de densidad de probabilidades normal (USACE 1997).

Las cargas medias aplicadas al sistema se denominan Demanda (\bar{D}), considerada como una variable aleatorias obtenida a partir del cociente entre la Capacidad media (\bar{C}) y el Factor de Seguridad (FS). La diferencia entre C y D define el Margen de Seguridad (S)

(ecuación (4)) cuya probabilidad de falla para funciones de densidad bivariada se obtiene mediante la ecuación (5), cuya FDP conjunta para dos variables se presenta en la ecuación

$$\bar{S} = \bar{C} - \bar{D} \tag{4}$$

$$p(f) = P(C - D) \leq 0$$

$$= \int \int f_C(x,y) - f_D(x,y) dx dy < 0 \tag{5}$$

$$f(x,y) = \frac{1}{2\pi\sigma_x\sigma_y\sqrt{1-\rho^2}} \exp\left[-\frac{1}{2(1-\rho^2)}\left(\frac{x-\bar{x}}{\sigma_x\sqrt{2(1-\rho^2)}} - \frac{y-\bar{y}}{\sigma_y\sqrt{2(1-\rho^2)}}\right)^2\right] \tag{6}$$

donde σ_x, σ_y corresponden a la desviación estándar para la variable aleatoria x y y respectivamente, \bar{x} e \bar{y} son los valores medios y ρ es el coeficiente de correlación entre variables. La Fig. 2 presenta la interpretación gráfica de la ecuación (5), cuya solución, en general, no está disponible en forma cerrada. La técnica numérica generalmente empleada en estos problemas corresponde al Método de Confiabilidad de Primer Orden (MCPO) con soluciones aceptables para la mayoría de los problemas. En este trabajo se consideran dos variables aleatorias que caracterizan la función Margen de Seguridad, dividiendo el espacio cartesiano en dos sub-espacios denominados dominio de confiabilidad $S > 0$ y de falla $S < 0$.

La $p(f)$ se evalúa considerando la probabilidad de ocurrencia de un par C y D relacionados a través de su función de densidad.

Geométricamente la intersección de las funciones de densidad es representada por dos superficies dimensionales sobre el plano $C-D$ (Figura 2a). El volumen bajo la superficie sobre el dominio de falla corresponde a la probabilidad de falla. En situaciones convencionales de diseño, la evaluación de este volumen no es de fácil resolución debido a la fuerte no linealidad del borde entre subdominios, la dificultad de encontrar soluciones analíticas o, la dificultad de integración en problemas multidimensionales de variables múltiples. Por esto se emplea una técnica numérica conocida como Método de Estimación Puntual (MEP), presentado por Rosenblueth (1975) el cual se ha difundido debido a su fácil implementación y versatilidad. Considera para su formulación el valor medio y la desviación estándar lo cual provee información referida a la tendencia central y la distribución de la variable. Para funciones bivariadas, considera la distribución de probabilidad análogo a una carga vertical distribuida (FDP) sobre una platea rígida apoyada sobre cuatro puntos.

Se define Y como los puntos de apoyo de la platea (7) y la probabilidad P como (8) que permiten obtener la relación funcional de momentos presentada en la ecuación (9).

$$Y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \\ y_4 \end{bmatrix} = y \begin{bmatrix} \bar{x}_1 + \sigma(x_1), \bar{x}_2 + \sigma(x_2) \\ \bar{x}_1 + \sigma(x_1), \bar{x}_2 - \sigma(x_2) \\ \bar{x}_1 - \sigma(x_1), \bar{x}_2 + \sigma(x_2) \\ \bar{x}_1 - \sigma(x_1), \bar{x}_2 - \sigma(x_2) \end{bmatrix} \tag{7}$$

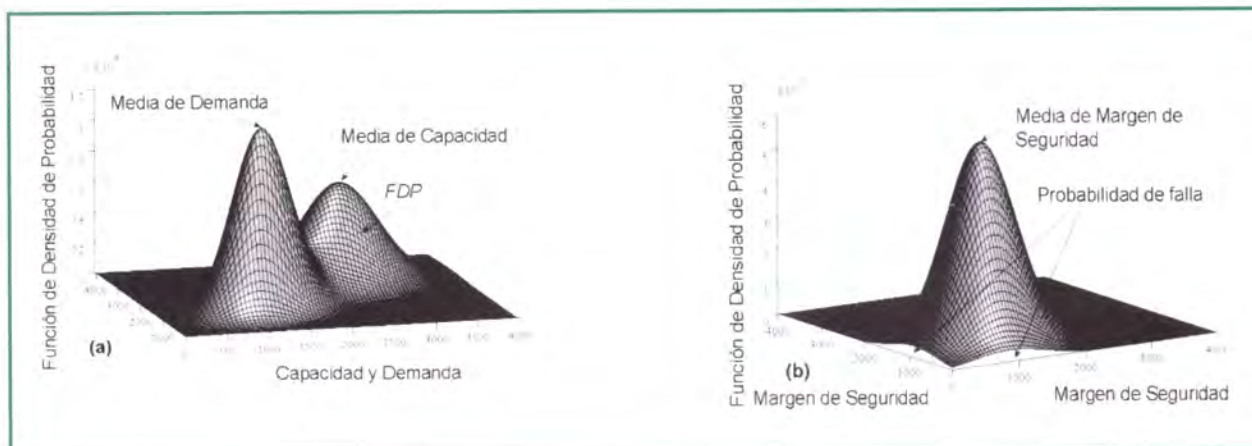


Fig. 2: Probabilidad de falla para función de densidad bivalente normal. (a) Para Capacidad (C) y demanda (D). (b) Para Margen de Seguridad (S)

$$P = [p_{++} \ p_{+-} \ p_{-+} \ p_{--}] \quad (8)$$

$$= \frac{1}{4} [(1 + \rho_{12})(1 - \rho_{12})(1 - \rho_{12})(1 + \rho_{12})]$$

$$E[y^n] = P \cdot Y^n \quad (9)$$

$$E[y^n] = p_{++} y_{++}^n + p_{+-} y_{+-}^n + p_{-+} y_{-+}^n + p_{--} y_{--}^n$$

donde ρ_{12} es el coeficiente de correlación entre x_1 y x_2 .

Confiabilidad en pilotes a cargas verticales

Para conocer cuan lejos se está de la falla, es necesario utilizar un conjunto de propiedades físico-mecánicas para el suelo considerado, en lugar de valores unívocos como los utilizados en los métodos basados en el cómputo de factores de seguridad.

Es posible estimar la probabilidad de falla de la fundación para el Diseño Basado en Confiabilidad por medio del método de estimación puntual aplicado al procedimiento recomendado por el USACE 1991 y el propuesto por Redolfi (1993) para criterio de deformación. El esquema de análisis propuesto consta de pilotes flotantes y apoyados por la punta en estrato resistente (Fig. 3).

En el primer caso se analiza el comportamiento de los pilotes en condiciones de humedad natural y después del humedecimiento, mientras que en el segundo el análisis probabilístico se extiende al proceso de humedecimiento contemplando la transferencia de carga del pilote al suelo.

En el cálculo de fundaciones, generalmente se acepta el empleo de los factores de seguridad, establecidos mediante métodos empíricos que pretenden considerar el riesgo y las incertidumbres del sistema.

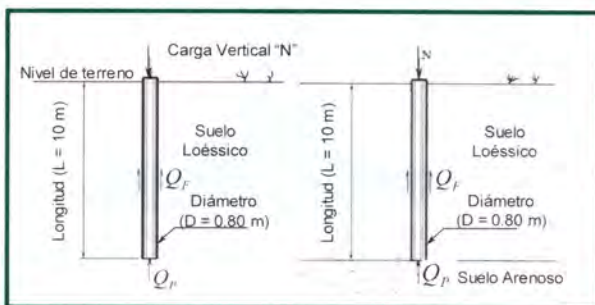


Fig. 3: Representación esquemática de los casos analizados. (a) Pilote flotante. (b) Pilote de punta

Estos factores pueden relacionarse con el tipo de predicción que se realice en la estimación del comportamiento del sistema y como consecuencia es posible establecer una estimación del nivel de riesgo que produce la utilización de los mismos, definiendo tres zonas, bajo riesgo, riesgo aceptable y riesgo elevado (USACE 1991).

La selección del factor de seguridad permite establecer la relación entre capacidad y demanda que probabilísticamente supone una ocurrencia del 100%. Sin embargo, en la mayoría de los casos no es posible asegurar que la Capacidad y la Demanda tengan un valor unívoco.

A los fines de establecer que tan lejos se está de la falla se define el Índice de Confiabilidad (β), parámetro que representa el número de desviaciones estándar $\sigma_{[s]}$ hasta el margen de seguridad cero ($S = 0$, o $FS = 1$):

$$\beta = \frac{\bar{C} - \bar{D}}{\sqrt{\sigma_{[C]}^2 + \sigma_{[D]}^2 - 2 \cdot \rho \cdot \sigma_{[C]} \cdot \sigma_{[D]}}} \quad (10)$$

donde ρ es la correlación entre dos o más variables aleatorias que participan del evento estudiado, $\sigma_{[C]}$ y $\sigma_{[D]}$ la desviación estándar correspondiente a la capacidad y la demanda respectivamente. Conocido el valor de β es posible obtener la probabilidad de falla $p(f)$ adoptando una distribución de probabilidad:

$$p_{(f)} = \frac{1}{2} - \psi_{|\beta|} \quad (11)$$

En este procedimiento se obtienen los valores esperados, variaciones estándar, varianzas y coeficientes de variación de las funciones de capacidad y demanda.

Cuando la distribución es normal se tiene:

$$\psi_{|\beta|} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \int_0^{\beta} e^{-\frac{x^2}{2}} dx \quad \forall \beta < 2.2 \quad (12)$$

$$\psi_{|\beta|} = \frac{1}{2} - \frac{1}{\beta\sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{\beta^2}{2}} \quad \forall \beta \geq 2.2$$

Para aplicar el procedimiento descrito, al método propuesto por el USACE (1991) se adoptaron los parámetros físico-mecánicos del suelo presentados en la Tabla 1.

	Caso (A) - Pilote Flotante		Caso (B) - Pilote de Punta		
	Loess		Loess		Arena
	Largo plazo	Corto plazo	Largo plazo	Corto plazo	Drenada
$\gamma_d^{\#}$	12.81	12.81	12.81	12.81	16.00
ω_{HN}	14%	14%	14%	14%	8%
e	0.91	0.91	0.91	0.91	0.60
c^+	0	30	0	30	0
σ_c^+	0	5*	0	5*	0
$\phi(^{\circ})$	28	20	28	20	33
$\sigma_{\phi}^+(^{\circ})$	3	3	3	3	2.8

Tabla 1: Propiedades físicas y mecánicas del suelo (Aiassa 2005).

Nota: $\#kN/m^3$, $^+kN/m^2$, γ_d es el peso unitario seco, ω_{HN} la humedad del suelo en estado natural, e es la relación de vacíos, c la cohesión, σ_c es la desviación estándar de cohesión, ϕ el ángulo de fricción interna y σ_{ϕ} es la desviación estándar de ángulo de fricción. *Calculado a partir del coeficiente de variación (COV) según Harr, 1987

La Tabla 2 presenta los asentamientos calculados con parámetros determinísticos utilizando los métodos de Vesic (1977) y Redolfi (1993) donde se obtiene buena correlación entre ellos.

$A_T(m)$	Pilote Flotante		Pilote de Punta	
	Largo plazo	Corto plazo	Largo plazo	Corto plazo
Vesic (1977)	0.033	0.0030	0.0165	0.003
Redolfi (1993)	0.02	0.0014	0.0160	0.002

Tabla 2: Estimación de asentamientos con parámetros

Para que la resistencia lateral se desarrolle por completo, son necesarios asentamientos por fricción de hasta 0.015m, momento a partir del cual los asentamientos se producen por la punta del pilote, la cual gobierna el comportamiento.

Los asentamientos esperados son, en muchos casos, el factor relevante del diseño en este tipo de fundaciones. Resulta de interés conocer cual es la probabilidad de que los asentamientos superen un valor determinado. La variabilidad de los parámetros del suelo, provocan funciones de distribución de probabilidades para los asentamientos y en consecuencia es posible establecer la probabilidad de que estos superen un

límite preestablecido. La Fig. 4 presenta la probabilidad de ocurrencia de asentamientos superiores a los 0.02 m para cada caso analizado dependiendo de la carga aplicada.

Muestra que para una carga de demanda, la probabilidad de asentamientos superiores a 0.02 m es mayor para pilotes flotantes que para pilotes de punta tanto para, corto como largo plazo. Además la probabilidad de que los asentamientos excedan 0.02m es mayor para la respuesta de largo plazo que para corto plazo.

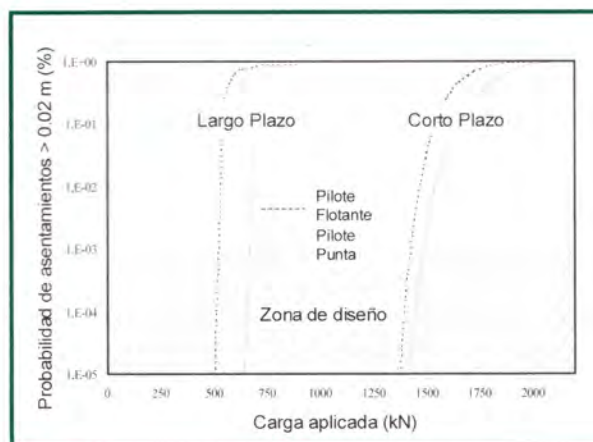


Fig. 4: Probabilidad de asentamientos superiores a 0.02 m como función de la carga aplicada en pilotes de 0.80 m de diámetro y 10m de longitud.

Notar que para corto plazo se consideran el suelo en estado de humedad natural y a largo plazo como suelo saturado.

Debido a que el MEP es completamente general y puede ser aplicado a resultados computacionales, se analiza el software (PICO20) desarrollado por Redolfi (1993) que contempla el comportamiento mecánico de suelos loésicos. Con los parámetros presentados en la Tabla 1 y a partir de un modelo friccional (Mohr-Coulomb), se obtienen los esfuerzos de corte ($\tau_{m\acute{a}x}$) a humedad natural (condición de corto plazo) y ($\tau_{m\acute{a}x}$) en saturación (condición de largo plazo) requeridos por el programa. Se analizó el caso de un pilote apoyado en un estrato inferior arenoso asumiendo que el comportamiento del suelo que rodea el fuste y la punta del pilote puede ser representado mediante un modelo elasto-plástico perfecto y elástico lineal respectivamente. Como primera aproximación y para reducir el número de variables intervinientes y por consiguiente el esfuerzo computacional, no se tienen en cuenta

los asentamientos por colapso pero si la reducción de capacidad de carga del fuste cuando se produce la saturación del suelo.

Los datos generados por la salida del programa son empleados en el análisis probabilístico considerando las deformaciones verticales en profundidad como un vector columna de la matriz de asentamientos. Es posible estimar la variación y magnitud de la demanda δ_{ij} para diferentes factores de seguridad con lo cual se establece el margen de seguridad y finalmente la probabilidad de falla.

Se analiza la condición a largo plazo en la cual se considera cohesión nula, obteniéndose la respuesta del pilote para el caso de $\phi + \sigma_\phi = 31^\circ$ y $\phi + \sigma_\phi = 25^\circ$. La distribución de asentamiento en profundidad resulta prácticamente lineal, producto de la diferencia de rigidez entre el suelo y el fuste del pilote, equivalente al comportamiento presentado en procedimiento propuesto por Vesic (1977).

Determinados los asentamientos en profundidad, se establece la varianza como $(V[\Lambda] = E[\Lambda^2] - E[\Lambda]^2)$ con la cual es posible establecer la desviación estándar de los asentamientos en profundidad. La esperanza matemática así obtenida se denominarán en adelante "Capacidad" y serán considerados asentamientos que poseen FS unitario.

Cada combinación de parámetros utilizados en el método de estimación puntual produce un vector de asentamientos en profundidad (Δ_{ij}) donde i , corresponde a la profundidad y j representa la combinación de parámetros empleados en el método de estimación puntual (Harr, 1987). El problema presentado (bivariado) genera una matriz de asentamientos compuesta por 4 vectores columna, que es afectada por el factor de seguridad para obtener lo que se llamará en adelante Demanda (δ_{ij}). La desviación estándar de la demanda se obtiene mediante el producto entre el coeficiente de variación ($V_{(\delta)}=0.5$) y la media. El coeficiente de correlación entre capacidad y demanda adoptado es $\rho_{(\lambda, \delta)}=0.75$ (recomendado por Harr, 1987). La Fig. 5 muestra que la desviación estándar de la demanda depende poco de la profundidad y mas del nivel de carga aplicado a la cabeza del pilote, lo cual incide la probabilidad de falla.

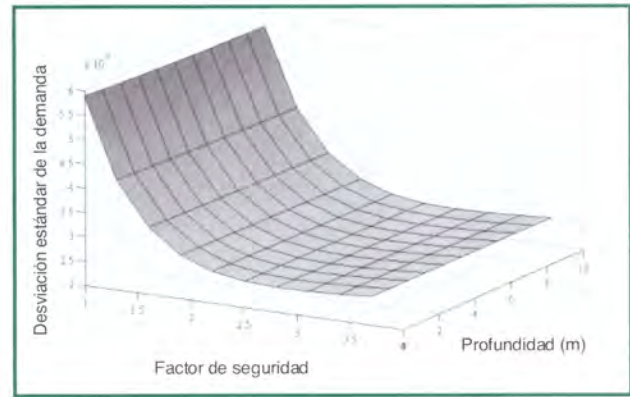


Fig. 5: Variación de la desviación estándar de la demanda con la carga aplicada

La desviación estándar del margen de seguridad se establece a partir de la varianza bivariada, que en este caso resulta en un vector

$\sigma_{[S]} = \sqrt{\sigma_{[\lambda]}^2 + \sigma_{[\delta]}^2 - 2\rho_{(\lambda, \delta)}\sigma_{[\lambda]}\sigma_{[\delta]}}$ con valores filas dependientes del FS empleado. La diferencia entre la esperanza matemática de capacidad y demanda permite estimar la esperanza matemática del margen de seguridad como $E[S] = E[\Lambda] - E[\delta]$. El índice de confiabilidad β se obtiene como la relación entre la esperanza matemática del margen de seguridad y la desviación estándar del margen de seguridad.

Una vez establecido el índice de confiabilidad se obtiene mediante la integración numérica de la curva de densidad de probabilidad normal, la probabilidad de falla, que para el método de Redolfi (1993) considerando un pilote de punta a largo plazo, se presenta como una superficie de falla en lugar de una línea de falla. Los resultados obtenidos muestran que la $p(f)$ utilizando un criterio de deformaciones disminuye abruptamente con el aumento del factor de seguridad.

Coefficientes de seguridad mayores a 2 brindan confianza próxima al 100% (Fig. 6).

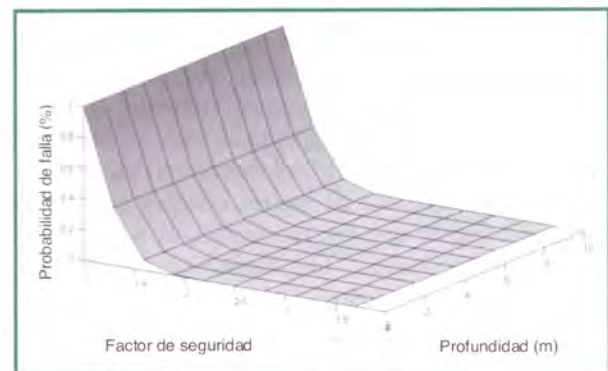


Fig. 6: Variación de la probabilidad de falla como función del factor de seguridad y la profundidad

Estos resultados si bien han sido obtenidos empleando criterios de deformación, presentan tendencia similar a las observadas en los criterios de capacidad de carga (Arrúa *et al.* 2005). La comparación entre curvas correspondientes a profundidad nula establecida por el método Redolfi (1993) y la respuesta del USACE (1991) para pilotes de punta a largo plazo muestran que el primer criterio brinda mayores nivel de confiabilidad que el criterio de deformaciones para igual factor de seguridad (Fig. 7).

Por esto, los ábacos de prediseño deberían establecerse en relación a criterios de deformabilidad en lugar de criterios de capacidad. Este último resulta menos conservador.

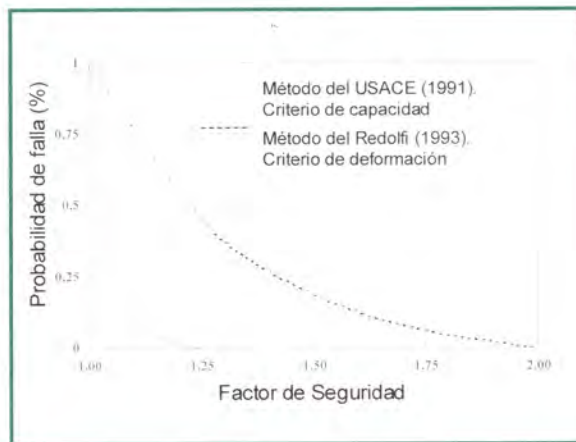


Fig. 7: variación de la probabilidad de falla en función del factor de seguridad

Modificación del Método de Matlock y Reese (1960) para suelos limosos

La propuesta de Matlock y Reese (1960) para la solución del problema consiste en predecir el comportamiento de pilotes sometidos a cargas horizontales instalados en suelos arenosos o arcillosos. La Fig. 8 muestra el diagrama de flujo necesario para establecer la curva de carga-deflexión de la cabeza del pilote ($Q-\Delta$). Los parámetros empleados para el cálculo probabilístico contemplan los coeficientes de variación presentados por Harr (1987) y fueron obtenidos de los trabajos realizados por Terzagui (1955).

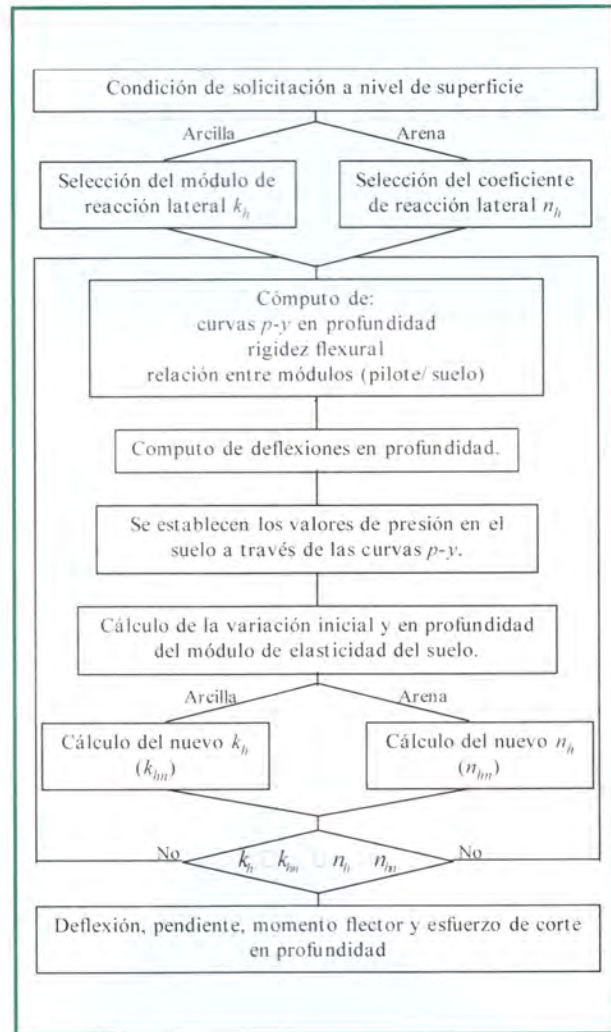


Figura 8: Diagrama de flujo para establecer la deflexión, momento flector y esfuerzo de corte en pilotes sometidos a cargas laterales.

El entorno del módulo de reacción lateral del suelo (arcilla) y el coeficiente de reacción lateral (arena) se presentan en la Tabla 3.

Para el análisis numérico se propone un pilotes con idénticas dimensiones (longitud $L=5.0$ m, diámetro $D=0.40$ m) al ensayo por Denapoli (2006) instalado en suelo loésico, bajo las mismas condiciones de sollicitación.

Las curvas de presión-deflexión horizontal utilizadas para suelo fino y suelo grueso se obtuvieron a partir de los métodos propuesto por Reese y Welch (1975) y Reese *et al.* (1974).

k_h	$k_{hmin} = 1304 \text{ (kN/m}^2\text{)}$
	$k_{hmed} = 3332 \text{ (kN/m}^2\text{)}$
	$k_{hmax} = 5360 \text{ (kN/m}^2\text{)}$
n_h	$n_{hmax} = 5800 \text{ (kN/m}^3\text{)}$
	$n_{hmed} = 21000 \text{ (kN/m}^3\text{)}$
	$n_{hmin} = 36250 \text{ (kN/m}^3\text{)}$
ϕ	28°
γ	$19,22 \text{ kN/m}^3$
K_0	$0,4$

Tabla 3: Parámetros empleados en pilote sometido a carga lateral (arcilla-arena)

Las curvas p - y obtenidas, pueden interpretarse como una superficie en el espacio euclideo caracterizado por el sistema ortogonal profundidad, deflexión y presión (x , y , p) cuya forma depende del parámetro de cohesión en suelos de grano fino y de la fricción para suelos de grano grueso.

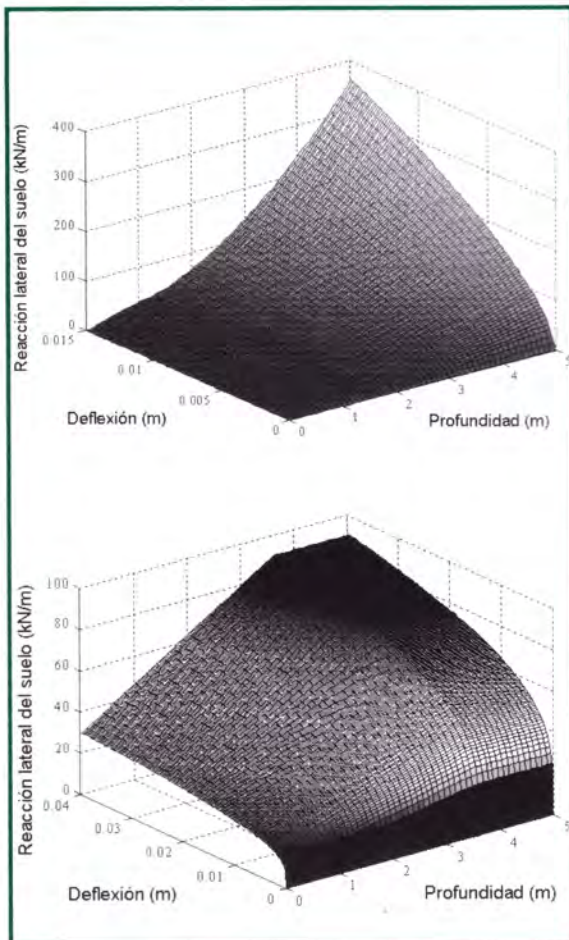


Fig. 9: Superficie x - p - y para arena y arcilla

A partir de una profundidad crítica, el modelo para suelo fino no brinda incremento de presión lateral del suelo como función de la profundidad y permanece con el mismo aspecto hasta la punta. La solución de las ecuaciones diferenciales asumen válido el principio de superposición para pequeñas deformaciones, por lo cual se considera que deflexiones en la cabeza del pilote superiores al 10% invalidan la utilización de dicha solución (Matlock y Reese, 1960).

Aplicando el procedimiento presentado en el diagrama de flujo es posible predecir el comportamiento estimado del sistema suelo pilote, sometido a carga horizontal con el modelo desarrollado para suelos de grano fino y grueso respectivamente asumiendo los parámetros característicos del suelo loésico.

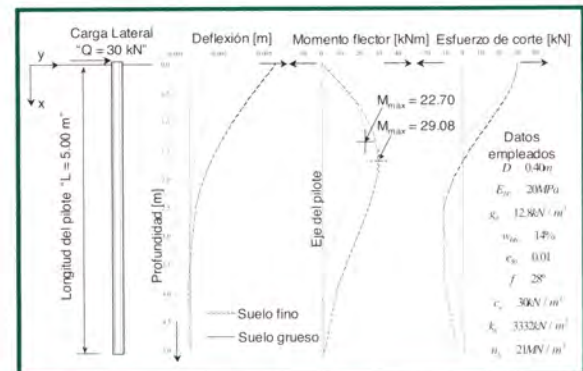


Fig. 10: Distribución de deflexión momento y corte en arena y arcilla

El incremento de la carga aplicada en la cabeza del pilote permite establecer el comportamiento carga deflexión a nivel de terreno. Es posible estimar curvas Q - Δ considerando variaciones del módulo de reacción lateral en función de la profundidad, intermedias al comportamiento constante y lineal, empleado en la formulación propuesta por Matlock y Reese (1960). Para esto se propone una variación en profundidad del módulo de reacción lateral k_h que responde a una expresión modificada de la propuesta por Palmer y Thompson (1948):

$$k_h = m_h \left(\frac{x}{D} \right)^n, \quad (13)$$

donde n es un coeficiente que establece las características de variación en profundidad. Cuando su valor es unitario, la expresión corresponde a un módulo de reacción lateral de variación lineal en profundidad caracterizado por la pendiente m_h (suelo grueso). Si n es nulo el

módulo de reacción lateral permanece constante en profundidad (suelo fino).

La relación de rigidez flexural suelo-pilote resulta entonces:

$$T = n \sqrt[4]{\frac{EI \cdot D^n}{m_h}}, \quad (14)$$

donde D = diámetro del pilote. Las curvas p - y empleadas corresponden a suelos de grano grueso para $0.5 \leq n \leq 1.0$ y de grano fino para $n \leq 0.5$.

La divergencia de los resultados del modelo con los resultados experimentales para estos parámetros de suelo es evidente (Fig. 11). No se logra un ajuste satisfactorio para deformaciones superiores a 0.001m y 0.005m en suelo fino y grueso respectivamente.

Como consecuencia se asume que el modelo con parámetro dominante cohesivo ó friccional no produce estimaciones adecuadas del comportamiento de pilote en loess.

Así el comportamiento del sistema suelo pilote en loess se presenta como una situación intermedia a los anteriores.

Con la respuesta obtenida para diferentes coeficientes n se establece el error estándar de estimación. Donde x_i = valor experimental y x_i^* = valor predicho. El error para incrementos de $0.10n$ resulta mínimo cuando $n = 0.8$, valor adoptado en este trabajo para el análisis probabilístico.

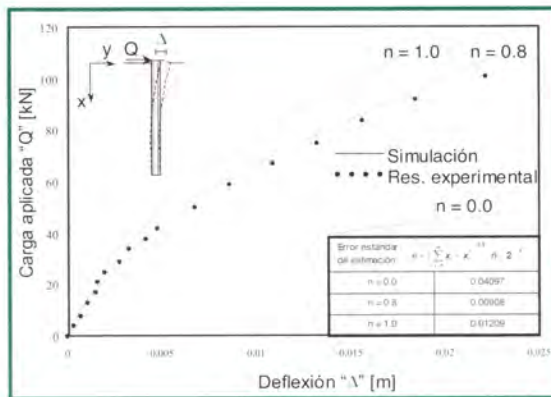


Figura 11: Curvas Q - Δ . Predicción con diferentes coeficientes n comparado a ensayos experimentales.

Confiabilidad en pilotes a cargas laterales

Calibrado el modelo es posible analizar la influencia de la variación paramétrica desde una perspectiva probabilística. El análisis indica que el parámetro de fricción y peso unitario provocan

en la respuesta del modelo mayores dispersiones que el coeficiente de reacción lateral de suelo. En todos los casos los valores extremos adoptados corresponden a los valores esperados mas menos una desviación estándar. El estudio de sensibilidad se realizó variando de a uno los parámetros, manteniendo los otros constantes e iguales al valor esperado (Fig. 12).

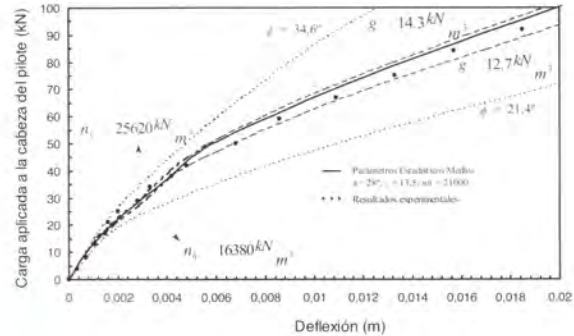


Figura 12: Variación de la respuesta del pilote para valores extremos de peso unitario, ángulo de fricción y coeficiente de reacción horizontal del suelo.

En el método de estimación puntual se emplearán las variaciones del coeficiente de reacción horizontal y el ángulo de fricción debido, a que si bien el peso unitario posee mayor influencia en la dispersión de los resultados a niveles de carga mayor los coeficientes de variación indican que el mismo puede ser medido con menor dispersión (Harr 1987) y en consecuencia provoca menor influencia en la probabilidad de falla. El MEP se aplica a la calibración efectuada a las deflexiones para diferentes niveles de carga en la cabeza del pilote (Δ_{ij}) donde i , corresponde al nivel de carga, j representa la combinación de parámetros empleados en el método de estimación puntual. La demanda δ_{ij} se establece para diferentes factores de seguridad a partir de lo cual se establece el margen de seguridad necesario para estimar la probabilidad de falla.

La Fig. 13 muestra la distribución de deflexión para diferentes niveles de carga aplicada. Bajo estas condiciones, la magnitud de la dispersión de la deformación está gobernada por el ángulo de fricción del suelo y consecuentemente las curvas p - y que determinan el comportamiento del pilote.

El cálculo probabilístico se lleva a cabo del mismo modo que el presentado para el procedimiento propuesto por Redolfi (1993). El re-

sultado consiste en una superficie que proyectada sobre el plano “desviación estándar de la demanda – carga horizontal” (Fig. 13) muestra curvas que corresponden a iguales factores de seguridad. Se aprecia que la desviación estándar de la demanda aumenta con el incremento de carga.

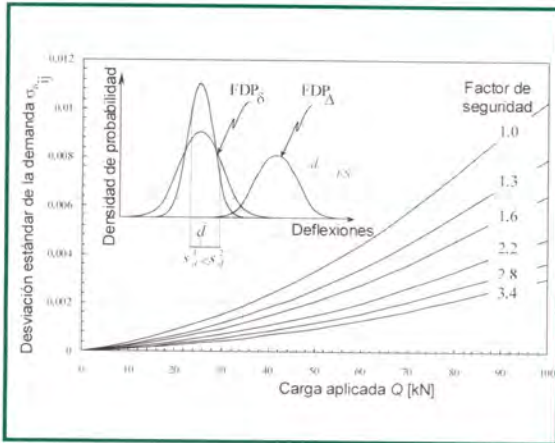


Fig. 13: Variación de la desviación estándar de la demanda para diferentes factores de seguridad

El incremento en la desviación estándar de la demanda para incrementos de carga indica un aumento en la zona de intersección entre las funciones de distribución de probabilidad (FDP) para la demanda y la capacidad, mostrando que la probabilidad de falla depende del nivel de solicitaciones a pesar de emplear factor de seguridad que asegure un nivel de deformaciones específico. Para un mismo factor de seguridad la confiabilidad del sistema disminuye con el incremento del nivel de solicitaciones.

La probabilidad de falla en función el factor de seguridad y la carga horizontal aplicada en al cabeza del pilote, permite indicar que coeficientes de seguridad superiores a 2 presentan probabilidades de falla del orden de 0.001% (Fig. 14).

Para aquellas cargas que provocan desplazamientos del pilote y reacción del suelo en niveles elásticos, la confiabilidad del sistema es elevada.

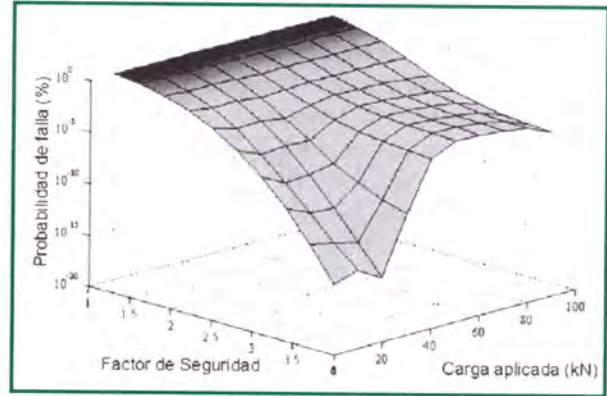


Figura 14: Probabilidad de falla en función de la carga horizontal y el factor de seguridad

Cuando se supera este nivel, la incertidumbre aumenta en 10 órdenes de magnitud, aunque posteriormente permanece constante. Resulta de importancia conocer la combinación de carga y factor de seguridad para establecer adecuadamente el la probabilidad de falla.

Se muestra que para FS menores a 2 la carga aplicada posee baja influencia en los niveles de confiabilidad.

Conclusiones

En este trabajo se presentó el diseño basado en confiabilidad mediante el método de estimación puntual para pilotes excavados en suelos loésicos sometidos a cargas verticales y horizontales. Se ha mostrado que el empleo de factores de seguridad adecuados para pilotes de punta no asegura que los asentamientos esperados a largo plazo sean menores a los requeridos por las estructuras que soportan. La probabilidad de falla es mayor para estimaciones a largo plazo que a corto plazo.

Se calibró el método de Matlock y Reese (1960) a suelos loésicos y se contrastó con ensayos experimentales.

El comportamiento de suelos loésicos a largo plazo es similar a los de grano grueso. La variación del coeficiente de reacción lateral del suelo no provoca divergencias importantes respecto a los resultados calibrados del modelo en la curva $Q - \Delta$. El ángulo de fricción del suelo posee mayor influencia en la incertidumbre del comportamiento global del pilote caracterizado por la curva de carga y deflexión horizontal. La probabilidad de falla depende tanto del factor de seguridad como del nivel de carga aplicado en la cabeza del pilote. Cuando la respuesta $p-y$ del

pilote se encuentra en el tramo lineal, la probabilidad de falla es despreciable. Para mayores niveles de deformación, la probabilidad de falla se incrementa en forma notable. Las curvas que establecen la relación entre probabilidad de falla y carga horizontal aplicada permiten establecer el valor de los factores de seguridad a emplear en un análisis simplificado para un nivel de riesgo aceptables para el uso de la estructura. Coeficientes de seguridad superiores a 2 presentan probabilidades de falla del orden de 0.001 % que para niveles de carga elevados puede aumentar en 10 órdenes de magnitud.

El diseño de fundaciones con métodos probabilísticos aún se encuentra en etapa de desarrollo en nuestro medio. Se espera que sus ventajas sean reconocidas y sirvan para lograr diseños consistentes y económicos en los próximos años.

Agradecimientos

Esta investigación fue financiada por la SECyT-FRC-UTN. Los autores agradecen la Beca de Posgrado recibida de la UTN y el apoyo brindado por el Departamento de Ingeniería Civil, Fac. Regional Córdoba.

REFERENCIAS

- American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO), "LRFD bridge design specifications" Washington D.C., (1997).
- Arrúa, P. Francisca, F. y Redolfi, E., "Análisis del Módulo de reacción lateral en suelos limosos". XVI CAMSIG, San Juan, Arg. 2006.
- Arrúa, P.; Francisca, F. and Redolfi, E., "Application of Reliability-Based Design to Piles in the Collapsible Argentinean Loess" The 16th Int. Conf. on Soil Mech. and Geotech. Engineering, Osaka Japan (2005).
- Aiassa, G. Zeballos, M. y Terzariol, R. "Unsaturated infiltration model of loess soils". The 16th Int. Conf. on Soil Mech. and Geotech. Engineering, Osaka Japan (2005).
- Broms, B., "Lateral resistance of pile in cohesionless soil" J. of Soil Mech. and Found. Div., ASCE SM 3, pp. 123-156, (1964a).
- Broms, B., "Lateral resistance of pile in cohesive soil" J. of Soil Mech. and Found. Div. ASCE Vol. 90, SM 2, pp. 27-63, (1964b).
- Fenton, G., "Probabilistic methods in geotechnical engineering", GeoLogan'97 Conf., Utah. ASCE, (1997).
- Harr, M., "Reliability Based Design in Civil Engineering", Dover Publications, New York, (1987).
- Matlock, H y Reese, L., "Generalized solutions for laterally loaded piles" J. of Soil Mech. and Found. Div. ASCE. SM 5, pp 63-91. (1960).
- Prakash, S. and Sharma, H., "Pile Foundation in Engineering Practice" John Wiley & Sons, Inc., New York. (1990).
- Redolfi, E., "Comportamiento de Pilotes en Suelos Colapsables", Tesis doctoral, Escuela Superior de Ing. de Caminos, Canales y Puertos. Univ. Politécnica de Madrid. (1993).
- Reese, L. y Welch, R., "Lateral loading of deep foundation in stiff clay". J. of Gtech. Eng. Div., ASCE, Vol. 101, pp. 633-649, (1975).
- Rosenblueth, E., "Point estimates for probability moments". Proceeding of Natural Academy of Science, Vol. 72 N°10. (1975).
- Shen, W. y Teh, C., "Analysis of laterally loaded piles in soil with stiffness increasing with depth" J. of Geotech. Geoenviron. Eng. Vol. 130, N° 8, pp. 878-882. (2004).
- Timoshenko, S. "Strength of materials", Part II, D. Van Nostrand Co., Inc., New York. (1930).
- USACE, "Introduction to probability and reliability methods for use in Geotechnical Engineering" ETL 1110-2-547, (1997).
- USACE, "Design of Pile Foundations". ASCE, New York. EM 1110-2-2906 (1991)-(1993)
- Vessic, A., "Design of pile foundation". National Cooperative Highway Research Transportation Research Board, Washington, D.C. (1977).
- Terzaghi, K., "Evaluation of Coefficients of Subgrade Reaction". Geotechnique, Vol. 5, No. 4, pp. 297-326, (1955).
- DeNapoli, V. (2006). Tesis Ms. Cs. FCEFYN de la Universidad Nacional de Córdoba.
- Reese, L. Cox, W. Koop, F., "Analysis of laterally loaded piles in sand". Proc. 5 Annual Offshore Tech. Paper N° 2312, Houston, TX, pp.473-483. (1974)
- Palmer, L. Thompson J. (1948). "The Earth pressure and deflection along the embedded length of pile subjected to lateral thrust". Proc. 2nd Int. Conf. on Soil Mech. and Found. Eng., Rotterdam, Holland, Vol. V, pp 156-161.