

# Análisis probabilístico aplicado al diseño de fundaciones profundas sometidas a cargas laterales en suelos loésicos

Pedro A. Arrúa

Universidad Tecnológica Nacional, Facultad Regional Córdoba  
Maestro M. López esquina Cruz Roja Argentina, Ciudad Universitaria  
X5016ZAA Córdoba, Argentina  
Tel./Fax: 54 351 468 4006 int. (1196)  
e-mail: parrua@cbasicas.frc.utn.edu.ar

Franco M. Francisca

CONICET, Universidad Nacional de Córdoba  
Facultad de Ciencias Exactas Físicas y Naturales, Departamento de Construcciones Civiles  
Av. Vélez Sarsfield 1611, Ciudad Universitaria  
5016 Córdoba, Argentina  
Tel.: 54 351 433 4404 int.(199)  
e-mail: ffrancis@gtwing.efn.uncor.edu

Emilio R. Redolfi

Universidad Nacional de Córdoba, Facultad de Ciencias Exactas Físicas y Naturales  
Av. Vélez Sarsfield 1611, Ciudad Universitaria  
5000 Córdoba, Argentina  
Tel./Fax: 54 351 433 4408 int (108)  
e-mail: eredolfiarrrt@ciudad.com.ar

## Resumen

El Diseño Basado en niveles de Confiabilidad (DBC) brinda mayor certidumbre en las predicciones geotécnicas que los métodos determinísticos cuando los parámetros involucrados en el proceso de cálculo presentan alta variabilidad. En este trabajo se presenta la probabilidad de falla de pilotes sometidos a solicitaciones laterales empleando criterios de deformación y reduciendo el problema tridimensional a dos dimensiones por medio del empleo de curvas  $p-y$ . Se desarrolla un procedimiento de calibración para diferentes tipos de suelos. Se implementa la metodología necesaria para aplicar el DBC, 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 probabilidad para predecir el comportamiento de pilotes. Los resultados obtenidos muestran que los factores de seguridad que se deberían adoptar en el diseño de pilotes dependen del nivel de carga y el comportamiento elastoplástico del sistema suelo-pilote.

**Palabras clave:** Método de estimación puntual; curvas  $p-y$ ; solicitaciones horizontales; suelos loésicos.

## PROBABILISTIC METHOD FOR LATERAL PILES DESIGN IN LOESSIC SOILS

### Summary

Reliability Base Design (RBD) allows geotechnical engineers to better understand the behavior of systems that depend on soil parameters with a high variability. RBD is used in this work to determine the failure probability of piles under lateral loads. This paper analyzes piles in unstable soils under lateral loads by using resistance and deformation criteria. Pile behavior is analyzed by means of  $p-y$  curves. An inverse analysis is performed to compute the reaction modulus and  $p-y$  curves for piles bored in silty soils. Reliability base design is implemented to determine a relationship between safety factor, failure probability and applied loads. The main advantages of this method are presented.

**Keywords:** Point estimation method; curve  $p-y$ ; lateral loads; loessic soil.

## INTRODUCCIÓN

La fundación mediante pilotes excavados a mano es uno de los sistemas de fundación más empleado cuando se está en presencia de suelos loésicos como los del centro de Argentina. Estos suelos presentan características colapsables y una alta variabilidad en sus propiedades mecánicas dependiendo del contenido de humedad, el estado tensional, la presencia de sales precipitadas, la química del fluido intersticial y la presencia de cementaciones calcáreas y silíceas<sup>1,2,3,4,5,6</sup>.

Diferentes autores recomiendan atravesar el estrato de suelos colapsables, transfiriendo las cargas a mantos más estables y resistentes<sup>7,8,9</sup>.

En este caso, los pilotes son usualmente diseñados empleando factores de seguridad total o parcial. En el diseño se utilizan parámetros medios o representativos del suelo sin tener en cuenta posibles variaciones o dispersiones relacionadas con la variabilidad estadística existente<sup>10,11</sup>.

En general los factores de seguridad determinísticos son incapaces de distinguir incertezas paramétricas<sup>12</sup>. Para considerar el efecto individual de cada parámetro del suelo es común utilizar coeficientes de seguridad parciales determinísticos. Sin embargo, aún en este caso no es posible determinar el nivel de riesgo o probabilidad de falla de las fundaciones.

Por otro lado, en las últimas décadas ha habido un mayor interés por introducir la variabilidad de las propiedades del suelo en el diseño en ingeniería geotécnica<sup>13,14,15</sup>. Para ello, es necesario utilizar técnicas de diseño basado en niveles de confiabilidad<sup>16,17,18</sup>. Este tipo de estudio permite establecer diseños económicos con niveles de seguridad aceptables.

En este trabajo se presenta el estudio probabilístico del comportamiento de pilotes sometidos a solicitaciones horizontales mediante el Método de Estimación Puntual (MEP)<sup>19</sup>, aplicado a la metodología propuesta por Matlock y Reese<sup>20</sup> con consideraciones especiales para suelos limo-arenoso o limo-arcillosos.

Se estudia el efecto de la variabilidad de los parámetros del suelo en la estimación de resistencia y deflexión a través del modelo de Capacidad-Demanda. En pilotes cargados lateralmente se analiza la probabilidad de falla en función del nivel de carga y las principales propiedades físico-mecánicas del suelo. Se establece una relación entre el factor de seguridad y la probabilidad de falla.

## PILOTES SOMETIDOS A SOLICITACIONES HORIZONTALES

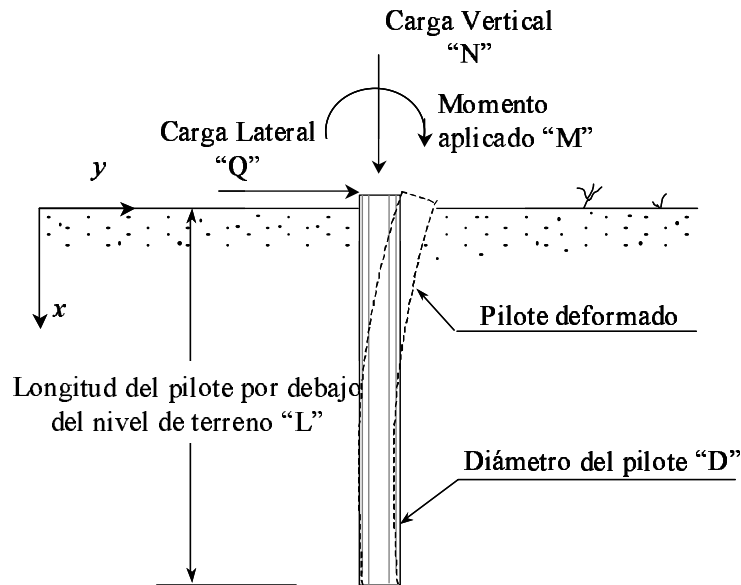
El diseño de pilotes sometidos a cargas horizontales (Figura 1) generalmente se realiza en base a dos criterios que conducen a metodologías de cálculo diferentes. Estas alternativas consisten en determinar la resistencia lateral última y el cálculo de la carga de servicio para una deformación aceptable. Las fallas estructurales en general se producen por exceso de deflexión, por lo cual se considera más acertado el empleo de criterios de deformación. Estas metodologías se basan en la solución al problema de una viga sobre fundación elástica<sup>21,22</sup>. A partir de ello, la respuesta del pilote resulta definida por:

$$\frac{d^2}{dx^2} \left( EI \frac{d^2 y}{dx^2} \right) + \frac{d}{dx} \left( N(x) \frac{dy}{dx} \right) - p(x, y) = 0 \quad (1)$$

En donde el primer término representa el comportamiento en flexión, el segundo tiene en cuenta la carga axial sobre el pilote y su efecto ante el desplazamiento horizontal y el tercero la reacción del suelo (generalmente considerado no lineal y variable en profundidad),  $E$  = módulo de elasticidad del material del pilote,  $I$  = momento de inercia de la sección,  $N(x)$  = carga vertical aplicada al pilote,  $y$  = deflexión horizontal, y  $x$  = profundidad.

La ecuación (1) es diferencial en derivadas parciales y no posee solución cerrada, por lo que su resolución requiere el uso de métodos numéricos. A los fines de simplificar el

problema, se considera aceptable discretizar el pilote con el propósito 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.



**Figura 1.** Pilote sometido a carga vertical, lateral y momento con cabezal libre

Numerosos autores presentan la diferencia entre el comportamiento de pilotes instalados en suelos granulares y los instalados en suelos arcillosos<sup>20,23,24,25,26,27</sup>.

La ecuación (2) presenta una solución para pilotes sometidos a esfuerzos horizontales y momento en suelos arenosos o arcillosos<sup>20</sup>, la cual ofrece la suficiente flexibilidad para su utilización en suelos limosos. En este caso se considera válido el principio de superposición de deformaciones correspondientes a la fuerza y el momento aplicado para bajas deformaciones, asumiendo comportamiento elástico del pilote y el suelo.

$$\frac{d^4 y}{dx^4} + \frac{k_h \cdot y}{EI} = 0 \quad (2)$$

La representación de la no linealidad del comportamiento del suelo se logra aplicando reiteradas veces la teoría de elasticidad considerando el módulo 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. Los resultados obtenidos, indican que la relación entre el módulo flexural del pilote y el módulo del suelo ( $k_h$ ) permite establecer el comportamiento del pilote como flexible o rígido.

La solución del problema consiste en determinar la curva deflexión de la cabeza del pilote ( $\Delta$ ) en función de las cargas ( $Q$ ). La derivación sucesiva permite establecer el esfuerzo de corte, momento flector y reacción del suelo. La deflexión ( $y$ ) depende de la profundidad ( $x$ ), la relación entre la rigidez del suelo y la rigidez del pilote ( $T$ ), la longitud ( $L$ ), el módulo elástico 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 ( $M$ ).

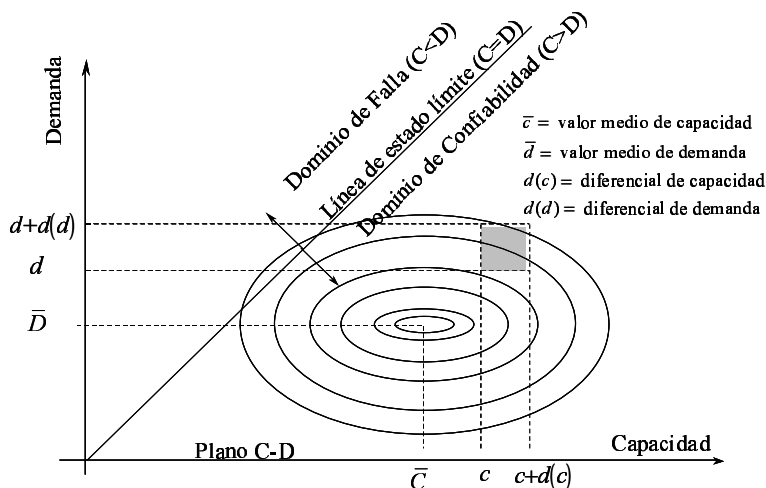
## APROXIMACIÓN POR LA TEORÍA DE PROBABILIDADES

El análisis de confiabilidad consiste en evaluar el riesgo en el diseño utilizando 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 cálculo. La valoración de confiabilidad en la evaluación del comportamiento consiste en modelar los parámetros involucrados en el problema como variables aleatorias para definir capacidades ( $C$ ) y demandas ( $D$ ) cuantificando el riesgo a través de la probabilidad de falla ( $p(f)$ ), la cual no necesariamente se refiere al colapso o falla del sistema en estudio. 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). Con los valores medios y desviación estándar es posible establecer una función de densidad de probabilidades normal<sup>28</sup>. Mientras más parámetros estadísticos se conozcan mayor será el ajuste de la función de probabilidad a los datos medidos<sup>16,13</sup>.

Las cargas medias aplicadas al sistema se denominan Demanda ( $\bar{D}$ ) la cual es considerada como una variable aleatoria obtenida a partir del cociente entre la Capacidad media ( $\bar{C}$ ) y el Factor de Seguridad ( $FS$ ). La diferencia entre Capacidad ( $C$ ) y Demanda ( $D$ ) permite definir el Margen de Seguridad ( $M$ ):

$$\bar{M} = \bar{C} - \bar{D} \quad (3)$$

La técnica numérica generalmente empleada en estos problemas corresponde al Método de Confiabilidad de Primer Orden ( $MCPO$ ). La evaluación de la probabilidad de falla a través de  $MCPO$  se muestra en la Figura 2. Dos son las variables aleatorias que caracterizan la función Margen de Seguridad, dividiendo el espacio cartesiano en dos sub-espacios denominados dominio de confiabilidad  $M > 0$  y de falla  $M < 0$ . 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  $C$ - $D$ . El volumen por debajo de la superficie sobre el dominio de falla corresponde a la probabilidad de falla.



**Figura 2.** Evaluación de la probabilidad de falla en el espacio de Capacidad-Demanda

Una alternativa para determinar las probabilidades de falla es la utilización del Método de Estimación Puntual (*MEP*)<sup>19</sup>, el cual se ha difundido debido a su fácil implementación y versatilidad. El método considera para su formulación el valor medio y la desviación estándar de las variables lo cual provee información referida a la tendencia central y la distribución de las mismas. Para funciones bivariadas, considera la distribución de probabilidad análoga a una carga vertical distribuida (*FDP*) sobre una platea rígida apoyada sobre cuatro puntos, donde cada uno de estos posee coordenadas definidas por combinatoria entre el valor medio y una desviación estándar.

Se define  $Y$  mediante la ecuación (4) y la probabilidad  $P$  como la ecuación (5) que permiten obtener la relación funcional de momentos presentada por la ecuación (6) para el valor esperado.

$$Y = \begin{bmatrix} y_{++} \\ y_{+-} \\ y_{-+} \\ y_{--} \end{bmatrix} = y \begin{bmatrix} \bar{x}_1 + \sigma(x_1), \bar{x}_2 + \sigma(x_2) \\ \bar{x}_1 + \sigma(x_1), \bar{x}_2 - \sigma(x_2) \\ \bar{x}_1 - \sigma(x_1), \bar{x}_2 + \sigma(x_2) \\ \bar{x}_1 - \sigma(x_1), \bar{x}_2 - \sigma(x_2) \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$P = [p_{++} \ p_{+-} \ p_{-+} \ p_{--}] = \frac{1}{4} [(1 + \rho_{12}) \ (1 - \rho_{12}) \ (1 - \rho_{12}) \ (1 + \rho_{12})] \quad (5)$$

$$\begin{aligned} E[y^n] &= P \cdot Y^n \\ E[y^n] &= p_{++}y_{++}^n + p_{+-}y_{+-}^n + p_{-+}y_{-+}^n + p_{--}y_{--}^n \end{aligned} \quad (6)$$

Donde  $\rho_{12}$  es el coeficiente de correlación entre las variables consideradas  $x_1$  y  $x_2$ . A los fines de establecer que tan lejos se está de la falla se define el Índice de Confiabilidad  $\beta$ , el cual representa el número de desviaciones estándar  $\sigma_{[s]}$  hasta el margen de seguridad cero ( $M = 0$  ó  $FS = 1$ ), y se calcula como:

$$\beta = \frac{\bar{C} - \bar{D}}{\sqrt{\sigma_{[C]}^2 + \sigma_{[D]}^2 - 2 \cdot \rho \cdot \sigma_{[C]}^2 \cdot \sigma_{[D]}^2}} \quad (7)$$

Donde:  $\sigma_{[C]}$  y  $\sigma_{[D]}$  son la desviación estándar correspondiente a la capacidad y la demanda respectivamente. Conocido el valor de  $\beta$  es posible determinar la probabilidad de falla  $p_{(f)}$  adoptando una distribución de probabilidad:

$$p_{(f)} = \frac{1}{2} - \psi_{[\beta]} \quad (8)$$

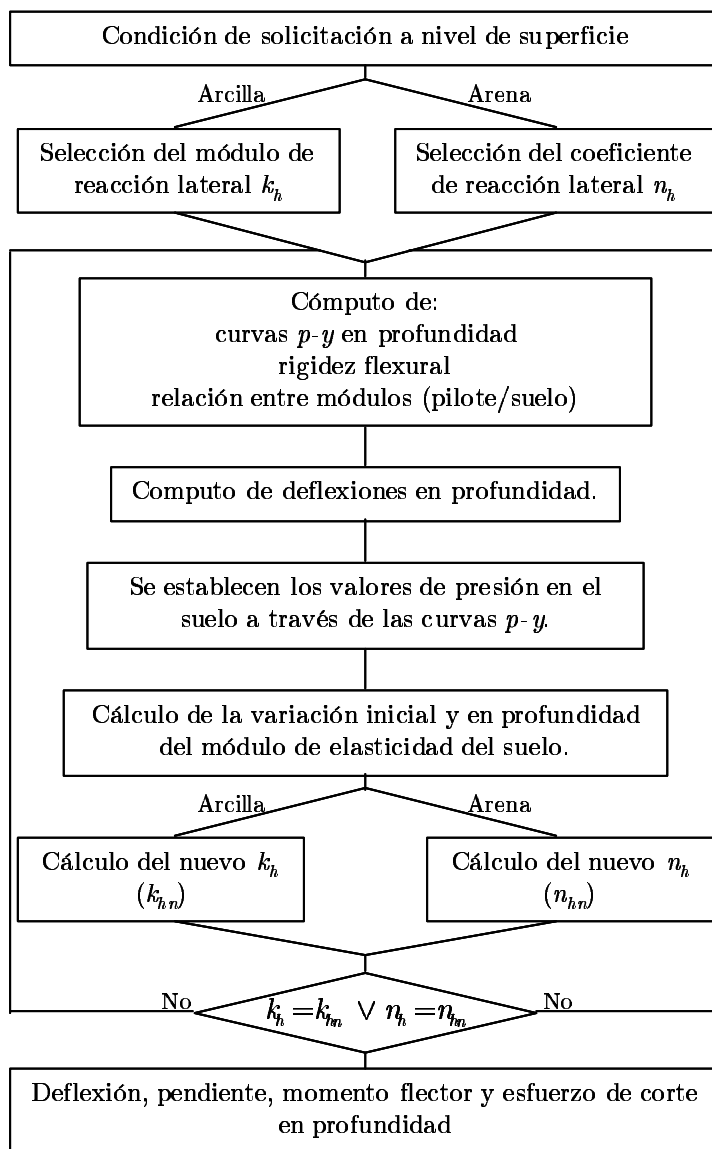
Cuando la distribución es normal se tiene:

$$\psi_{[\beta]} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \int_0^\beta e^{\left(-\frac{x^2}{2}\right)} dx \quad \forall \beta < 2,2 \wedge \psi_{[\beta]} = \frac{1}{2} - \frac{1}{\beta\sqrt{2\pi}} \cdot e^{\left(-\frac{\beta^2}{2}\right)} \quad \forall \beta \geq 2,2 \quad (9)$$

En este procedimiento se obtienen el valor esperado, variación estándar, varianza y coeficiente de variación de las funciones de capacidad y demanda. Una vez calculado el valor esperado y la desviación estándar se establece el margen de seguridad y finalmente la probabilidad de falla o confiabilidad del sistema.

## COMPORTAMIENTO CARGA-DEFLEXIÓN LATERAL

La Figura 3 muestra un diagrama de flujo para establecer la curva de carga-deflexión de la cabeza del pilote ( $Q - \Delta$ ) a partir del método desarrollado por Matlock y Reese<sup>20</sup>. Los parámetros empleados para el cálculo probabilístico contemplan los coeficientes de variación presentados por Harr<sup>16</sup> y fueron obtenidos de los trabajos efectuados por Terzaghi<sup>29</sup>.



**Figura 3.** Diagrama de flujo para establecer la deflexión y esfuerzos internos en profundidad de pilotes sometidos a sollicitaciones laterales

Las Tablas I y II presentan entornos de valores para el módulo de reacción lateral del suelo (arcilla) y el coeficiente de reacción lateral (arena) respectivamente.

Para el análisis numérico se propone un pilotes con idénticas dimensiones (longitud  $L = 5.0$  m, diámetro  $D = 0.40$  m) al empleado por Terzariol *et al.*<sup>30</sup> instalado en suelo limo-arenoso, limo-arcilloso macroporoso de baja plasticidad, bajo las mismas condiciones de sollicitación.

| Tipo de suelo                                               | $kh$ [kN/m <sup>2</sup> ]          | Comentario                                                                                                                                                                  |
|-------------------------------------------------------------|------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Arcilla con gravas                                          | 5180                               | Los valores de $k_h$ presentados corresponden niveles de carga de 30 kN aplicada a nivel de superficie con movimientos horizontales entre 0.0264m a 0.00787m. <sup>33</sup> |
| Arcilla Limosa                                              | 2590                               |                                                                                                                                                                             |
| Limo y turba                                                | 1260                               |                                                                                                                                                                             |
| Limo arcillo orgánico                                       | 2100                               |                                                                                                                                                                             |
| Arcilla rígida                                              | 3500                               |                                                                                                                                                                             |
| Valores adoptados, considerando el COV = 20 % <sup>16</sup> |                                    |                                                                                                                                                                             |
| Mínimo                                                      | Media Adoptada                     | Máximo                                                                                                                                                                      |
| $k_{hmin}$ =1304 kN/m <sup>2</sup>                          | $k_{hmed}$ =3332 kN/m <sup>2</sup> | $k_{hmax}$ =5360 kN/m <sup>2</sup>                                                                                                                                          |

**Tabla I.** Módulos de reacción lateral del suelo ( $k_h$ )

| Densidad Relativa                                         | Suelta [kN/m <sup>3</sup> ]                   | Media [kN/m <sup>3</sup> ] | Densa [kN/m <sup>3</sup> ] |
|-----------------------------------------------------------|-----------------------------------------------|----------------------------|----------------------------|
| Valores recomendados para arenas sumergidas <sup>29</sup> | 720 – 2130                                    | 2130 – 7190                | 7190 – 14098               |
| Arenas <sup>31</sup>                                      | 5530                                          | 16585                      | 34553                      |
| Arena saturada <sup>34</sup>                              | 10500 – 15200                                 | 35400 – 40600              | 132150 – 152600            |
| Arenas secas o húmedas <sup>34</sup>                      | 8020 – 25430                                  | 25155 – 127160             | 127160 – 381500            |
| Davisson <sup>35</sup>                                    | Entorno: 420 – 55290 En general: 2770 – 27640 |                            |                            |
| Valores adoptados en este trabajo                         | 14070(*)                                      | 21000                      | 27930(*)                   |

Nota: (\*) valores calculados a partir del valor medio considerando un COV = 11 %<sup>16</sup> y distribución probabilística gaussiana

**Tabla II.** Coeficiente de reacción lateral de suelo ( $n_h$ )

Las curvas de presión-deflexión horizontal utilizadas para suelo fino se obtuvieron como<sup>26</sup>:

$$p_u \leq (3 + x \cdot \gamma' / c_u + 0,5 x / D) c_u D \quad \vee \quad p_u \leq 9 c_u D \quad (10a)$$

$$p = 0,5 p_u (y / y_{50})^{1/4} \quad \vee \quad p = p_u \quad \forall y > 16 y_{50} \quad (10b)$$

$$y_{50} = 2,5 D \varepsilon_{50} \quad (10c)$$

Donde  $p_u$  = resistencia última del suelo por unidad de longitud,  $\gamma'$  = peso unitario efectivo del suelo,  $x$  = profundidad,  $c_u$  = esfuerzo de corte no drenado promedio a la profundidad  $x$ ,  $D$  = diámetro del pilote,  $\varepsilon_{50}$  = deformación unitaria correspondiente al 50 % de la tensión principal máxima en una curva tensión deformación y  $p$  = valor de ordenada en las curvas presión deflexión.

Para el caso de suelo grueso las curvas de presión-deflexión horizontal se obtuvieron como<sup>31</sup>:

$$p_{cr} = \gamma x \frac{K_0 x \operatorname{tg} \phi \operatorname{sen} \beta}{\operatorname{tg}(\beta - \phi) \cos \alpha} + \gamma x \frac{\operatorname{tg} \beta}{\operatorname{tg}(\beta - \phi)} (D + x \operatorname{tg} \beta \operatorname{tg} \alpha) + \gamma K_0 x^2 \operatorname{tg} \beta (\operatorname{tg} \phi \operatorname{sen} \beta - \operatorname{tg} \alpha) - \gamma x K_A D \quad (11a)$$

$$p_{cd} = \gamma x K_a D (\operatorname{tg}^8 \beta - 1) + K_0 D \gamma x \operatorname{tg} \phi \operatorname{tg}^4 \beta \quad (11b)$$

$$(y_u; p_u) = (3D/80; A_1 p_{cr}) \quad (11c)$$

$$(y_m; p_m) = (D/60; B_1 p_{cr}); \quad m = \frac{p_u - p_m}{y_u - y_m} \quad (11d)$$

$$(y_k; p_k) = \left( \sqrt[n-1]{(c / (n_h x))^n}; c \sqrt[n]{y_k} \right) \quad \forall n = \frac{p_m}{(m y_m)} \wedge c = \frac{p_m}{\sqrt[n]{y_m}} \quad (11e)$$

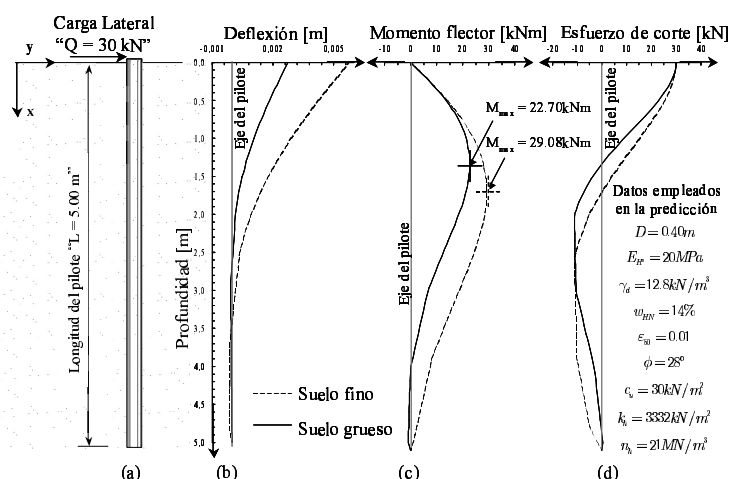
$$p = c \sqrt[n]{y}; \quad (11f)$$

Donde  $K_a$  = coeficiente de empuje activo de Rankine,  $\alpha = \phi/2$ ,  $\beta = 45 + \alpha$ ,  $p_{cr}$  es aplicable desde la superficie hasta una profundidad crítica,  $p_{cd}$  es aplicable a una profundidad superior a la crítica la cual se establece como el punto donde  $p_{cr}$  es igual a  $p_{cd}$ ,  $p_m$  = presión al final del tramo exponencial,  $B_1$  = coeficiente función de la profundidad y de la condición de carga (estática o dinámica),  $y_m$  = deflexión a partir de la cual se considera el tramo lineal posterior al tramo exponencial,  $m$  = pendiente del tercer tramo,  $n$  = coeficiente que afecta al exponente del segundo tramo y  $y_k$  es la deflexión al final del tramo lineal inicial.

Las curvas  $p$ - $y$  son una superficie en el espacio euclideo caracterizado por el sistema ortogonal profundidad, deflexión y presión ( $x$ ,  $y$ ,  $p$ ) cuya forma depende de la cohesión para los suelos de grano fino y la fricción para suelos de grano grueso.

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 asume 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<sup>20</sup>.

La Figura 4 presenta la variación en profundidad de las deflexiones, momento y corte para un pilote en suelo loésico sometido a carga horizontal. Se presentan las respuestas obtenidas con el modelo considerando tanto suelos de grano fino como grueso. El incremento de la carga aplicada en la cabeza del pilote permite establecer el comportamiento carga deflexión a nivel de terreno.



**Figura 4.** Predicción de comportamiento de pilote sometido a carga horizontal. (a) Sistema físico. (b) Deflexiones en profundidad. (c) Diagrama de momento flector en profundidad. (d) Diagrama de esfuerzo de corte

## CONFIABILIDAD EN PILOTES SOMETIDOS A SOLICITACIONES HORIZONTALES

El pilote analizado en este trabajo se encuentra instalado en un suelo de tipo limoso, con comportamiento intermedio entre las arenas y las arcillas. Debido a ello, se propone la adopción de un módulo de reacción lateral del suelo que dependa de la profundidad con un comportamiento intermedio al constante (típico de las arcillas) y lineal (típico de las arenas). Para ello se emplea la formulación propuesta por Matlock y Reese<sup>20</sup> con una variación en profundidad del módulo de reacción lateral  $k_h$  que responde a la expresión de Palmer y Thompson<sup>32</sup> modificada normalizando respecto del diámetro del pilote  $D$  en lugar de la longitud del mismo:



$$k_h = m_h \left( \frac{x}{D} \right)^n \quad (12)$$

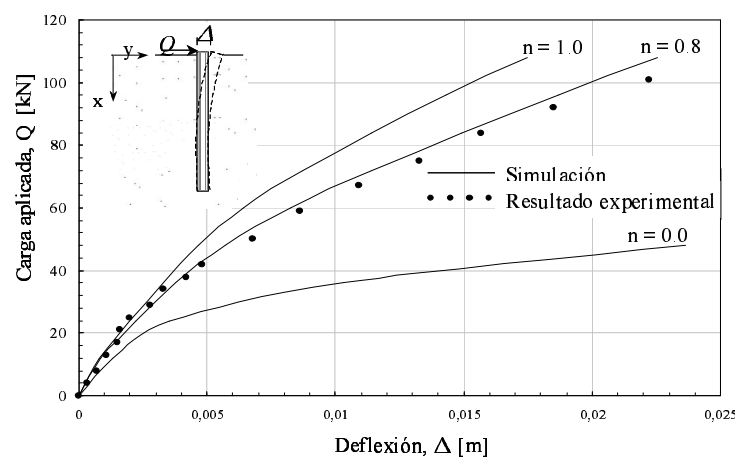
Donde  $n$  = coeficiente que establece las características de variación en profundidad. Cuando su valor es unitario, la expresión corresponde a un módulo de reacción lateral de variación lineal en profundidad caracterizado por la pendiente  $m_h$  (suelo grueso). Si  $n$  es nulo el módulo de reacción lateral permanece constante en profundidad y se reduce a la curva correspondiente a suelos finos.

La relación de rigidez flexural suelo-pilote resulta entonces:

$$T = \sqrt[n+4]{\frac{EI D^n}{m_h}} \quad (13)$$

Donde  $E$  = módulo de elasticidad,  $I$  = momento de inercia y  $D$  = diámetro del pilote. Las condiciones de borde de la ecuación propuesta corresponden a  $n = 0$  y  $n = 1$ . En el primer caso el modelo coincide con la respuesta correspondiente a suelos cohesivos<sup>24</sup> y en el segundo caso a los suelos granulares<sup>23</sup>. Para las simulaciones se adoptaron curvas  $p$ - $y$  correspondientes a suelos de grano grueso para cuando  $0,5 \leq n \leq 1,0$  y de grano fino para  $n < 0,5$ .

La Figura 5 muestra las curvas  $Q$ - $\Delta$  obtenidas utilizando las curvas  $p$ - $y$  desarrolladas por Reese y Welch<sup>26</sup> y Reese *et al.*<sup>31</sup> para arcillas y arenas respectivamente en el método de Matlock y Reese<sup>20</sup>, y utilizando los parámetros mecánicos de los suelos loésicos presentados en las Tablas I y II. En la misma Figura 5 se muestran los resultados experimentales reportados por Terzariol *et al.*<sup>30</sup>. La divergencia de los resultados del modelo con los resultados experimentales para estos parámetros de suelo es evidente. No se logra un ajuste satisfactorio para deformaciones superiores a 0.001m y 0.005m en suelo fino y grueso respectivamente. Observe que el modelo con parámetro dominante cohesivo ( $n=0$ ) o friccional puro ( $n=1$ ) no producen estimaciones adecuadas del comportamiento de pilote en loess. Por lo tanto, la respuesta del sistema suelo-pilote para el caso de suelos limosos se presenta como una situación intermedia entre suelos de características friccionales y cohesivas (Figura 5).



**Figura 5.** Curvas  $Q - \Delta$ . Predicción con diferentes coeficientes  $n$  comparado a ensayos experimentales

Para lograr un mejor ajuste, se considera variable el parámetro  $n$  (ecuación (11)), para lo cual se incrementa desde 0 a 1. El mejor ajuste entre el modelo y los datos experimentales se logra para  $n = 0.8$ , valor determinado utilizando una norma cuadrática para minimizar

el error entre los valores experimentales ( $x_i$ ) y los valores predichos ( $x_i^*$ ). Observe que los resultados del modelo se aproximan en forma adecuada a las mediciones tanto para bajos como para altos niveles de carga y deformación. La utilización del parámetro  $n$  definido en este trabajo es la única alternativa encontrada en este trabajo para representar en forma adecuada la curvatura y variación de los valores experimentales desde bajos niveles de carga hasta la rotura del pilote.

La Figura 6 muestra la variación en profundidad del módulo de reacción lateral en profundidad para el coeficiente  $n = 0,8$  junto a las variante propuesta por Terzariol *et al.*<sup>30</sup> y las alternativas de suelos arcillosos y arenosos.

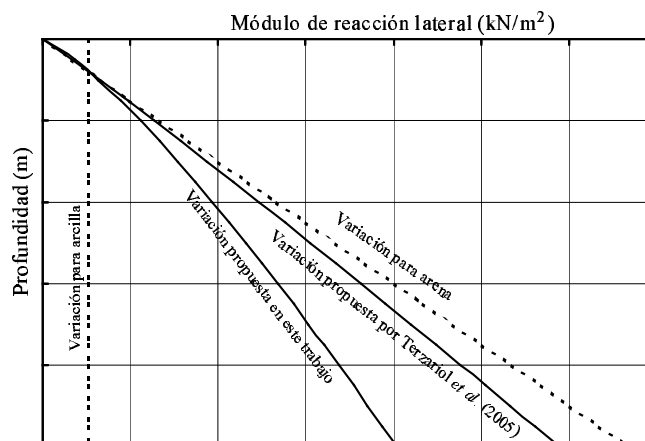


Figura 6. Variación del módulo de reacción lateral en profundidad

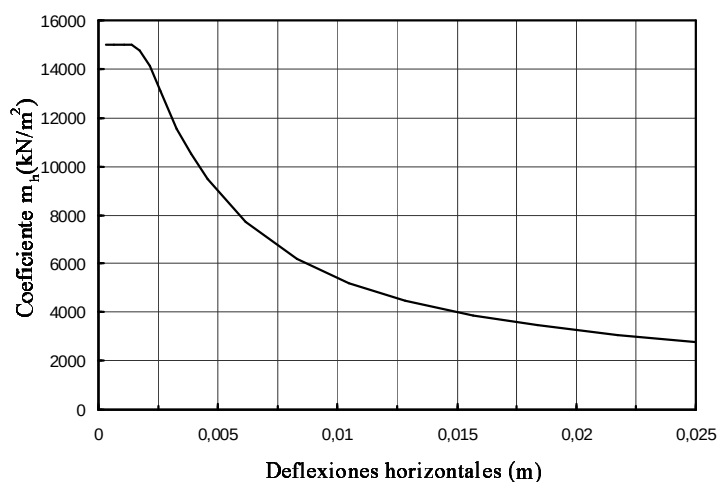
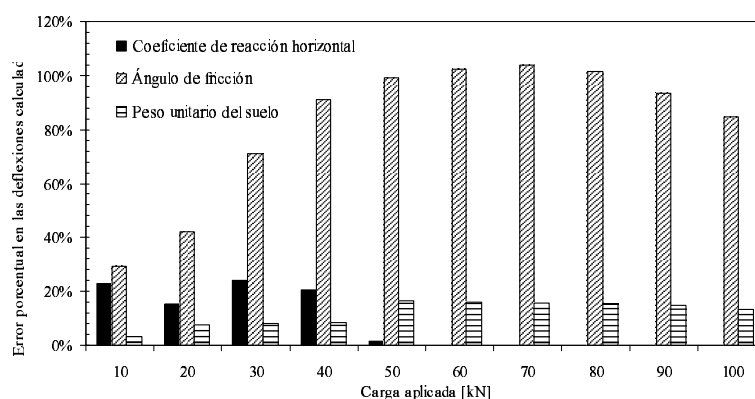


Figura 7. Degradación del coeficiente  $m_h$  con el incremento de deflexión

La Figura 7 presenta los valores que adopta  $m_h$  para diferentes niveles de deflexión en la cabeza del pilote, para  $n = 0,8$ . Este coeficiente ( $m_h$ ) permanece constante mientras el suelo se mantiene en el rango elástico, y disminuye sensiblemente cuando se comienza a plastificar el terreno alrededor del pilote. La función se hace asintótica a un valor aproximado de 2000 kN/m² en el momento que se alcanza la fluencia del pilote y que coincide con la falla del mismo según la condición de deformabilidad admisible. Como el módulo de reacción horizontal del suelo puede ser calculado a partir del coeficiente  $m_h$ , el mismo resulta dependiente de la profundidad y del nivel de deflexión.

En la Figura 8 se presentan los resultados de un análisis paramétrico donde se explicita el error porcentual en las deflexiones calculadas en la cabeza del pilote en cada nivel de carga para distintos valores de  $n_h$ ,  $\gamma$  y  $\phi$ . El diagrama de barras permite detectar para un nivel de carga específico, la influencia de los parámetros en estudio en la dispersión respecto a la curva calibrada. En todos los casos los valores extremos adoptados corresponden a los valores esperados mas/menos tres desviaciones estándar. El estudio de sensibilidad se realizó variando de a uno los parámetros, manteniendo los otros constantes e iguales al valor esperado. La fricción del suelo es el parámetro que mayor influencia presenta en el comportamiento del pilote, seguido por el peso unitario para bajos niveles de carga. Para cargas elevadas, donde el comportamiento del sistema es no lineal, la respuesta del pilote presenta una dependencia muy poco significativa del módulo de reacción del suelo.

Con el objeto de obtener una relación entre el factor de seguridad y la probabilidad de falla del pilote se implementa el método de estimación puntual, considerando sólo dos variables:  $n_h$  y  $\phi$ . No se considera la variación del peso unitario debido a que si bien tiene mayor influencia que el  $n_h$  en la dispersión de los resultados a niveles de carga mayor a los 50 kN (Figura 8), los coeficientes de variación indican que el mismo puede ser medido con menor dispersión<sup>16</sup> y en consecuencia provoca menor influencia en la probabilidad de falla.



**Figura 8.** Influencia de los parámetros  $n_h$ ,  $\gamma$  y  $\phi$  en las deflexiones calculadas para diferentes niveles de carga

La Tabla III resume los parámetros utilizados para la modelación mediante el método de estimación puntual de la respuesta carga-deflexión mostrada en la Figura 5. El modelo representa el comportamiento a largo plazo del pilote instalado en un estrato limo arenoso, limo arcilloso uniforme. Se asume para el suelo que rodea el fuste el comportamiento granular, más allá del rango elástico. Las curvas de carga deformación no contemplan magnitudes de asentamiento por colapso lateral aunque se considera la reducción de capacidad de carga del fuste por variación en los parámetros resistentes del modelo. Las deflexiones verticales para diferentes niveles de carga en la cabeza del pilote se denominan  $\Delta_{ij}$  donde  $i$ , corresponde al nivel de carga,  $j$  representa la combinación de parámetros empleados en el método de estimación puntual.

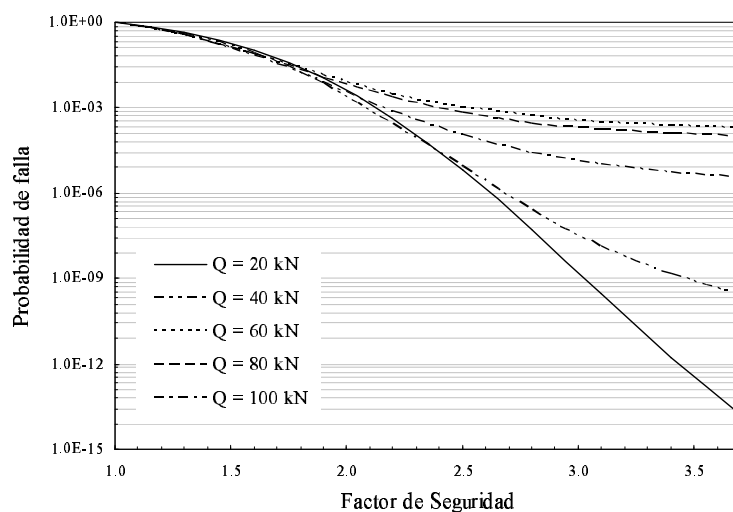
| Parámetro                     | $E_{[x]}$ | $V_{[x]}$ | $\sigma_{[x]}$ | $x^+ = E_{[x]} + \sigma_{[x]}$ | $x^- = E_{[x]} - \sigma_{[x]}$ |
|-------------------------------|-----------|-----------|----------------|--------------------------------|--------------------------------|
| $\phi [^\circ]$               | 28        | 0.10      | 2.8            | 30.8                           | 25.2                           |
| $n_h \text{ [kN/m}^3\text{]}$ | 21000     | 0.11      | 2310           | 23310                          | 18690                          |

**Tabla III.** Parámetros empleados en la estimación

La demanda  $\delta_{ij}$  se establece para diferentes factores de seguridad a partir de lo cual se obtiene el margen de seguridad necesario para estimar la probabilidad de falla. Determinadas las deflexiones se establece la varianza como ( $V[\Delta] = E[\Delta^2] - (E[\Delta])^2$ ) con la cual es posible establecer la desviación estándar de los asentamientos en profundidad. La “Capacidad” se adopta como las deformaciones que poseen  $FS = 1$ . Cada combinación de parámetros y para cada nivel de carga utilizados en el método de estimación puntual se obtiene un vector de desplazamientos en profundidad.

El problema bi-variado genera una matriz de deflexiones compuesta por 4 vectores columna, que afectado por el  $FS$  permite obtener la demanda. 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  $\rho_{(\Delta\delta)} = 0.75$  (valor recomendado por Harr<sup>16</sup>). El índice de confiabilidad  $\beta$  se obtiene como la relación entre la esperanza matemática y la desviación estándar del margen de seguridad.

La Figura 9 presenta la variación de la probabilidad de falla en función del factor de seguridad para distintos niveles de carga horizontal en la cabeza del pilote. Los resultados obtenidos permiten analizar la variación de la confiabilidad en función de factores de seguridad y además su dependencia del nivel de carga aplicado. Para factores de seguridad superiores a 2 se obtienen probabilidades de falla del orden de 0.001 %. Para aquellas cargas que provocan desplazamientos del pilote y reacción del suelo en niveles elásticos, la confiabilidad del sistema es elevada. Cuando se supera este nivel, la incertidumbre puede aumentar hasta en 10 órdenes de magnitud.



**Figura 9.** Probabilidad de falla para pilote de 5,0 m de longitud y 0,4 m de diámetro sometido a carga lateral

Los resultados indican que la desviación estándar de la demanda aumenta con el incremento de carga para cualquier factor de seguridad, indicando que la probabilidad de falla depende del nivel de solicitaciones a pesar del empleo de factores 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. Note que pilotes sometidos a distintos niveles de carga, y diseñados con un mismo factor de seguridad presentan probabilidades de falla muy diferentes (Figura 9). Por lo tanto, la adopción del factor de seguridad no puede ser único, sino que debe tener en cuenta el nivel de solicitaciones a las que pueda estar sometido un pilote durante su vida útil.

## CONCLUSIONES

En este trabajo se presentó la aplicación del diseño basado en confiabilidad a través del método de estimación puntual a pilotes excavados en suelos loésicos sometidos a solicitaciones laterales. Se desarrolló un procedimiento de calibración general para diferentes tipos de suelos. Las principales conclusiones de este estudio son:

- Para el análisis de pilotes sometidos a esfuerzos laterales, el comportamiento de los suelos loésicos a largo plazo se aproxima más al de los suelos granulares que al de los suelos arcillosos.
- Cuando el comportamiento del sistema suelo-pilote se encuentra en el rango elástico, las presiones desarrolladas en el suelo y las deflexiones observadas en el pilote dependen principalmente del coeficiente de reacción lateral del suelo.
- Para solicitaciones elevadas, las curvas  $p$ - $y$  en profundidad dependen principalmente del peso unitario y el ángulo de fricción del suelo.
- La probabilidad de falla no solo depende del factor de seguridad sino del nivel de carga aplicado en la cabeza del pilote. Cuando la carga produce deflexiones en el campo elástico la probabilidad de falla es despreciable y se incrementa hasta en 10 órdenes de magnitud para el campo no lineal.
- Los criterios de diseño que emplean factores de seguridad no permiten establecer cuán lejos se está de la falla ni el nivel de la confiabilidad del pilote. Esta información sólo puede obtenerse a partir del método DBC propuesto en este trabajo para el diseño de pilotes sometidos a esfuerzos laterales en suelos loésicos. Además, la probabilidad de falla no es unívoca para cada factor de seguridad adoptado sino que depende además de las solicitaciones laterales a las que se encuentre sometido el pilote.

## AGRADECIMIENTOS

Esta investigación fue parcialmente financiada por SECyT de la Universidad Tecnológica Nacional, Facultad Regional Córdoba, CONICET y SECyT-UNC.

## REFERENCIAS

- 1 E. Redolfi, "Comportamiento de pilotes en suelos colapsables", Tesis doctoral presentada en la Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Madrid de la Universidad Politécnica de Madrid, (1993).
- 2 E. Quintana Crespo, "Relación entre las propiedades geotécnicas y los componentes puzolánicos de los sedimentos pampeanos", Tesis Doctoral, Facultad de Ciencias Exáctas Físicas y Naturales, Universidad Nacional de Córdoba, (2005).
- 3 F.M. Francisca, E.R. Redolfi y C.A. Prato, "Análisis de Tuberías Enterradas en Suelos Loésicos: Efecto de la Saturación del Suelo", *Rev. Int. de Desastres Naturales, Accidentes e Infraestructura Civil*, Vol. 2, N° 1, pp. 3-19, (2002).
- 4 V.A. Rinaldi, J.J. Claria y J.C. Santamarina, "The small-strain shear modulus ( $G_{max}$ ) of Argentinean loess", Proceedings of the Fifteenth International Conference of Soil Mechanics Conference of Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Vol. 1, pp. 495-499, (2001).
- 5 A. Reginatto, "Propiedades mecánicas de algunos suelos de la ciudad de Córdoba", 2ª Reunión Argentina de Mecánica de Suelos e Ingeniería de Fundaciones, Córdoba, Argentina, (1970).

- 6 L.L. Moll y R.J. Rocca, "Properties of loess in the center of Argentina", IX Panam. Conf. on S.M. and F.E Chile, Vol. **1**, pp. 1-13, (1991).
- 7 H. Poulos y E. Davis, "*Pile foundation analysis and design*", John Wiley & Sons, Inc., New York, N.Y., (1980).
- 8 J. Bowles, "*Foundation analysis and design*", McGraw-Hill, New York, N.Y., (1988).
- 9 S. Prakash y H. Sharma, "*Pile Foundation in Engineering Practice*", John Wiley & Sons, Inc., New York, (1990).
- 10 United States Army Corp of Engineering (USACE), "Design of Pile Foundations", *ASCE*, New York, (1993).
- 11 American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO), "LRFD bridge design specifications", Washington D.C, (1997).
- 12 G. Baecher, M. Pate y R. De Neufville, "Risk of dam failure in benefit cost analysis". *Water Resources Research*, Vol. **16**, N° 3, June, pp. 449-456, (1980).
- 13 K. Phoon, "Reliability based design of foundation for transmission line structure", PhD. Thesis, Faculty of the Graduate School of Cornell University, (1995).
- 14 D. Mortensen, "Safety requirement for foundation structure determined by economical considerations", International Symposium on Limit State Design in Geotechnical Engineering, Danish Geotechnical Institute, Copenhagen, pp. 683-686, (1993).
- 15 P. Bentsson, U. Bergdal y E. Ottosson, "A comparative study on limit state design and total safety design for shallow foundation", International symposium on Limit state design in Geotechnical Engineering, Danish Geotechnical Institute, Copenhagen, pp. 13-22, (1993).
- 16 M. Harr, "*Reliability-Based Design in Civil Engineering*", Dover Publications, Inc., New York, (1987).
- 17 G. Fenton, "Probabilistic methods in geotechnical engineering", GeoLogan'97 Conference, Logan, Utah, ASCE Geotechnical Safety and Reliability Committee, (1997).
- 18 F. Kulhawy, K. Phoon, "Observations on geotechnical reliability-based design development in North America", Foundation Design Codes and Soil Investigation in view of International Harmonization and Performance, Tokyo, Japan, Balkema, (2002).
- 19 E. Rosenblueth, "Point estimates for probability moments", *Proceeding of Natural Academy of Science, USA*, Vol. **72**, N° 10, (1975).
- 20 H. Matlock y L.C. Reese, "Generalized solutions for laterally loaded piles", *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Proc. Of the American Society of Civil Engineers, N° SM 5, pp. 63-91, (1960).
- 21 S. Timoshenko, "*Strength of materials*". Part II, D. Van Nostrand Co., Inc., New York, (1930).
- 22 E. Winkler, "Die Lehre Von Elastizitat and Festigkeit", p. 182, Prague, (1867).
- 23 B.B. Broms, "Lateral resistance of pile in cohesionless soil", *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Proc. Of the American Society of Civil Engineers, N° SM 3, pp. 123-156, (1964).
- 24 B.B. Broms, "Lateral resistance of pile in cohesive soil", *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Proc. Of the American Society of Civil Engineers, Vol. **90**, N° SM 2, pp. 27-63, (1964).
- 25 H.G. Poulos, "Behavior of laterally loaded piles: I single piles", *Journal of the soil Mechanics and Foundation Division, ASCE*, Vol **97**, N° SM5, (1971).

- 26 L. Reese y R. Welch, "Lateral loading of deep foundation in stiff clay", *Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE*, Vol. **101**, N° GT, July, pp. 633-649, (1975).
- 27 W.Y. Shen y C.I. Teh, "Analysis of laterally loaded piles in soil with stiffness increasing with depth", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. **130**, N° 8, pp. 878-882, (2004).
- 28 United State Army Corp of Engineering (USACE), "Introduction to probability and reliability methods for use in Geotechnical Engineering", ETL 1110-2-547, (1997).
- 29 K. Terzaghi, "Evaluation of Coefficients of Subgrade Reaction", *Geotechnique*, Vol. **5**, N° 4, pp. 297-326, (1955).
- 30 R. Terzariol, N. Ravenna y M. Rivas, "Determinación del coeficiente de reacción horizontal para el diseño de pilotes en suelos colapsables", XVI Congreso Argentino de Mecánica de Suelos e Ingeniería Geotécnica (XVI CAMSIG), Septiembre, San Juan, Argentina, (2006).
- 31 L. Reese, W. Cox y F. Koop, "Analysis of laterally loaded piles in sand", Proceeding, Fifth Annual Offshore Technology Conference, Paper N° OTFC 2312, pp.473-483, Houston, TX, (1974).
- 32 L. Palmer y J. Thompson "The earth pressure and deflection along the embedded length of pile subjected to lateral thrust", Proceedings Second International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Rotterdam, Holland, Vol. **V**, pp 156-161, (1948).
- 33 K. Robinson, "Horizontal subgrade reaction estimated from lateral loading tests on timber piles", *Behavior of deep foundations*, ASTM STP 670, Raymond Lundgren Ed, American Society for Testing and Materials, pp. 520-536, (1979).
- 34 B. Das, "*Fundamentos de ingeniería Geotécnica*" Thomson Learning, España, Madrid. (2001)
- 35 M. Davisson, "Estimating buckling loads piles", Proceedings of the second pan American Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. **I**, pp. 351-369, (1963).