

PREDICCIÓN DEL COMPORTAMIENTO DE PILOTES EXCAVADOS MEDIANTE MODELO CONSTITUTIVO HIPERBÓLICO

Paul Hernán Kohan^a, Carlos A. Prato^b y Federico Pinto^a

^a*Universidad Nacional de Salta, Av. Bolivia 5150, Salta, Argentina, paulkohan@unsa.edu.ar*

^b*Universidad Nacional de Córdoba, Avda. Vélez Sarsfield 1611 Córdoba, Argentina*

Palabras Clave: pilotes excavados, fundaciones profundas, modelo hiperbólico, rigidez.

Resumen. Este trabajo tiene como objetivo predecir la curva carga vs. asentamiento de pilotes excavados bajo carga axial estática a través de modelos de elementos finitos, considerando para el suelo el modelo constitutivo hiperbólico de Duncan-Chang, así como una versión modificada del mismo en la que se incluye el criterio de falla de Drucker-Prager. A fines de validar el modelo numérico se realiza una comparación de los valores obtenidos mediante la implementación computacional con resultados experimentales, considerando la curva carga vs. asentamiento medido en la cabeza del pilote. Finalmente, para ilustrar los beneficios del modelo, se comparan las predicciones obtenidas en el rango de las bajas deformaciones con las que se determinan al utilizar criterios de diseño utilizados en la práctica, comprobando que la utilización del modelo propuesto conduce a una mejor aproximación al comportamiento real del pilote.

1 INTRODUCCIÓN

En la actualidad las fundaciones de muchas estructuras se resuelven utilizando pilotes, entre otras razones por la necesidad de llegar a suelos más competentes o para evitar desplazamientos excesivos. Los procedimientos de diseño comúnmente empleados para estos pilotes implican principalmente la determinación de su capacidad de carga y, en algunos casos, la estimación de la rigidez inicial a través de modelos y fórmulas aproximadas. En general, estos procedimientos no permiten definir la relación carga vs. desplazamiento del pilote que tiene gran influencia en el comportamiento de la estructura principal. Las incertidumbres generadas por esta falta de información son cubiertas mediante la introducción de coeficientes de seguridad.

Este trabajo está orientado al desarrollo de modelos en elementos finitos que permitan una predicción más racional del comportamiento de los pilotes en las etapas de diseño o evaluar el desempeño de los elementos construidos. Esta opción de análisis implica la utilización de un modelo constitutivo para representar el comportamiento del suelo. En las últimas décadas se han desarrollado modelos con diferentes niveles de sofisticación que permiten aproximar la respuesta del suelo a las sollicitaciones producidas por distintos tipos de fundaciones. Pero este mayor nivel de complejidad implica la definición de una mayor cantidad de propiedades de los materiales que no siempre están al alcance del proyectista y también una mayor dificultad en su implementación en programas computacionales. En este sentido el modelo hiperbólico propuesto por Duncan y Chang (1970) resulta ventajoso ya que la simplicidad de su definición permite implementarlo de manera sencilla en un programa de elementos finitos.

La formulación del modelo hiperbólico está basada en el comportamiento de muestras de suelos durante ensayos triaxiales donde las tensiones principales σ_1 y σ_3 son iguales en todo momento. En este trabajo se propone modificar el modelo de Duncan y Chang reemplazando en su formulación el criterio de falla de Mohr-Coulomb por el de Drucker-Prager y de esta manera incluir el efecto de las variaciones de la tensión intermedia.

En la definición de los modelos numéricos de pilotes debe tenerse en cuenta que los procesos constructivos relacionados a la instalación de pilotes pueden producir variaciones en las propiedades del suelo, y lógicamente esto puede resultar en diferencias entre el comportamiento esperado y el real. Por esta razón en la práctica ingenieril resultan necesarios procedimientos que permitan evaluar el comportamiento de estos elementos estructurales una vez construidos. Una alternativa común es la utilización de ensayos in situ de carga estática, pero estos consumen mucho tiempo y generalmente son muy costosos. En este sentido los ensayos dinámicos resultan una alternativa atractiva al evitar estos inconvenientes y también porque las mediciones se realizan a partir de procedimientos no destructivos.

Es posible clasificar los ensayos dinámicos según el nivel de deformaciones que implican. En general se puede considerar que los ensayos de bajas deformaciones están orientados a la evaluación de la integridad de los pilotes mientras que los de grandes deformaciones permiten estimar la capacidad de carga de los mismos. Otra característica que los diferencia es que los primeros requieren la utilización de equipos más simples, económicos y de fácil manejo que los segundos. Teniendo en cuenta estas razones resulta atractivo desarrollar metodologías que permitan estimar la curva carga vs. desplazamiento y la capacidad de carga de los pilotes utilizando los datos obtenidos de ensayos dinámicos en bajas deformaciones. Con este objetivo, en este trabajo se propone profundizar en los procedimientos de calibración descriptos por Caballero (2007) para ajustar el modelo numérico propuesto a partir de los resultados de ensayos de baja deformaciones y su interpretación a partir del método de respuesta transitoria (TRM).

En las siguientes secciones se describen características del modelo de Duncan y Chang original y modificado, se discuten aspectos relacionados con su implementación en un programa de elementos finitos y se comparan resultados obtenidos mediante el análisis numérico con resultados experimentales.

2 EL MODELO HIPERBÓLICO

2.1 Relación Tensión-Deformación

El modelo hiperbólico es un modelo constitutivo de gran aplicación dentro de la geotecnia, permite representar el comportamiento no lineal de distintos tipos de suelos a partir de una formulación simple y con un grado de precisión suficiente para resolver diversos problemas prácticos. Este modelo fue formulado inicialmente por Kodner en 1963 y posteriormente profundizado y extendido por Duncan y Chang en 1970 (Duncan *et al.*, 1970).

El modelo se basa en que la curva tensión - deformación de una muestra de suelo sometida a un ensayo triaxial bajo una tensión de confinamiento σ_3 constante puede ser aproximada a una hipérbola, como se presenta en la Figura 1a, definida de la siguiente manera:

$$(\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{\varepsilon_a}{\frac{1}{E_i} + \frac{\varepsilon_a}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}}} \quad (1)$$

donde σ_1 y σ_3 corresponden a la mayor y menor de las tensiones principales, ε_a es la deformación axial, E_i es el módulo elástico inicial, y $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ es el valor de la tensión desviadora a la cual la curva tiende asintóticamente cuando las deformaciones tiende a infinito.

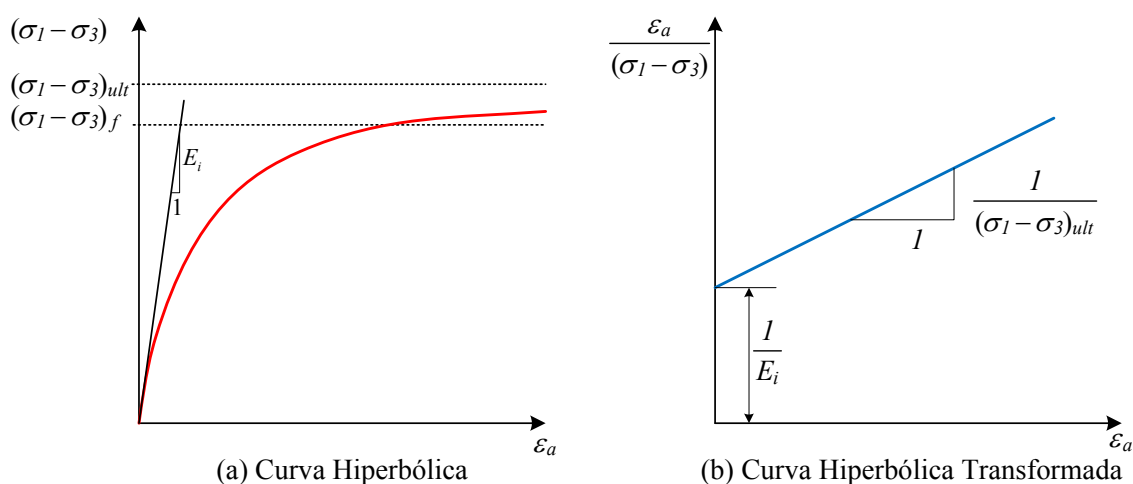


Figura 1. Curva tensión vs. deformación hiperbólica

Los valores de E_i y $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ pueden ser determinados graficando resultados de ensayos triaxiales en el par de ejes transformado que se presenta en la Figura 1b. De esta manera se obtiene una recta cuya ordenada en el origen toma el valor de $1/E_i$ y cuya pendiente es igual a $1/(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$. Debido a que $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ es un parámetro teórico que define la hipérbola, la

curva siembre se mantiene por debajo de este límite y, por lo general, la tensión desviadora de falla $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ también. La relación entre ambas tensiones se denomina razón de falla R_f y se define como:

$$R_f = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}} \quad (2)$$

El modelo hiperbólico de Duncan y Chang considera que los suelos presentan curvas tensión-deformación que varían en función del confinamiento. Un incremento del confinamiento resulta en una curva con una pendiente inicial más pronunciada y una mayor tensión de falla, y por lo tanto implica un aumento en los valores de E_i y de $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$. Resultados de diversos estudios experimentales (Janbu, 1963) han demostrado que es posible considerar la variación del módulo elástico tangente inicial E_i con la tensión de confinamiento σ_3 a través de la siguiente expresión:

$$E_i = K p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^n \quad (3)$$

donde p_a es la presión atmosférica, y K y n son llamados el número y el exponente del módulo y son parámetros adimensionales que deben determinarse para cada tipo de suelo. Además, es posible definir la relación entre la tensión de falla y la de confinamiento en términos del criterio de falla de Mohr-Coulomb:

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_f = \frac{2c \cos \phi + 2\sigma_3 \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad (4)$$

donde c y ϕ son la cohesión y el ángulo de fricción del suelo respectivamente.

2.2 Módulo Elástico Tangente E_t

El comportamiento no-lineal del suelo puede ser simulado a través de un análisis incremental sobre un modelo de elementos finitos, asignando a cada elemento y en cada incremento de carga el módulo elástico tangente E_t correspondiente a su estado tensional.

Considerando que la tensión de confinamiento σ_3 es constante durante cada incremento de carga el módulo E_t puede obtenerse como la derivada de la ec.(1) con respecto a la deformación ε_a . Luego de algunos reemplazos y simplificaciones es posible obtener:

$$E_t = (1 - R_f S)^2 E_i \quad (5)$$

donde S se denomina nivel de tensión o fracción de resistencia movilizada y está definida por la siguiente relación:

$$S = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f} \quad (6)$$

La expresión (5) indica que para un estado de confinamiento dado, el módulo elástico

tangente E_t puede calcularse como una fracción del módulo elástico inicial E_i , y que esta fracción depende de la relación entre las tensiones solicitantes y la resistencia del suelo.

2.3 Variación no lineal del volumen

Muchos suelos exhiben variaciones no lineales de volumen que dependen del nivel de tensiones. Para tener en cuenta este efecto, es posible considerar estas variaciones volumétricas actualizando el valor del coeficiente de Poisson según el estado de tensiones (Duncan *et al.*, 1970). Es razonable suponer que el módulo volumétrico es independiente del nivel de tensiones $(\sigma_1 - \sigma_3)$ y que varía con la tensión de confinamiento σ_3 según la siguiente ecuación:

$$B = K_b p_a \left(\frac{\sigma_3}{p_a} \right)^m \quad (7)$$

donde K_b y m son llamados el número y el exponente del módulo volumétrico y son parámetros que deben obtenerse de forma experimental para cada tipo de suelo. Teniendo en cuenta la teoría de la elasticidad es posible definir el coeficiente de Poisson tangente ν_t a partir de módulos E_t y B como:

$$\nu_t = \frac{1}{2} - \frac{E_t}{6B} \quad (8)$$

Debe tenerse en cuenta que en un análisis numérico el valor ν_t debe variar dentro del rango entre 0 y 0.5. Así, cuando ν_t es igual a 0.5 el suelo se comporta como un material incompresible.

2.4 Modificación al modelo propuesta

Como se menciona en las secciones anteriores, la formulación original del modelo hiperbólico utiliza el criterio de falla de Mohr-Coulomb. En este trabajo se propone definir una versión modificada del modelo en la que se incluye el criterio de falla de Drucker-Prager. Para esto se propone evaluar la resistencia movilizada S considerando la relación entre la tensión desviadora generalizada q y la tensión desviadora de falla q_f definida por el criterio de Drucker-Prager:

$$S = \frac{q}{q_f} \quad (9)$$

La tensión desviadora q está relacionada con el segundo invariante del tensor desviador J_2 de la siguiente manera:

$$q = \sqrt{3J_2} \quad (10)$$

El criterio de Drucker-Prager considera la siguiente superficie de fluencia:

$$f = \alpha I_1 - \sqrt{J_2} + \kappa \quad (11)$$

donde en este trabajo se considera $\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)}$ y $\kappa = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)}$.

Entonces, a partir de la ecuación (11) es posible definir la tensión desviadora de falla como:

$$q_f = \sqrt{3}\alpha J_2 + \sqrt{3}\kappa \quad (12)$$

Por simplicidad en las secciones siguientes se denominará Duncan MC al modelo original y Duncan DP a la versión modificada.

3 DESCRIPCIÓN DE LOS ENSAYOS

Como parte de este trabajo dos ensayos de carga estáticos son analizados. El primero, denominado B3, fue realizado como parte del Evento Internacional de Predicción de Capacidad de Pilotes en Limelette cuyos resultados fueron publicados por Holeyman *et al* (2003) y el segundo, denominado R4, corresponde a un pilote que forma parte de las fundaciones de un puente construido en la Ciudad de Río Cuarto (Argentina) descrito por Gerbaudo *et al.*(2008). La Figura 2 y la Figura 3 muestran la configuración geométrica planteada para el análisis junto a las propiedades de los suelos para cada caso.

La Figura 4 muestra los resultados del ensayo de carga para el pilote B3 y los correspondientes al pilote R4. Debe aclararse que en el caso del pilote R4 la carga máxima alcanzada fue de 2770 KN que corresponde a una magnitud un 30% mayor que la carga de servicio calculada en 2100 KN. Por esta razón se utilizó la metodología propuesta por Chin (1970) para permitir la interpretación del ensayo. Esta metodología permite estimar a partir de los resultados experimentales la capacidad última del pilote en 4670 KN y una rigidez inicial igual a 2582000 KN.

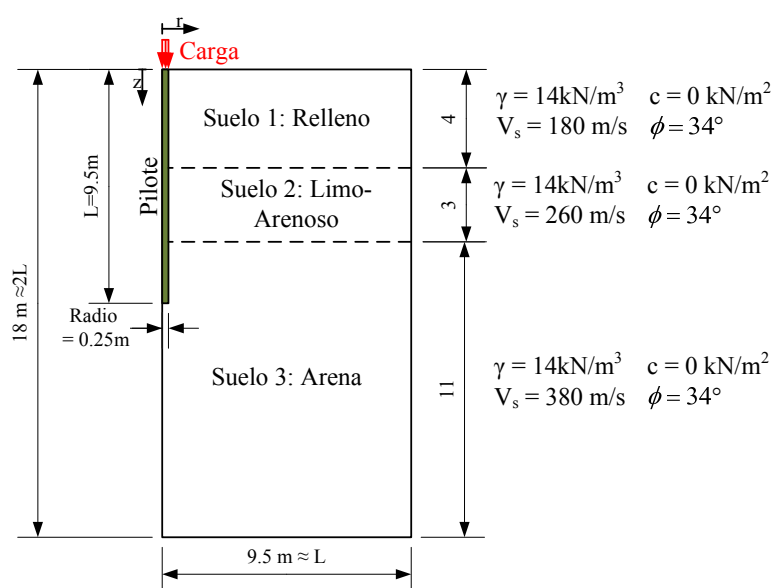


Figura 2. Configuración geométrica y propiedades del suelo para el Pilote B3

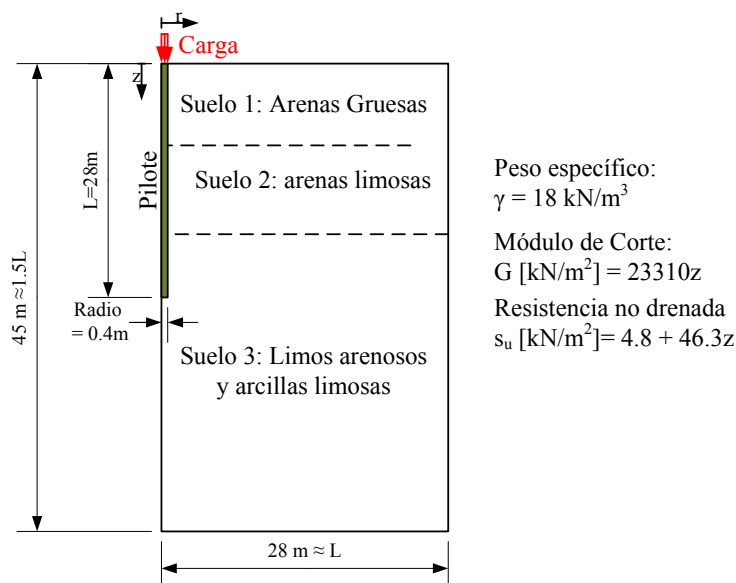


Figura 3. Configuración geométrica y propiedades del suelo para el Pilote R4

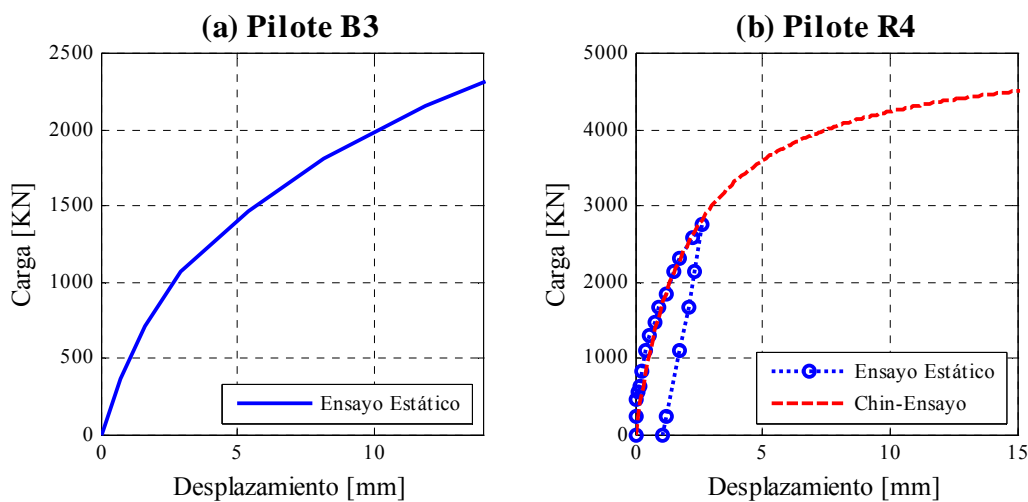


Figura 4. Resultados de ensayos de carga estáticos

En el caso del pilote de Río Cuarto un segundo ensayo de tipo no destructivo fue realizado para determinar su rigidez inicial. Este ensayo consiste en la interpretación en el dominio de la frecuencia de las mediciones de aceleración y fuerza producidas por el golpe de un martillo instrumentado en la cabeza del pilote. Este tipo de ensayo y la interpretación de los resultados es ampliamente discutido por Caballero (2007). En el caso del pilote R4 la rigidez estática inicial determinada a través de este procedimiento es igual a 2650000 KN/m.

4 ASPECTOS DE LA IMPLEMENTACIÓN DEL MODELO EN UN PROGRAMA DE ELEMENTOS FINITOS

El modelo hiperbólico ha sido utilizado para resolver diversos problemas prácticos como análisis de muros de contención (Wong *et al.*, 1994) o diseño de tuberías enterradas (Moser *et al.*, 2009), y ha sido implementado en distintos programas como Sigma/W (Krahn, 2004), PIPE (Moser *et al.*, 2009) y SoilStruct (Ebeling *et al.*, 1992). En el presente trabajo el modelo hiperbólico es utilizado para analizar el comportamiento de pilotes excavados bajo cargas axiales. Con este objetivo el modelo fue implementado en un programa de elementos finitos utilizando una formulación axilsimétrica, elementos de 4 nodos y un punto de integración. El modelo fue implementado en su versión original considerando el criterio de Mohr-Coulomb para definir la resistencia al corte del suelo y también en su versión modificada considerando el criterio de Drucker-Prager.

4.1 Interpretación de la falla en los elementos

Si bien los programas mencionados siguen procedimientos computacionales muy similares, presentan algunas diferencias especialmente en la manera de resolver el comportamiento de los elementos cuando estos alcanzan la falla. En general, al implementar el modelo hiperbólico en un programa de elementos finitos se debe distinguir entre dos tipos de falla: por corte y por tracción. La falla por corte se produce cuando las tensiones solicitantes superan a la resistencia del suelo, lo que equivale a valores de la resistencia movilizada S mayores que 1. Este tipo de falla es representada en el modelo asignando un valor bajo al módulo elástico sin afectar el módulo volumétrico, de manera que el suelo se comporta como un material sin resistencia al corte pero incompresible. La falla por tracción se produce cuando en un elemento la menor de las tensiones principales se vuelve de tracción. Este tipo de falla es representado asignando valores bajos los módulos elásticos y volumétricos, lo que equivale a considerar un material que no tiene resistencia al corte y además es altamente deformable.

No existe un criterio único para definir la magnitud que se debe asignar a los módulos elásticos una vez que se ha producido la falla, denominados en este trabajo módulos elásticos residuales. Por ejemplo el programa PIPE (Moser *et al.*, 2009) propone que en el caso de la falla por corte el valor del módulo elástico no debe ser inferior al correspondiente a una resistencia movilizada S igual a 0.95, mientras que cuando se produce la falla por tracción asigna un valor aún menor. En cambio, el programa Sigma/W (Krahn, 2004) permite definir de manera arbitraria un módulo elástico mínimo que se asigna a los elementos que han fallado tanto por corte como por tracción.

En este trabajo se consideró conveniente definir a los módulos elásticos residuales como una fracción $f\%$ del módulo elástico correspondiente a cada elemento al inicio del análisis E_{ini} y B_{ini} (antes de aplicar la carga). Por lo tanto, cuando un elemento falla por corte se le asigna un módulo elástico igual a $f\% E_{ini}$ sin modificar el módulo volumétrico y, cuando un elemento falla por tracción se le asigna valores de módulos elástico y volumétrico igual a $f\% E_{ini}$ y $f\% B_{ini}$. La magnitud de la fracción $f\%$ tiene una gran influencia sobre los resultados obtenidos una vez superadas las deformaciones iniciales. Esta situación se ilustra en la Figura 5 donde se presentan las curvas carga vs. desplazamiento para el pilote B3 obtenidas del modelo numérico para la formulación original (Duncan MC) y modificada (Duncan DP) y distintos valores de $f\%$, y se las compara con los resultados del ensayo de carga (Holeyman *et al.*, 2003).

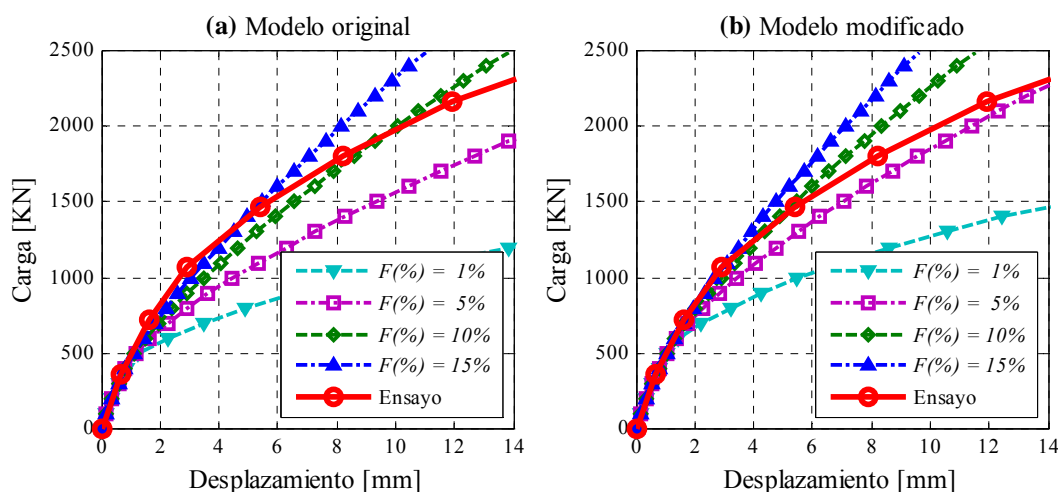


Figura 5. Curvas carga vs. desplazamiento para pilote B3 y diferentes valores de los módulos elásticos residuales (a) modelo original Duncan MC (b) modelo modificado Duncan DP

Es importante notar que de esta manera al alcanzar la falla los módulos elásticos residuales adoptan un valor constante y, por lo tanto, las curvas carga vs. desplazamiento tienden a una recta como se aprecia en la Figura 5 (esta situación se produce también en los programas mencionados como ejemplos). Para obtener una mejor representación del comportamiento del suelo, en este trabajo se propone reducir la magnitud de los módulos elásticos residuales siguiendo una variación lineal hasta anularlos en el caso de falla por corte cuando el nivel de tensión S alcance un valor límite llamado S_{max} y, en el caso de falla por tracción, cuando las deformaciones de corte γ_{rz} alcance un valor límite llamado $\gamma_{rz\max}$. Por simplicidad el valor de $\gamma_{rz\max}$ se define como un múltiplo f_γ del valor de la deformación de corte γ_{rz} en el instante en que la tensión adopta por primera vez valores de tracción.

Debe notarse que en el modelo original el valor del módulo elástico residual asignado a los elementos una vez que S es mayor que 1 es independiente del nivel de tensiones y por lo tanto un elemento puede tener un módulo elástico de una magnitud igual a $f_\% E_{ini}$ y $f_\% B_{ini}$ sin importar por cuanto las tensiones solicitantes superen a la resistencia. Como se aprecia en la Figura 5 esto permite aproximar los resultados numéricos a los experimentales en los desplazamientos iniciales pero produce una gran diferencia entre las curvas una vez superado este rango de deformaciones. La introducción del parámetro S_{max} permite definir un límite a partir del cual estos módulos deben tomar un valor nulo o despreciable en función de la relación entre la sollicitación y la resistencia. La Figura 6 muestra las curvas carga vs. desplazamientos para el pilote B3 considerando distintos valores de S_{max} . Puede apreciarse que ambos modelos arrojan resultados muy diferentes para iguales valores de S_{max} . Para el modelo original (Duncan MC) el valor mínimo de S_{max} que permite obtener buenos resultados es igual a 100 mientras que en el caso del modelo modificado (Duncan DP) se obtienen buenas aproximaciones para un S_{max} igual a 2 que corresponde a un valor físicamente más razonable.

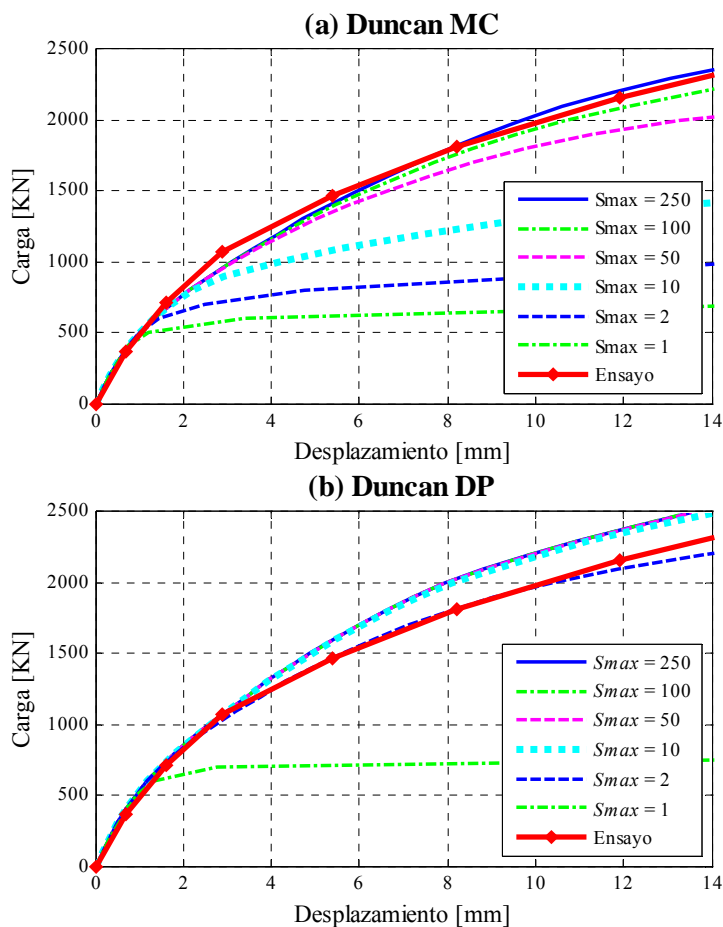


Figura 6. Curvas Curva carga vs. desplazamiento para pilote B3 y distintos valores de S_{max}

Teniendo en cuenta las modificaciones al modelo de Duncan expuestas es posible lograr mejores aproximaciones a los resultados experimentales como se ejemplifica en la Figura 7. En estas gráficas el conjunto de parámetros utilizados es $f_{\%}=15$, $S_{max}=100$ y $f_{\gamma}=6$ para el modelo Duncan MC y $f_{\%}=10$, $S_{max}=2$ y $f_{\gamma}=6$ para el modelo Duncan DP. En ambos casos los valores $n=0.5$, $m=0.5$, $R_f=0.8$ y $\nu=0.3$ son adoptados.

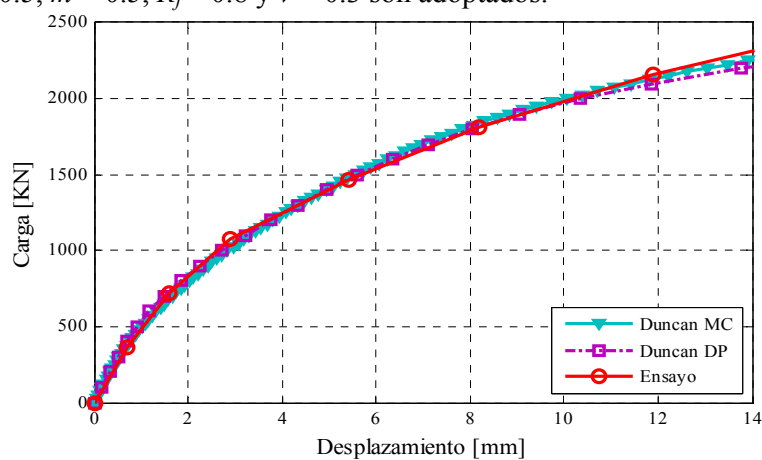


Figura 7. Curva carga vs. desplazamiento para pilote B3

Debe notarse que la ec. (5) permite definir el módulo elástico tangente E_t siempre que durante el proceso de carga se produzca un incremento de tensiones de corte. En caso contrario, debería definirse un módulo elástico de descarga E_{ur} (Duncan *et al.*, 1980). En los problemas de carga axial de pilotes estudiados en este trabajo el proceso de carga es monotónico creciente y en ningún paso se produce una disminución de las tensiones de corte, por esta razón no es necesario definir las propiedades del modelo en descarga.

4.2 Definición de la malla

Las mallas de elementos finitos utilizadas en el presente trabajo se extienden una vez el largo del pilote en el sentido radial y dos veces en el sentido vertical logrando de esta manera que los nodos más alejados al pilote experimenten desplazamientos despreciables durante todo el proceso de aplicación de la carga. Las condiciones de vínculo son tales que los nodos de los bordes laterales del modelo tienen restringidos los desplazamientos radiales mientras que los del borde inferior tienen restringido el desplazamiento vertical.

Para estudiar la influencia de la configuración de la malla se analizaron los resultados correspondientes a 5 mallas de distintas densidades, denominadas muy gruesa MG, gruesa G, media M, fina F y muy fina MF. La Figura 8 muestra las curvas carga vs. desplazamiento correspondientes a las mallas MG, M y MF y la Figura 9 muestra la malla más gruesa MG y la más fina MF utilizadas para el análisis del pilote B3. La Figura 10 representa la magnitud de los desplazamientos totales para la carga correspondiente a un desplazamiento vertical de la cabeza del pilote igual al 2% de su diámetro (8 mm) correspondientes a los modelos Duncan MC y Duncan DP y utilizando la malla más fina. Estos resultados indican que existe una gran concentración de deformaciones en una zona adyacente al pilote que se extiende aproximadamente una vez el radio pilote desde la superficie del fuste en la dirección radial y dos veces el radio del pilote desde la punta en la dirección vertical. Los resultados analizados indican que para poder captar esta concentración de deformaciones y representar correctamente el comportamiento del pilote es necesario utilizar una malla densa en esta zona.

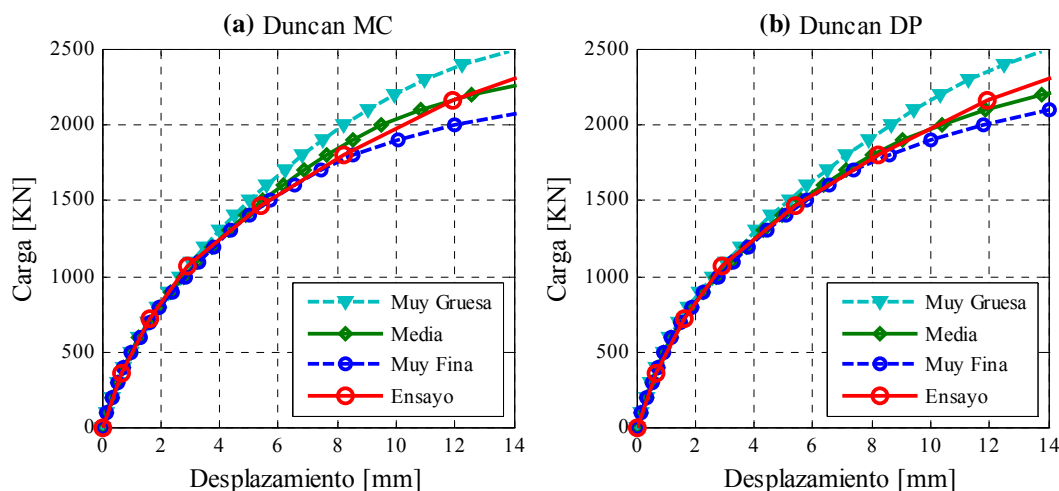


Figura 8. Curva carga vs. desplazamiento para el pilote B3 y distintas densidades de malla

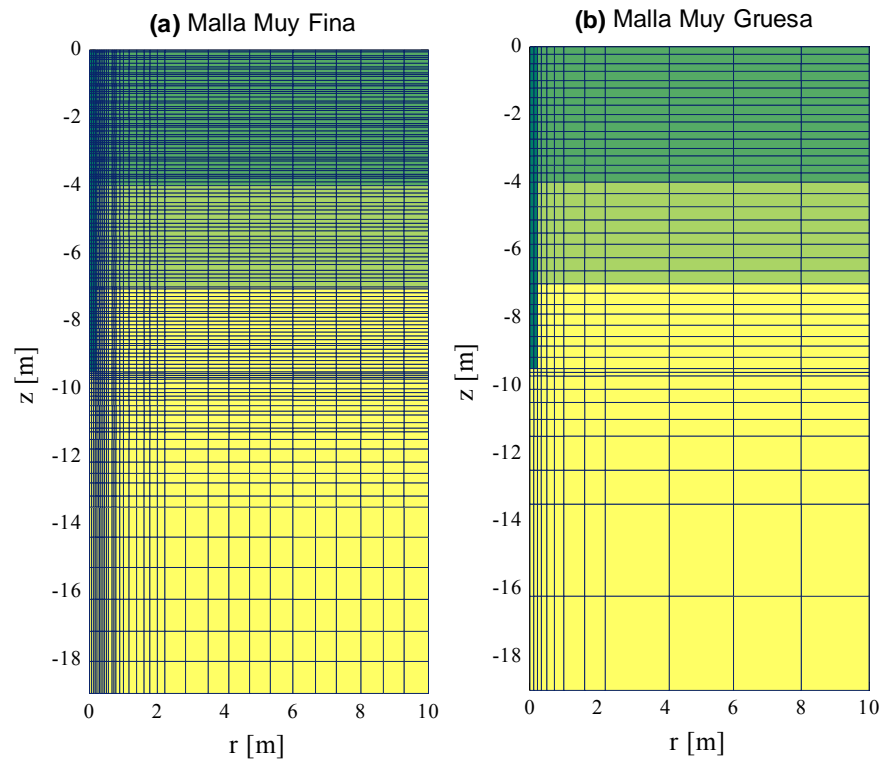


Figura 9. Mallas utilizadas en el pilote B3

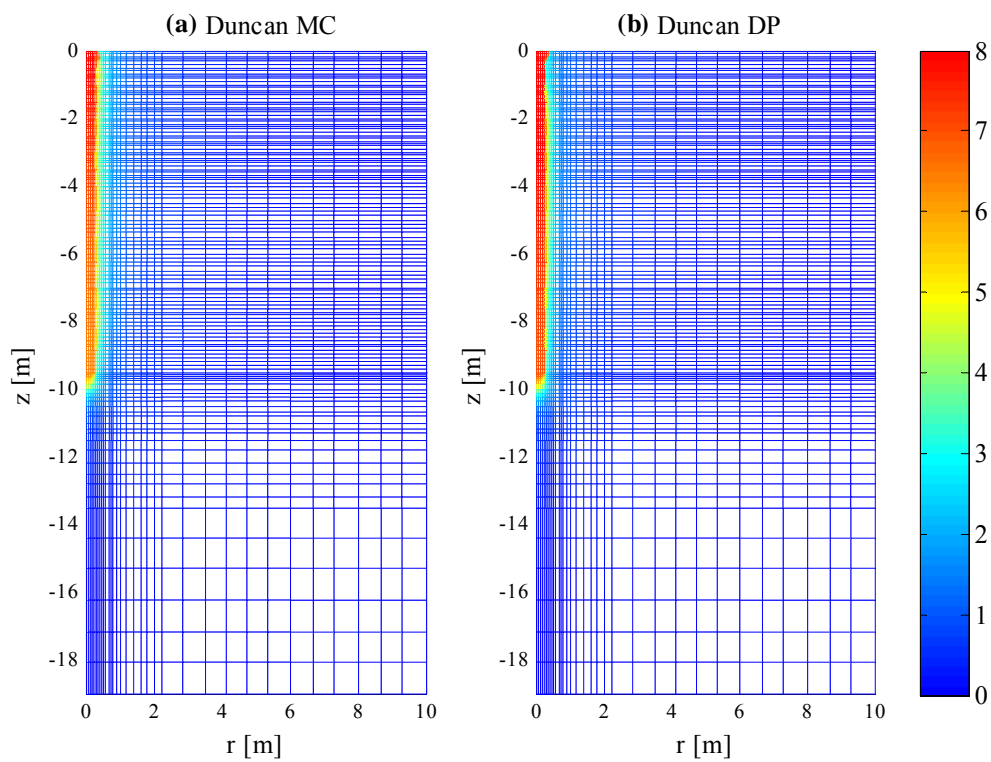


Figura 10. Desplazamientos totales del Pilote B3 [mm]

La tabla Tabla 1 resume la cantidad de elementos, nodos y grados de libertad correspondientes a cada malla analizada. También se presenta el tamaño máximo de los elementos ubicados en la zona adyacente al pilote definido como una fracción de su radio. Por último, para analizar la convergencia de los resultados en función de la densidad de la malla se presentan las cargas correspondientes a un desplazamiento igual al 1% del diámetro del pilote y a la diferencia $\Delta P(\%)$ entre las cargas correspondientes a dos mallas de tamaños consecutivos. Teniendo en cuenta estos resultados y que la cantidad de elementos y el número de grados de libertad están directamente relacionados con la cantidad de operaciones necesarias para resolver cada paso de carga se propone utilizar mallas con elementos de un tamaño no mayor a un cuarto del radio del pilote, logrando un buen balance entre costo computacional y precisión.

Malla	N° elem.	N° nodos	N° g. de lib.	Tamaño elem.	Duncan MC		Duncan DP	
					P [KN] para $u=1\%D$	$\Delta P(\%)$	P para $u=1\%D$	$\Delta P(\%)$
MG Muy Gruesa	126	154	308	1 radio	1536	-	1630	-
G Gruesa	504	559	1118	1/2 radio	1400	9.7%	1468	11%
M Media	1134	1216	2432	1/3 radio	1358	3.1%	1425	3%
F Fina	2016	2125	4250	1/4 radio	1345	0.9%	1408	1.2%
MF Muy Fina	3150	3286	6572	1/5 radio	1340	0.5%	1400	0.6%

Tabla 1. Características de las mallas

4.3 Influencia del paso de carga

La Figura 11 muestra las curvas carga vs. desplazamiento para el pilote B3 obtenidas del modelo numérico para incrementos de carga iguales a 100 KN, 25 KN y 12.5 KN. Aceptando como criterio que en condiciones de servicio la falla de los pilotes se produce para desplazamientos del orden del 1% de su diámetro, estos incrementos corresponden aproximadamente al 10%, 5%, y 1% de la carga de falla. En base a los resultados presentados en la figura se puede considerar que ambos modelos presentan una convergencia satisfactoria hasta la carga de falla. Por encima de este rango de desplazamientos el modelo Duncan MC presenta cierta divergencia en función de la magnitud del incremento mientras que el modelo Duncan DP mantiene una excelente convergencia.

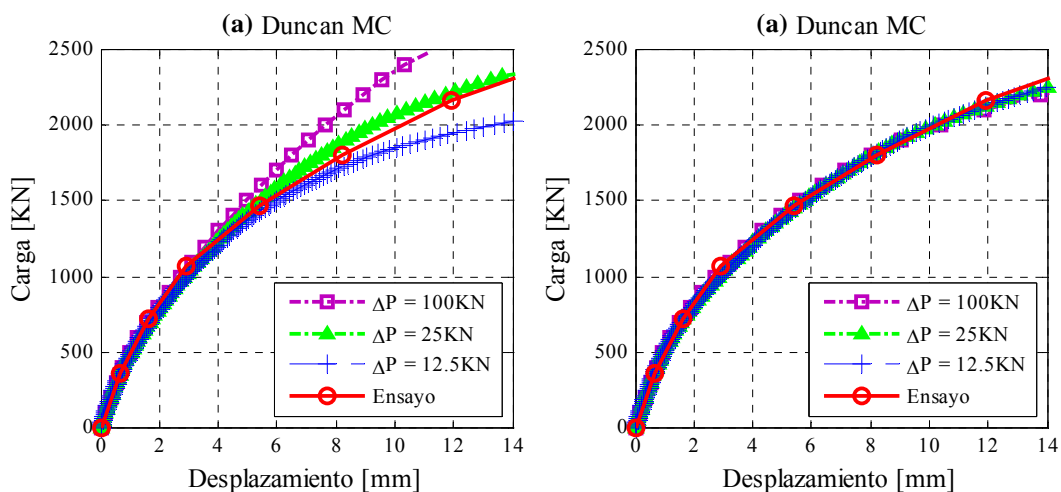


Figura 11. Curva carga vs. desplazamiento para el pilote B3 y distintos incrementos de carga

5 PROCEDIMIENTO PARA EL AJUSTE DEL MODELO NUMERICO

Según lo expuesto en las secciones anteriores, para definir el modelo de Duncan es necesario especificar los parámetros del modelo original K , K_b , m , n , R_f , c , ϕ y ν , y además los parámetros propuestos $f\%$, S_{max} y f_γ .

Los parámetros del modelo original pueden ser determinados a partir de resultados de ensayos triaxiales como se discute en el trabajo de Duncan y Chang (1970). De no contarse con estos datos se pueden adoptar valores correspondientes a suelos de características similares disponibles en la literatura. Debe tenerse en cuenta que el rango de variación de m , n , R_f y ν , es acotado y su influencia sobre los resultados es despreciable frente a los restantes parámetros. Sin embargo, como ninguna de las dos alternativas mencionadas permite definir los parámetros del modelo en el lugar de emplazamiento de la fundación, los resultados de las simulaciones numéricas pueden alejarse de la realidad. Tampoco se encuentran en la literatura criterios para definir el valor de los módulos elásticos residuales, y por lo tanto los valores de los parámetros $f\%$, S_{max} y f_γ introducidos en este trabajo. Por esta razón resulta conveniente ajustar todos los parámetros que definen el modelo a partir de mediciones experimentales.

En este sentido, el procedimiento planteado por Caballero (2007) propone que es posible obtener un modelo numérico del pilote que permita predecir sus deformaciones iniciales calibrando la rigidez estática inicial del modelo con la rigidez medida a partir de un ensayo de bajas deformaciones y su interpretación según el Método de Respuesta Transitoria (TRM). Entonces, es posible ajustar el comportamiento inicial del modelo ajustando K y K_b que son los parámetros del modelo que tienen mayor influencia directa sobre la rigidez inicial del sistema. Esto puede lograrse escalando el perfil del módulo elástico de corte G .

La Figura 12 compara las curva carga vs. desplazamiento calibrada con la determinada a partir de los resultados del ensayo estático correspondientes al pilote R4 y la tabla Tabla 2 presenta los parámetros del suelo adoptados adicionales a los presentados en la Figura 3. Teniendo en cuenta los análisis de dependencia respecto a la malla y al incremento de carga discutidos en secciones anteriores se presentan solamente los resultados del utilizando el

modelo Duncan DP. Debe notarse, como se mencionó en la sección 3, que en este caso la rigidez inicial determinada a partir del ensayo TRM y la determinada del procedimiento de Chin son aproximadamente iguales. Además, para considerar las alteraciones producidas por los procesos constructivos se decidió disminuir aproximadamente un 50% la resistencia no drenada s_u en los elementos dispuestos en una zona adyacente al fuste que se extiende 10 cm en la dirección radial.

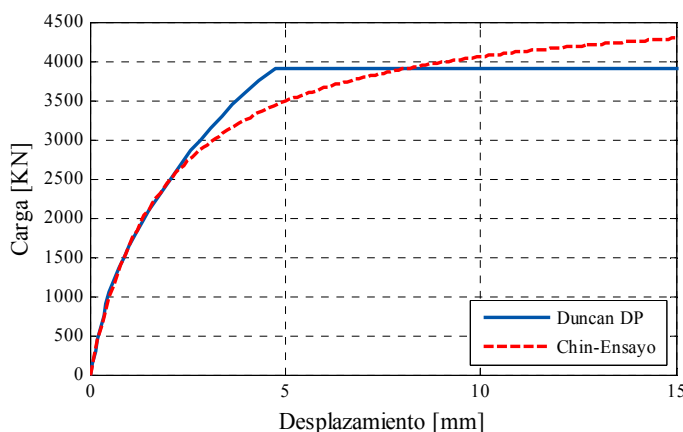


Figura 12. Curvas carga vs. Desplazamientos para el pilote R4

n	m	R_f	$f\%$	S_{max}	f_γ
0.5	0.5	0.9	10	1	6

Tabla 2. Parámetros del modelo hiperbólico para el pilote R4

6 COMPARACIÓN CON PREDICCIONES DE DISEÑO

Para ilustrar los beneficios del modelo, en la Figura 13 se comparan las predicciones del modelo numérico con las que se obtienen al utilizar criterios de diseño utilizados en la práctica. En primer lugar se presentan las estimaciones de deformaciones iniciales que pueden estimarse a partir de la teoría de Randolph y Wroth (1978), y en segundo lugar se presenta la curva carga vs. asentamientos determinada a partir de la metodología propuesta por Reese y O'Neill (1988), recomendada en los manuales de diseño de puentes de la AASHTO recientemente traducidos por el CIRSOC para futura aplicación en el ámbito nacional.

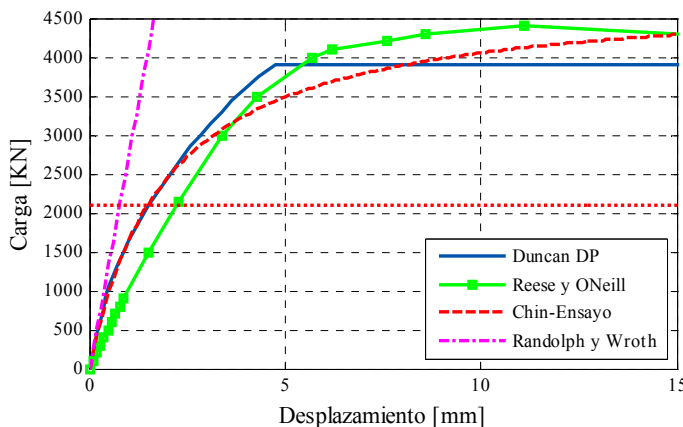


Figura 13. Comparación de resultados con criterios de diseño

De particular interés resultan los desplazamientos estimados por los distintos métodos correspondientes a la carga de servicio. Del ensayo estático se determina que el desplazamiento correspondiente es de 1.5 mm. El modelo numérico calibrado aproxima con gran precisión este valor, el método de Randolph y Wroth predice un desplazamiento de 0.77 mm mientras que el método de Reese y O'Neill predice 2.24 mm. Resulta entonces que la mejor predicción se obtiene a partir del modelo calibrado.

7 CONCLUSIONES

Con el objetivo de estudiar el comportamiento de pilotes excavados bajo cargas axiales, en el presente trabajo se implementa en un programa de elementos finito el modelo constitutivo de Duncan y Chang (denominado Duncan MC) y una versión modificada del modelo que utiliza el criterio de falla de Drucker-Prager (denominado Duncan DP). Se profundiza en los procedimientos computacionales a seguir cuando un elemento alcanza la falla, y se propone un nuevo tratamiento para estos casos que permite obtener una mejor aproximación a resultados experimentales. Este tratamiento implica disminuir linealmente el valor de los módulos elásticos asignados a estos elementos en función del nivel de tensiones en el caso de falla por corte y en función de las deformaciones de corte en el caso de falla por tracción.

Para evaluar la eficiencia con la que los modelos representan el comportamiento de los pilotes se comparan resultados numéricos con los obtenidos de distintos ensayos de carga. Se concluye que el modelo en su formulación original y con las modificaciones propuestas permite representar satisfactoriamente el comportamiento real del pilote en las deformaciones iniciales. Una vez superado este rango, los resultados presentan una gran dependencia a los parámetros σ_{max} y σ_{c} que definen la variación de los módulos elásticos de los elementos que han fallado. Se presentan los valores de estos parámetros que permiten realizar el ajuste de los modelos numéricos a los resultados experimentales en los casos estudiados. Se observa que la formulación modificada Duncan DP presenta una menor dependencia respecto a la densidad de la malla y a la magnitud del incremento de carga utilizado.

Por último, se discute y aplica el procedimiento de calibración propuesto por Caballero (2007) que permite ajustar la rigidez inicial del modelo con la obtenida de ensayos dinámicos de bajas deformaciones. Las predicciones del modelo calibrado son comparadas con estimaciones calculadas con criterios comúnmente utilizados en la práctica ingenieril. Los resultados muestran que las estimaciones de desplazamiento correspondientes a la carga de servicio obtenidas del modelo numérico propuesto aproximan con mayor exactitud a los resultados experimentales que los criterios mencionados.

8 REFERENCIAS

- Caballero, C. R., *Evaluación Numérico Experimental del Comportamiento bajo Carga Axial de Pilotes*. Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Córdoba, Córdoba, Argentina, 2007.
- Chin, F. K., Estimation of the ultimate load of piles from tests not carried to failure. *Proceedings of the 2nd Southeast Asian Conference on Soil Engineering*, Singapur, 1970.
- Duncan, J. M., Byrne, P., Wong, K. S. y Mabry, P., *Strength, stress-strain and bulk modulus parameters for finite element analyses of stresses and movements in soil masses*. Report No. UCB/GT/80-01, University of California, Department of Civil Engineering, Berkeley, California, 1980.

- Duncan, J. M. y Chang, C. Y., Nonlinear Analysis of Stress and Strain in Soils. *Journal of Soil Mechanics and Foundation Division*, 96:1629-1653, 1970.
- Ebeling, R. M., Peters, J. F. y Clough, G. W., User's Guide for the Incremental Construction Soil-Structure Interaction Program SOILSTRUCT, Washington, USA, 1992.
- Gerbaudo, C., Pinto, F., Prato, C. y Huerta, P., Verificación Experimental del Comportamiento de Pilotes para un Puente Atirantado en Etapa de Diseño y Construcción. *20° Jornadas Argentinas Ingeniería Estructural*, Buenos Aires, Argentina, 2008.
- Holeyman, A. E. y Charue, N., International Pile Capacity Prediction Event at Limelette. *Belgian Screw Pile Technology: Design and Recent Developments - Proceedings of the Second Symposium on Screw Piles*, Brussels, Belgium, 2003.
- Janbu, N., Soil Compressibility as Determined by Oedometer and Triaxial Tests. *European Conference on Soil Mechanics and Foundations Engineering*, Wiesbaden, Germany, 1963.
- Krahn, J., Stress and Deformation Modeling with Sigma/W, Calgary, Alberta, Canada, 2004.
- Moser, A. P. y Folkman, S. L., *Buried Pipe Design*. McGraw-Hill, USA, 2009.
- Randolph, M. F. y Wroth, C. P., Analysis of Deformation of Vertically Loaded Piles. *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, 104:1465-1488, 1978.
- Reese, L. C. y O'Neill, M. W., *Drilled Shafts: Construction Procedures and Design Methods*. FHWA-HI-88-042, U.S. Department of Transportation, Dallas, TX, EEUU, 1988.
- Wong, K. S. y Broms, B. B., Analysis of Retaining Walls Using the Hyperbolic Model. E&FNSpon, London 1994.