

# MICROPILOTES EN CONDICIONES SINGULARES

E.E. Alonso, J. Casanovas y A. Josa  
*ETS de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Barcelona, UPC*

**RESUMEN.** A fin de construir un nuevo edificio sobre unas estructuras subterráneas ya existentes, se diseñaron unos cimientos complejos, que incluían la construcción de micropilotes de gran capacidad con una gran longitud libre (15 m) diseñada para evitar la fricción con el terreno. En el artículo se presenta el diseño de la solución y los resultados de un ensayo de carga. El micropilote se cargó hasta llegar a su capacidad estructural. Los resultados mostraron que el diseño conseguía evitar la fricción a lo largo de la longitud libre. Se determinaron las curvas de resistencia al corte-desplazamiento, en el contacto micropilote-suelo a partir de los resultados de los sensores instalados. La tensión máxima de corte que se genera es aparentemente mayor que el valor que sugieren algunos de los procedimientos de diseño existentes. Se presenta también un procedimiento de análisis del comportamiento de grupos de pilotes bajo carga vertical y momento. Estos grupos formaban parte del proyecto de cimentación del edificio mencionado. El modelo supone que una delgada capa de suelo alrededor de los pilotes concentra las deformaciones de corte y su comportamiento es elastoplástico, mientras que fuera de esta capa el comportamiento puede considerarse elástico. El modelo para un sólo pilote se ha incorporado a un programa de cálculo general para resolver los grupos de pilotes. Se presenta la aplicación del procedimiento desarrollado al cálculo de la cimentación del edificio.

## 1 INTRODUCCIÓN

El proyecto de un nuevo hotel, de 6 plantas, en el centro histórico de Barcelona implicaba la construcción de unos cimientos complicados sobre estructuras subterráneas existentes. La Figura 1 muestra un corte transversal característico del proyecto. Pueden distinguirse dos niveles bajo la altura de calle. El primero, de 4,5 m, lo ocupa un viejo centro comercial subterráneo (Avenida de la Luz) cuyo techo soporta, parcialmente, la calle Pelayo.

En el segundo nivel, más profundo, está la estación de ferrocarril, que dispone de dos bóvedas paralelas separadas por una pared común de cerca de 3 m de ancho. Esta pared o machón común tiene unas aperturas a espacios regulares que comunican ambos andenes. Estas estructuras subterráneas se construyeron en 1928 con motivo de la Feria Universal de Barcelona. Las bóvedas de la estación se sostienen mediante arcos rebajados de 0,6 m de ancho y de canto variable. Estos arcos, a su vez, soportan las columnas de la Avenida de la Luz, en las que se

apoya la carga permanente del techo y el pavimento de la calle Pelayo, así como del tráfico que circula por esta calle.

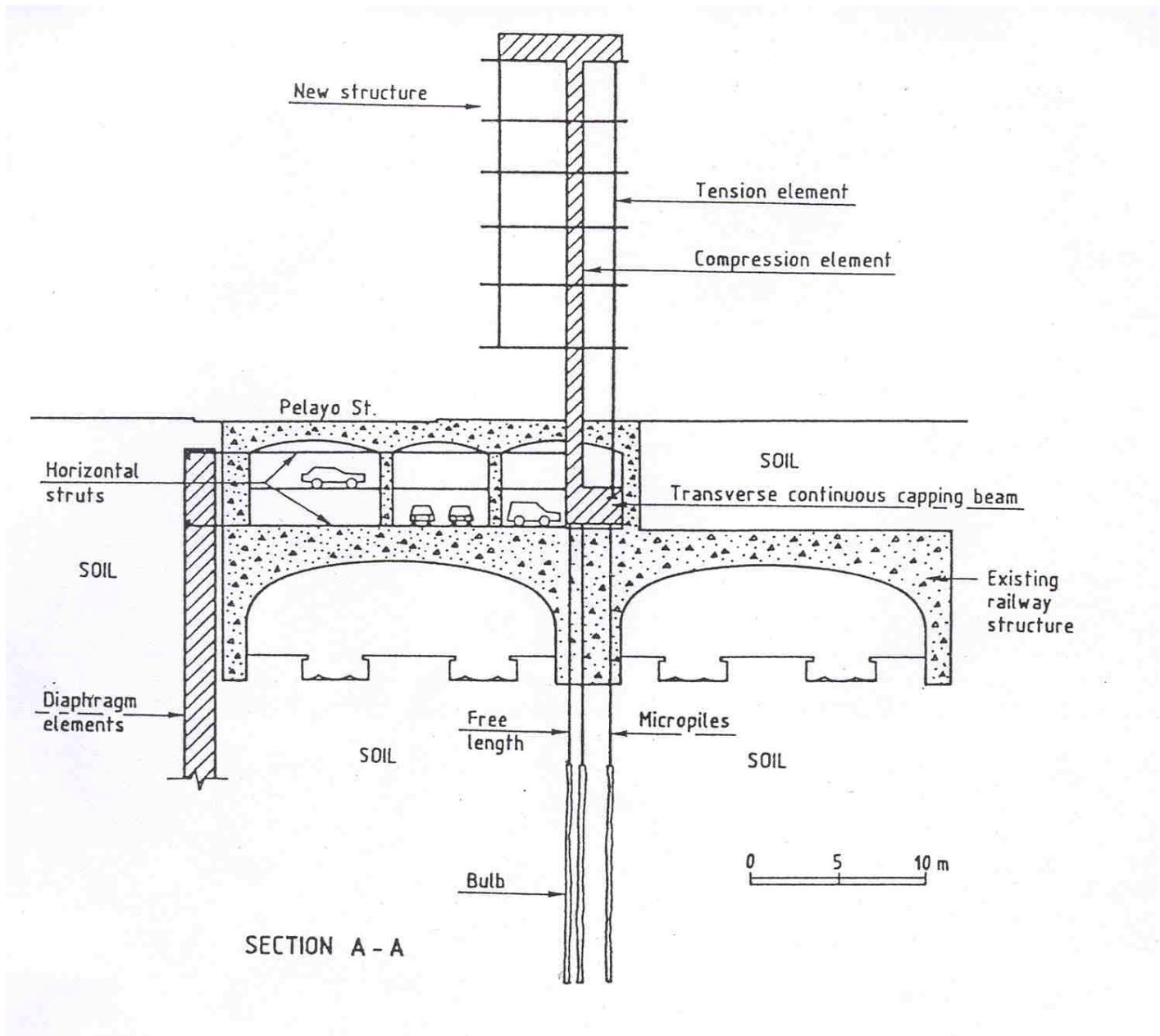


Figura 1: Esquema estructural del edificio.

Los arcos de la bóveda se construyeron con hormigón armado, aunque el proyecto original con los detalles de refuerzo se ha perdido.

Se realizó una evaluación preliminar de la respuesta de las estructuras subterráneas frente a las cargas del nuevo hotel mediante un análisis por elementos finitos. La Figura 2 muestra la sección transversal discretizada donde se indica la posición de los elementos estructurales y el terreno natural.

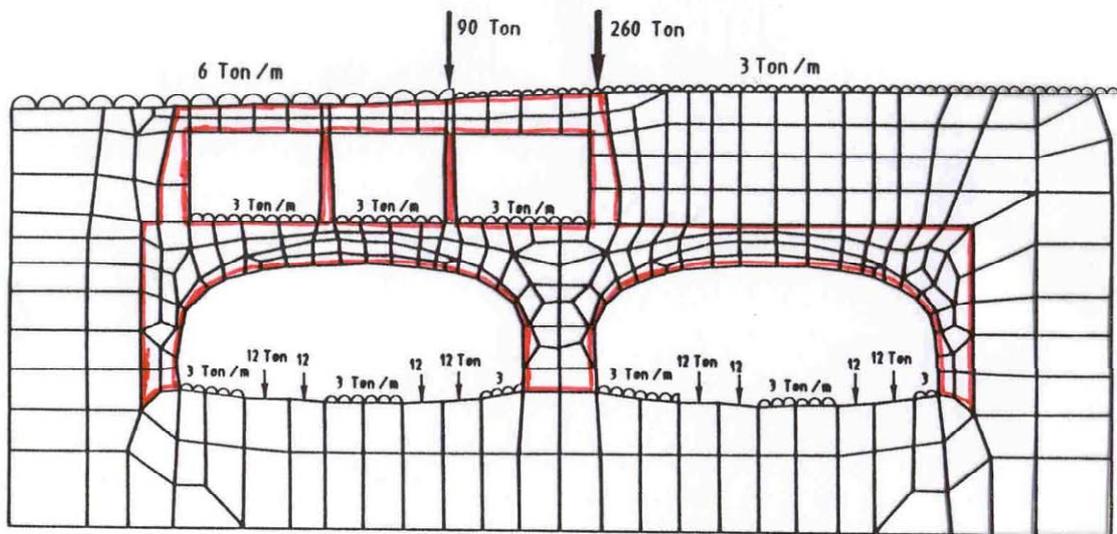


Figura 2: Malla de elementos finitos usada en los cálculos iniciales.

Bajo la carga del nuevo edificio, indicada en la Figura 2, la bóveda de la estación se comporta esencialmente como una viga empotrada en sus extremos. El asentamiento del apoyo central (que corresponde a la pared común entre los andenes) constituyó el factor crítico que controlaba las tensiones adicionales sobre los arcos de la bóveda.

La Administración de Ferrocarriles propietaria de la estación, exigió que el procedimiento de cimentación adoptado para el nuevo edificio no afectase en modo alguno el funcionamiento normal de las instalaciones. Incluso se esperaba que la interacción entre el nuevo sistema de cimentación y las antiguas estructuras fuera mínima. Por tanto, se decidió limitar el área de cimentación disponible a la pared central que separa ambos andenes.

Esa solución se refleja en el esquema estructural de la Figura 1. Las cargas verticales del nuevo edificio se apoyaron en micropilotes de alta capacidad perforados desde la Avenida de la Luz. Dada la posición excéntrica del edificio en relación a la pared central entre andenes, era de esperar un momento fuerte a la altura de la cabeza de los pilotes.

Este momento se absorbía mediante puntales horizontales unidos a elementos de pantalla que se construían fuera de los límites de las estructuras subterráneas en el lugar indicado en la Figura 1. De este modo, bajo condiciones de carga normales, el conjunto de pilotes que perforaban el machón central de la estación sólo tendría cargas de compresión. La Figura 1 muestra también la planta de la sección horizontal de la pared central, entre dos aperturas adyacentes e indica la posición de los micropilotes. Todos los micropilotes estaban empotrados en coronación por una sola viga larga, rígida y continua.

Se describe en este artículo el diseño de los micropilotes y los resultados de los ensayos de carga que se llevaron a cabo para comprobar si el diseño adoptado era correcto. Posteriormente se presenta un método de cálculo de los grupos de micropilotes proyectados.

## **2 CONDICIONES DEL SUELO**

Se excavaron sondeos de reconocimiento en la Avenida de la Luz perforando inicialmente los primeros 8 m del machón de hormigón. En la Figura 3 se ha dibujado el perfil geotécnico del sondeo S-4, que corresponde a la localización de uno de los ensayos de carga realizados (nº 2). El subsuelo bajo el machón de hormigón puede describirse como una arcilla limosa compacta con gravas. Las diferentes capas pueden distinguirse mediante el color. La pared de hormigón reposa directamente en una gruesa capa de 8 m de arcilla roja y marrón con grava. A esta capa rojiza le sigue una capa de arcilla gris verdosa de 9 m de potencia que contiene vetas arenosas dispersas. En la parte inferior del perfil aparece una arcilla gris más dura.

El contenido de agua siempre está por debajo del límite plástico y la plasticidad siempre es baja o moderada. Los valores de la resistencia a compresión reflejan una dispersión alta. Estos ensayos se llevaron a cabo en testigos de sondeo recuperados mediante tubos de doble pared a fin de minimizar los cambios de humedad del terreno. Se intentó la realización de ensayos de penetración dinámica al inicio de la formación de arcilla rojiza una vez realizados los sondeos excavados a través del machón entre estaciones. Todos los casos resultaron en rechazo tras una penetración mínima de 1 a 1,50 m. Los únicos indicios de agua subterránea se localizaron en algunos niveles permeables.

## **3 DISEÑO DE LOS MICROPILOTES**

Se prohibió la transferencia directa de cargas desde el fuste de los micropilotes hacia el machón de hormigón debido a las razones antes expuestas. Los 8 m superiores del micropilote deberían por tanto evitar la fricción. Por otro lado, debería darse algo más de longitud libre para reducir al mínimo el asentamiento de la estación de ferrocarril debido a la carga transferida a través de la longitud inyectada. Esta situación hace que los micropilotes sean formalmente equivalentes a los anclajes. Sin embargo, en este caso la carga es de compresión.

Los resultados de muchos ensayos de carga instrumentados (por ejemplo, Bustamante et Doix, 1985) sobre micropilotes confirman que la transferencia de cargas desde la longitud inyectada al suelo circundante, bajo las cargas de proyecto, tiene lugar normalmente en una longitud reducida, inmediatamente después de la longitud libre. Teniendo en cuenta este resultado, se puede emplear la solución elástica de Mindlin (1936) como una primera aproximación conservadora para evaluar el efecto de una carga concentrada, equivalente a la carga total aplicada al micropilote, aplicada al final de la longitud libre.

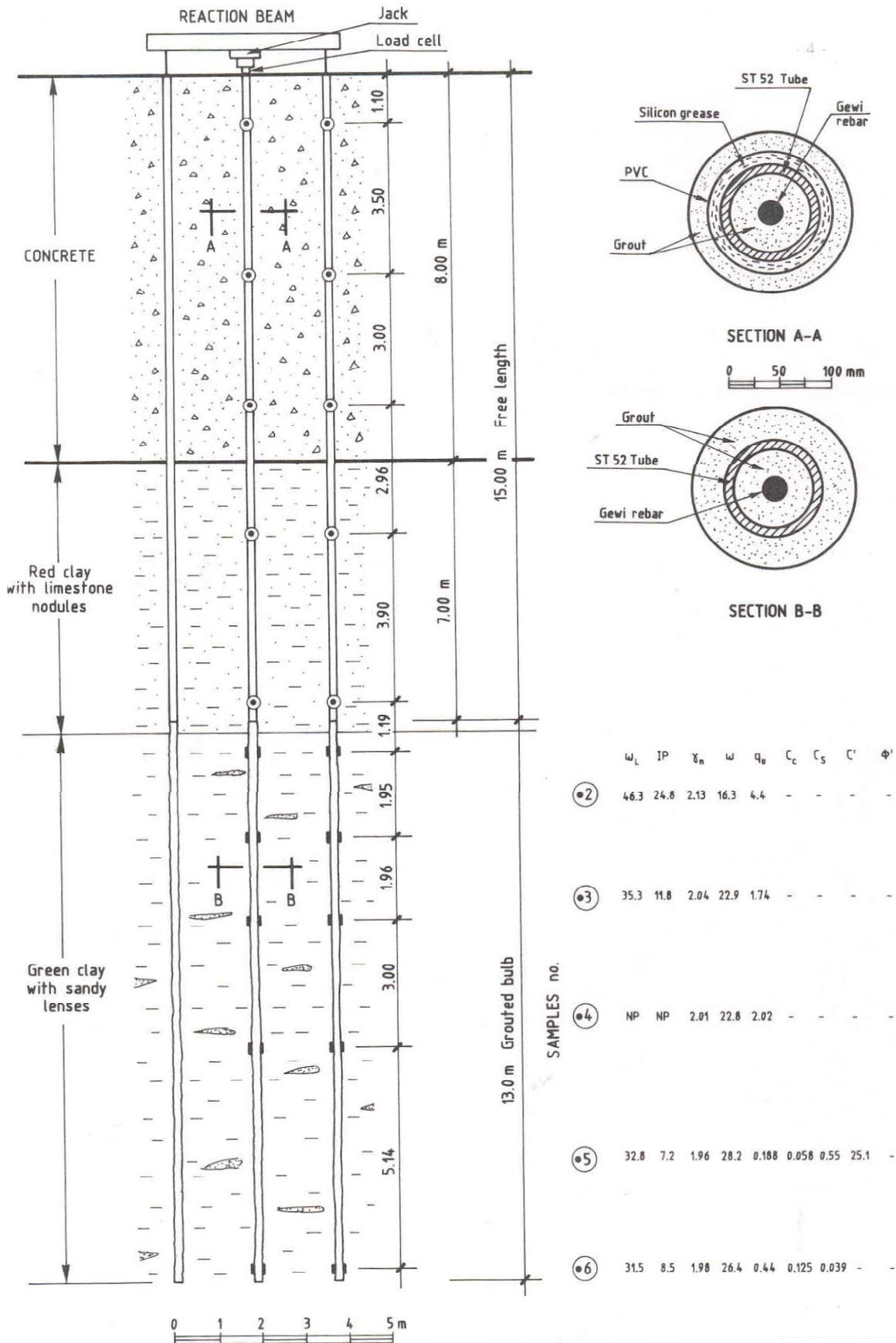


Figura 3: Diseño de los micropilotes

Se encontró que si se quiere limitar el asiento del machón central de hormigón a menos de 1mm era necesario incrementar la longitud libre inicial de 8m con una longitud adicional de 7 m. Esta estimación se basa en una carga concentrada de 500 KN en cada micropilote y un modulo de corte (G) de arcilla no inferior a 80 MPa. Este valor que se basa en ensayos de carga con placa sobre la formación de arcilla rojiza, muy común en Barcelona.

La longitud inyectada de los micropilotes ensayados se estimó de manera conservadora en 13 m. Hay que tener en cuenta que estos pilotes se diseñaron para formar parte de la propia cimentación del edificio. Como referencia, esta longitud corresponde a una resistencia media al corte en la interfaz suelo-pilote de 0.228 MPa. Esta resistencia media al corte se calcula para una carga vertical última que es tres veces la carga de trabajo. En términos de coeficiente  $\alpha$  de fricción superficial movilizada (enfoque en tensiones totales), esta fricción lateral media corresponde a un valor  $\alpha = 1,75$ , si se adopta un valor medio de  $c_u$ , resultado de 8 ensayos de compresión simple muestras de arcilla gris verdosa compacta.

El diseño de los micropilotes se muestra en la Figura 3. El principal refuerzo en un tubo de acero (ST52):  $\varnothing_{ext} = 100$  mm y  $\varnothing_{int} = 80$  mm. A esta armadura principal se añadió una barra corrugada de acero ST52 en el interior del tubo. En la longitud libre, de 15 m de largo, se el taladro de perforación se revistió "in situ" con un tubo de PVC. El espacio anular entre el tubo de acero y el recubrimiento de PVC se rellenó con una grasa de silicona.

El proceso de construcción siguió los pasos siguientes:

- Perforación de sondeos ( $\varnothing = 160$  mm) con una longitud igual a la prevista para los micropilotes. Revestimiento con tubo de PVC en la parte superior.
- Preparación e instalación de la armadura tubular correspondiente a la longitud inyectada en secciones de 3 m de largo acopladas mediante manguitos de acero roscado. Estas secciones de tubo se perforaron en algunos lugares y se cubrieron con manguitos de goma para permitir la inyección reiterada.
- Introducción, en el tramo protegido por el revestimiento de PVC, de las secciones del tubo de acero que corresponden a la longitud libre, también a intervalos de 3 m, previamente protegidas con grasa de silicona.
- Inyección por gravedad del bulbo y del espacio anular entre el tubo de plástico y el suelo (u hormigón) en la longitud libre. Inyección multifase de la longitud inyectada usando una técnica de "tubo manguito" a presiones moderadas ( hasta 0,8 MPa).
- Instalación de la barra central (longitud total: 28 m) e inyección por gravedad dentro del tubo de acero.

Se instalaron seis micropilotes en diferentes posiciones para realizar dos ensayos de carga. Cada ensayo consistía en un pilote central trabajando en compresión mientras los pilotes adyacentes suministraban la reacción necesaria trabajando en tracción.

Los micropilotes se instrumentaron con dos objetivos principales: comprobar que no se transfiriesen tensiones de fricción a lo largo de la longitud libre y comprender el desarrollo de la fricción en la longitud inyectada. También resultó interesante evaluar la capacidad de la longitud libre frente al pandeo. Se instrumentaron tanto los micropilotes en compresión como en tracción. Sólo se presentan aquí los resultados de uno de los micropilotes ensayados en compresión (Ensayo nº 2).

Los pilotes se instrumentaron mediante extensómetros de cuerda vibrante soldados a la parte externa del tubo de acero (en la longitud de bulbo) o a la barra interna de la longitud libre superior. En el primer caso se instalaron pares de sensores, en posiciones opuestas, en cada nivel de instrumentación. Además se pegaron "in situ" una serie de galgas extensométricas a lo largo de la longitud libre del pilote. La Figura 3 muestra la instrumentación del micropilote de compresión del ensayo nº 2.

El ensayo consistía en varios ciclos de carga y descarga. La carga máxima alcanzada (125 ton = 1,225 KN) estaba por encima del valor nominal del límite elástico de la armadura de acero. La secuencia completa fue, en toneladas, 0 – 12,5 – 25 – 12,5 – 0 – 12,5 – 27 – 35 – 50 – 37,5 – 25 – 12,5 – 0 – 25 – 50 – 62,5 – 75 – 87,5 – 100 – 75 – 50 – 25 – 0 – 50 – 75 – 100 – 112,5 – 125 – 112,5 – 100 – 50 – 0. Los detalles del procedimiento de ensayo se tomaron esencialmente de la norma suiza SIA 192.

#### **4 ANÁLISIS DEL ENSAYO DE CARGA**

La longitud libre del primer ensayo de carga se protegió con un tubo de PVC de 4,2 mm de grosor y un diámetro exterior de 110 mm. La distribución de cargas medida en el ensayo indicó que una proporción de carga significativa se disipaba en fricción a lo largo de la longitud libre. Se sospechó que la razón de este comportamiento inesperado fue la insuficiente rigidez del tubo de PVC que no pudo resistir la presión de inyección sin deformarse, o quizá romperse. Se decidió entonces modificar las dimensiones del tubo de PVC incrementando su grosor y diámetro exterior. El nuevo diámetro para el ensayo nº 2 fue de  $\varnothing_{\text{ext}} = 125$  mm y el grosor, de 7.1 mm. Este tubo permitía así un espacio entre el PVC y el tubo de acero, de 5,1 mm.

Los resultados principales del comportamiento de los pilotes ensayados en compresión en el ensayo nº 2 se recogen en las Figuras 4, 5, 6 y 7.

La Figura 4 muestra la variación de la deformación vertical medida mediante extensómetros de cuerda vibrante para la secuencia de carga de 0 a 100 Ton. Los resultados indican que en este caso la longitud libre carece esencialmente de fricción. La carga superior se aplica directamente al

comienzo de la zona inyectada, 15 metros por debajo de la cabeza. Las pequeñas variaciones de tensión alrededor del valor medio se atribuyeron a algunos efectos de flexión. Debe tenerse en cuenta que los captores en la longitud libre están soldados en un punto del perímetro de la barra de refuerzo interna.

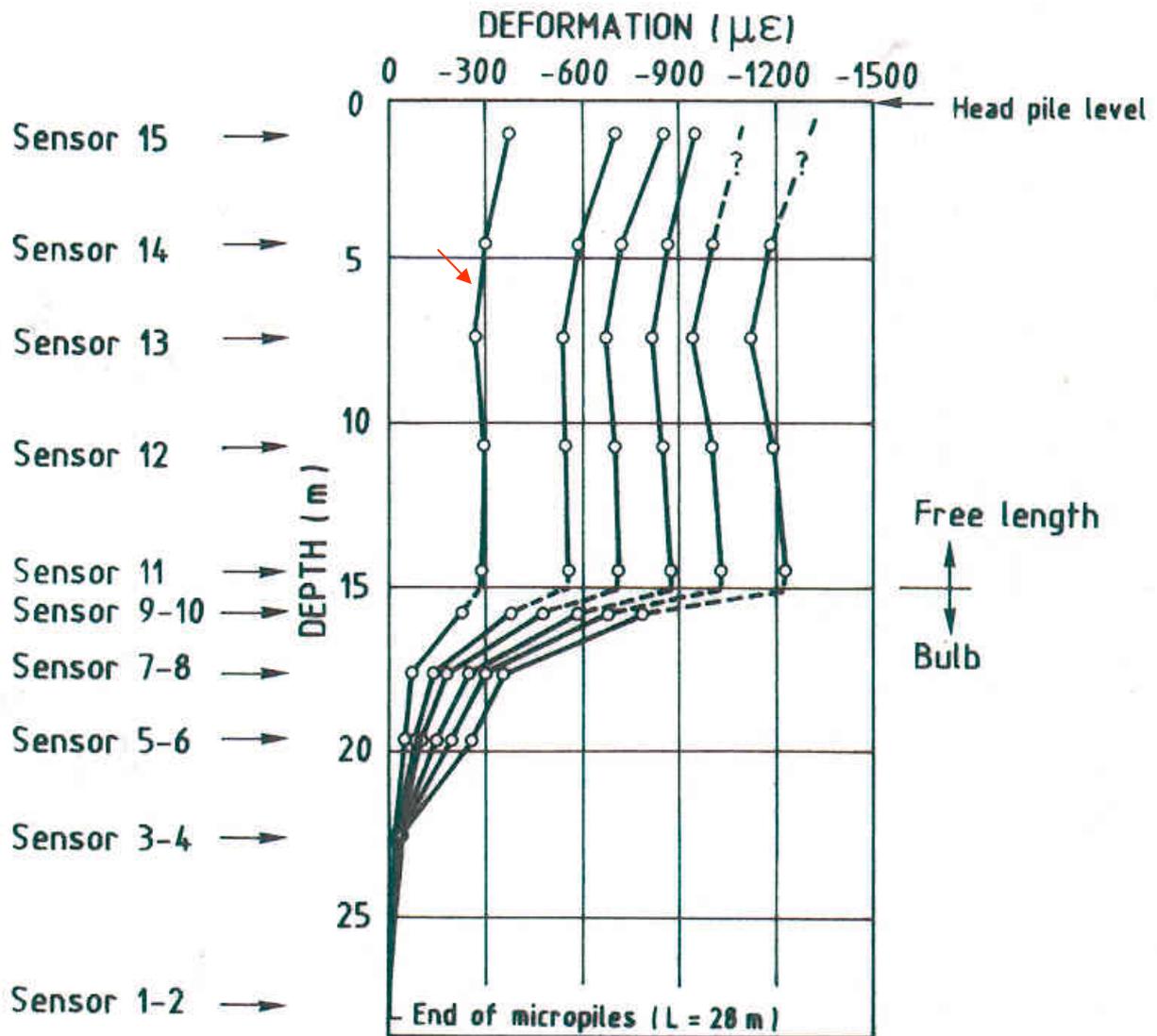


Figura 4: Distribución de deformaciones a lo largo del pilote.

En la Figura 5 se presenta la secuencia de carga del pilote de compresión. También se indican, como referencia, las deformaciones elásticas calculadas para columnas aisladas de diferentes longitudes para un valor de EA calculado a partir de los módulos elásticos estimados para acero y lechada de inyección. Las curvas de asiento en función de la carga aplicada indican un comportamiento lineal para cargas de hasta 100 ton, carga que corresponde al límite elástico del tubo de acero que recibe directamente la carga transmitida por el gato. A partir de esta carga, se observa un incremento moderado de la curvatura, aunque no hay indicios de condiciones de rotura. Se midió una deformación permanente de 2-3 mm en la descarga tras alcanzar las cargas

de compresión de más de 100 Ton. Estas deformaciones permanentes pueden atribuirse principalmente a las deformaciones plásticas del tubo de acero.

La distribución de cargas totales a lo largo de la longitud inyectada se muestra en la Figura 6, para el ciclo final de carga-descarga llevado a cabo. Bajo la carga máxima (125 ton), los 4-5 m inferiores probablemente no se vieron afectados. Los resultados del ciclo de carga indican que las cargas permanecen "congeladas" en la longitud inyectada, tras la descarga. Estos resultados se han calculado mediante un valor del módulo EA equivalente, que se estimó sin tener en cuenta el aumento del diámetro nominal del sondeo, dada las presiones relativamente bajas de la lechada usada y la gran rigidez del suelo.

Se utilizaron los cambios en la distribución de las cargas a lo largo de la longitud inyectada para calcular las tensiones de transferencia,  $\tau$ , a lo largo de la interfaz suelo-pilote. Como es de esperar, los valores máximos se alcanzan por primera vez en la parte superior del bulbo.

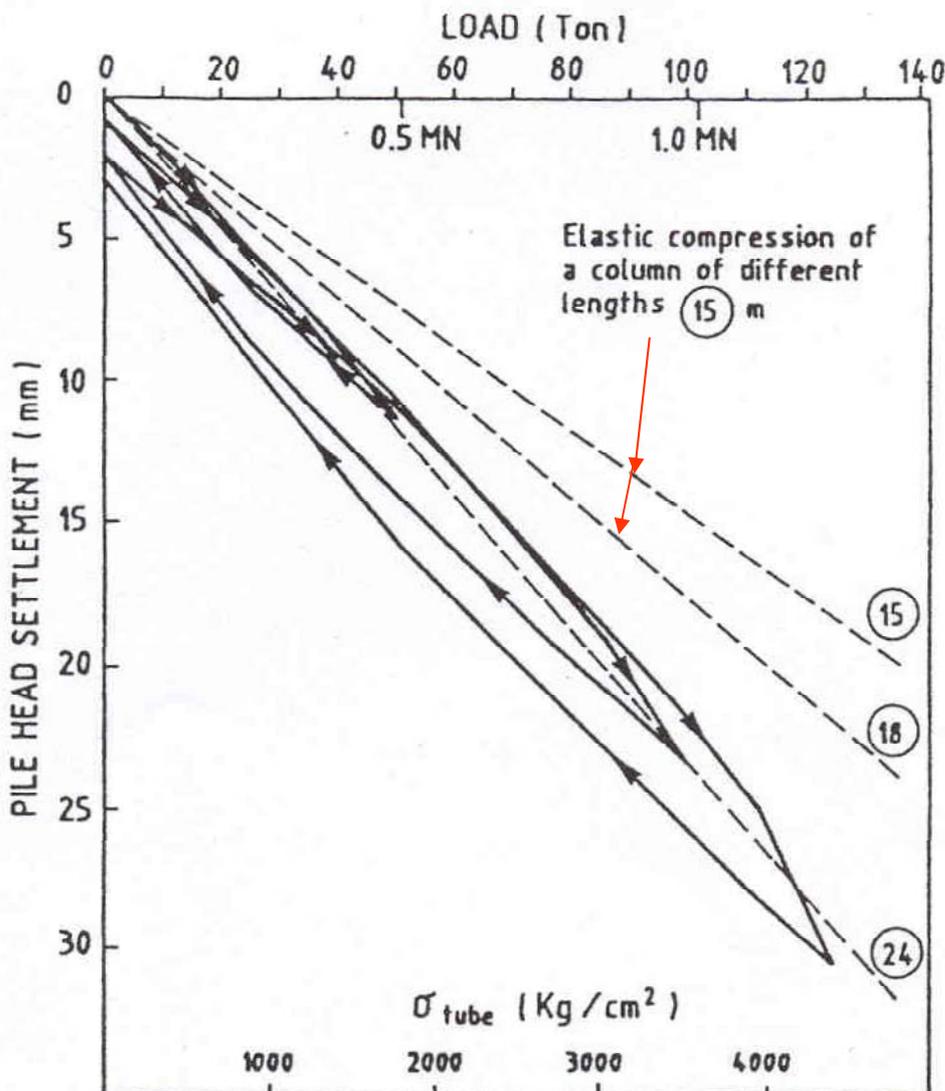


Figura 5: Asentamiento vertical vs. Carga del micropilote bajo una carga compresiva

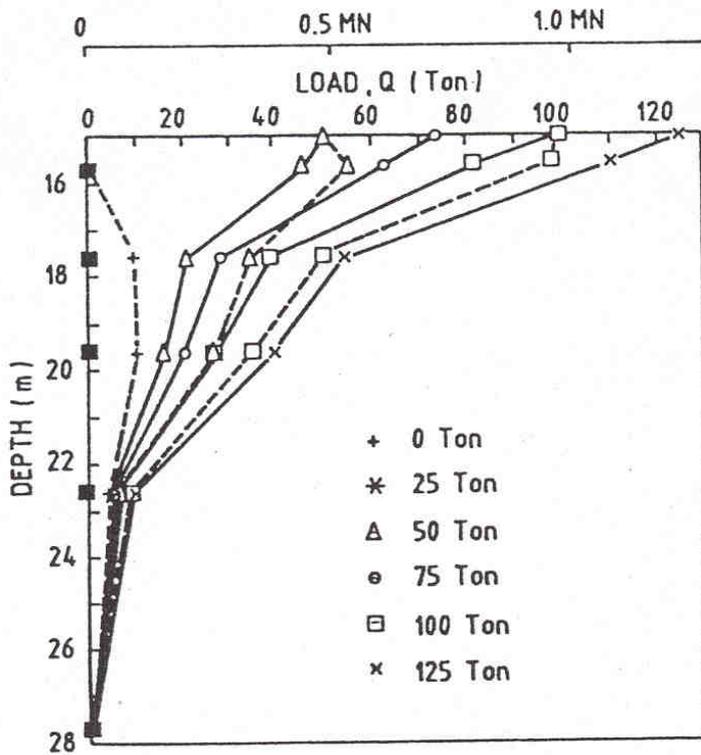


Figura 6: Distribución de las cargas verticales a lo largo de la longitud de inyección. Ciclo final de carga.

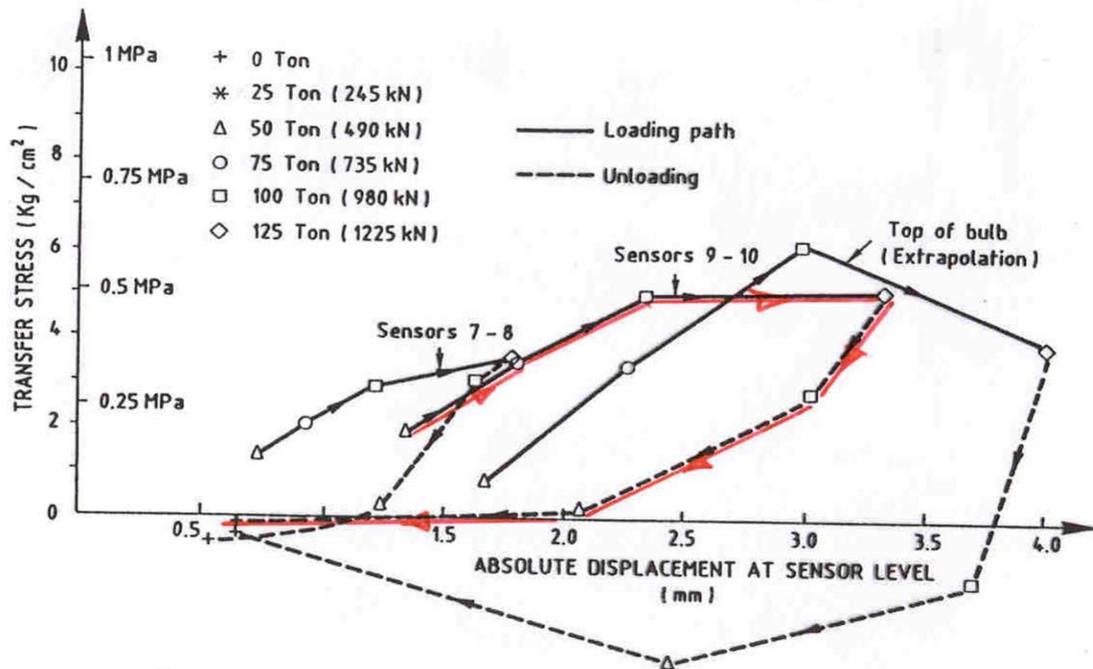


Figura 7: Tensión de corte de la interfaz suelo-pilote vs. Desplazamiento absoluto del pilote. Ciclo final de carga.

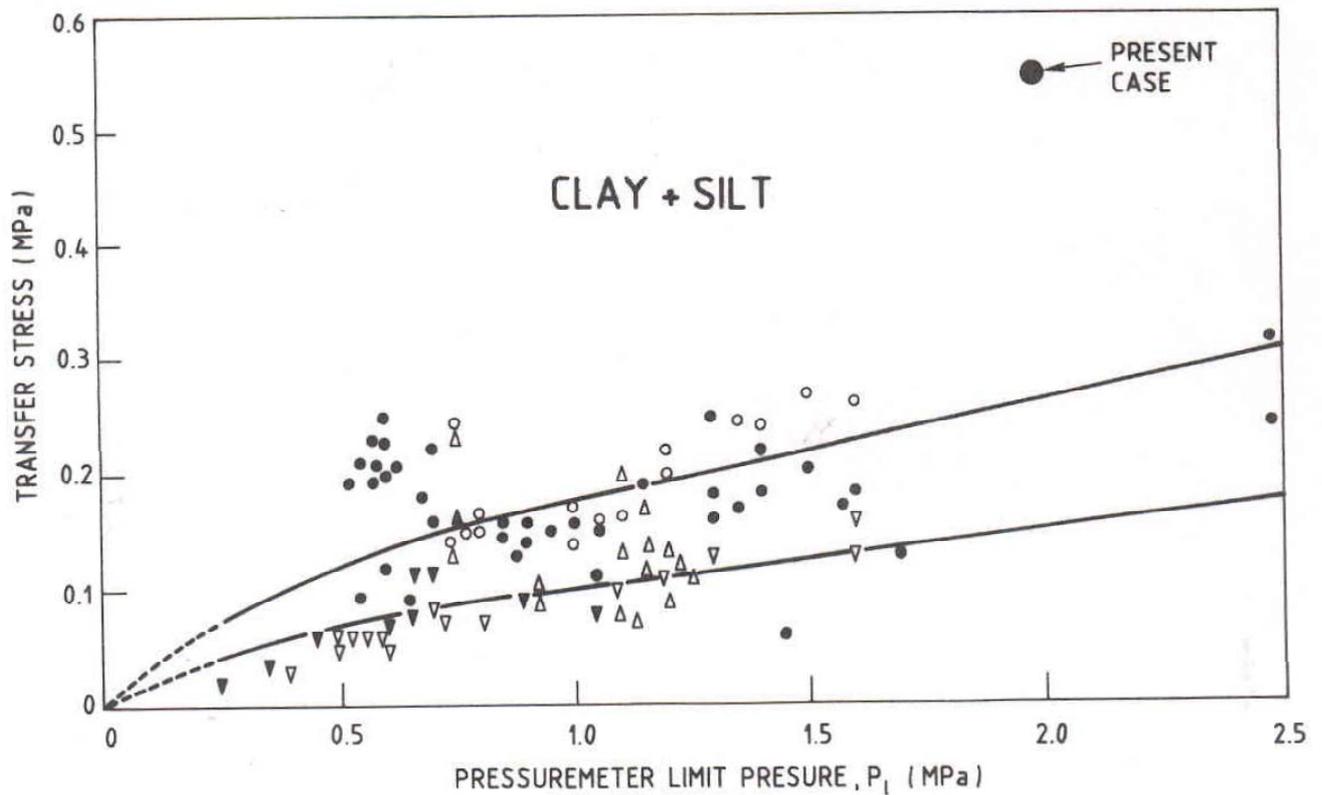


Figura 8: Tensión de corte máxima. (Gráfico de Bustamante et Doix, 1985).

La Figura 7 muestra la evolución de  $\tau$  en función del desplazamiento ( $u$ ) de la sección correspondiente a la posición de los sensores. Los desplazamientos de pilotes se calcularon mediante la integración de deformaciones medidas aceptando que el extremo inferior del pilote estaba fijo. Los efectos plásticos tras la descarga son claramente visibles.

También se aprecia un descenso moderado de las tensiones en la parte superior de la longitud inyectada, aunque esta curva  $\tau$ - $u$  resulta algo incierta pues se obtiene mediante una extrapolación lineal de los resultados a niveles inferiores.

Si nos basamos en estos resultados el máximo valor de  $\tau$  está probablemente en el rango 0,5-0,6 MPa. Este valor puede compararse con la resistencia al corte del suelo no drenado en 8 muestras que dieron el resultado siguiente:  $c_u = 0,13 (\pm 0,06)$  MPa, donde el valor entre paréntesis es la desviación típica. Probablemente la presencia frecuente de gravas ha dado pie a una estimación conservadora del valor medio y por tanto un valor más realista de  $c_u$  sería 0,2 MPa. El valor máximo de  $\tau$  corresponde a la siguiente expresión:  $\tau = 2,5$  a  $3 \times c_u$ .

No se dispone de resultados presiométricos y cualquier comparación con los resultados recogidos por Bustamante y Doix (1985) para anclajes y micropilotes debe hacerse mediante una correlación de  $c_u$  con la presión límite  $p_l$  como la siguiente (Marsland y Randolph, 1977):  $p_l = N_p c_u + \sigma_{ho}$ ,

donde  $N_p$  es la “constante presiométrica”, que depende de  $G/c_u$  y  $\sigma_{ho}$  es la tensión horizontal.  $N_p$  está cerca de 7-8 y  $\sigma_{ho}$  se ha estimado como  $\sigma_{ho} = 0,35$  MPa en este material sobreconsolidado. De esta manera el valor representativo de  $\tau_{max}$  se presenta en la Figura 8, en un gráfico de Bustamante y Doix (1985) para arcillas y limos. Incluso si se tolerasen las incertidumbres antes mencionadas el resultado obtenido representa una estimación significativamente más alta que el valor que expresan los gráficos anteriores.

## 5 ANÁLISIS

Los procedimientos disponibles para estudiar el comportamiento de pilotes aislados y en grupo pueden clasificarse en dos categorías principales: métodos basados en relaciones empíricas (Terzaghi y Peck, 1967) y los métodos basados en el análisis continuo de la interfaz pilote-suelo (Poulos y Davies, 1980; Chow et al., 1990). Entre los segundos, los enfoques por elementos finitos no han resultado útiles dadas las dificultades de generación de mallas tridimensionales cuando se trata de grupos de pilotes. Este inconveniente hace que los llamados métodos continuos se basen principalmente en procedimientos simplificados que usan soluciones analíticas de la teoría elástica. Sólo algunos de estos métodos permiten el uso de relaciones elastoplásticas de manera simplificada (Alonso et al., 1984; Lee, 1993).

Este artículo presenta un procedimiento sencillo para estimar el comportamiento de grupos de pilotes bajo carga vertical y momento, que se ha aplicado al análisis de los grupos de micropilotes proyectados. El modelo físico se basa en un trabajo anterior (Alonso et al., 1984) que se ha mejorado y extendido para considerar el comportamiento en grupo. La interfaz pilote-suelo se considera que es elastoplástica, mientras que la influencia de un pilote en los demás se calcula mediante las soluciones de Mindlin para una carga vertical en un espacio medio elástico.

Se analiza en primer lugar el pilote aislado

## 6 PILOTE ÚNICO

El análisis de un pilote aislado requiere establecer la ecuación de equilibrio a lo largo de su eje como:

$$-E_p \frac{d^2 w}{dz^2} = \frac{\Gamma_p}{A_p} \tau \quad (1)$$

donde  $w$  es el desplazamiento vertical del pilote,  $w = w(z)$ ,  $E_p$  es el Módulo de Young del pilote,  $A_p$  el area transversal del pilote y  $\Gamma_p$  su perímetro.  $\tau$  es la resistencia al corte en el fuste del pilote. Se supone que sólo se aplican fuerzas verticales al pilote y que el problema tiene una simetría radial.

## 6.1 Comportamiento de la interfaz pilote-suelo

De acuerdo con la evidencia experimental, la interfaz suelo-pilote se muestra como una delgada banda de suelo sujeta a grandes deformaciones debido a la diferencia de rigidez del suelo y del pilote. Fuera de esta delgada capa, se supone que las deformaciones son más bajas y el comportamiento elástico parece simplificar los cálculos. Sin embargo, esta delgada banda debe estudiarse como un cilindro concéntrico al pilote en el que la carga se transfiere del suelo al pilote o viceversa mediante un mecanismo de transferencia de resistencia al corte que refleja las características del suelo intensamente cizallado.

En la Figura 9a, cuando el suelo se consolida, el punto  $S_1$  llegaría a la posición  $S_2$  si no hubiese una interfaz con el pilote. Debido a la tensión tangencial,  $\tau$ , la posición final es el punto  $S_3$ . En el pilote, el punto  $P_1$  se trasladaría a la posición  $P_2$  a causa de  $\tau$ .

Se ha supuesto que la tensión tangencial  $\tau$  depende de la distancia  $P_2 - S_3$ , es decir,  $\tau = f(v - w)$ , donde  $v$  es el desplazamiento vertical del suelo alrededor del pilote y  $w$  es el movimiento vertical del pilote. Hay que tener en cuenta que  $v$  normalmente no supera el valor de  $w$  si se considera la consolidación del suelo. En ese caso,  $v$  se dividiría en dos términos:  $v = v_c + v_e$ , donde  $v_c$  es el desplazamiento vertical del suelo debido a la consolidación y  $v_e$  sería el movimiento debido a las tensiones tangenciales ( $S_3 - S_2$  en la Figura 9a, positiva hacia abajo). Si se aplica una carga al pilote, puede ser que  $v < w$  y que por tanto se genere una fricción positiva.

Para definir la función de transferencia de esfuerzo cortante,  $f$ , se llevaron a cabo unos ensayos experimentales para entender el comportamiento cualitativo de la interfaz pilote-suelo. Esos ensayos se describen en Alonso et al. (1984) y se realizaron en una máquina de corte directo estándar modificada para simular los desplazamientos cíclicos relativos entre el hormigón y suelo. Los resultados muestran que:

- La función de transferencia es de tipo elastoplástica. Se alcanza un valor máximo  $\tau_{lim}$  para un valor  $\delta_{lim}$ .
- Parece haber una relación lineal entre  $\tau_{lim}$  y la tensión de confinamiento  $\sigma'_n$ .
- Un pequeño desplazamiento relativo (de 2 a 3 mm) moviliza una gran parte de la resistencia al corte máxima. Esto es coherente con los resultados experimentales de otros trabajos (Lupini et al., 1981; Chandler y Martins, 1982).

A partir de estos resultados experimentales, se propuso una función de transferencia bilineal, tal y como se muestra en la Figura 9b. El comportamiento cíclico de la interfaz debe tenerse en cuenta cuando el desplazamiento relativo se invierte (este caso puede ocurrir, por ejemplo, cuando el pilote se carga tras la consolidación del suelo).

## 6.2 Ecuaciones básicas y solución

El problema matemático se define, por tanto, mediante la ecuación de equilibrio (1) y:

$$\tau = \alpha(v - w) \leq \tau_{lim}; v = v_e + v_c \quad (2)$$

y las condiciones de contorno apropiadas:

$$\frac{w}{dz} = -\frac{Q}{E_p A_p} \text{ en } z=0; w = w^* \text{ en } z=L \quad (3)$$

donde  $w^*$  es el desplazamiento de la punta del pilote calculada a partir de formulaciones independientes (elasticidad, por ejemplo) y  $L$  la longitud del pilote.

El valor  $v_c$  se estima mediante la solución clásica de la teoría de Terzaghi unidimensional de consolidación.  $v_c$  depende de la profundidad y del tiempo. Los parámetros de consolidación del suelo entran en la definición de  $v_c$ .

Por otro lado, el valor  $v_e$  puede calcularse mediante las fórmulas analíticas clásicas de Mindlin (Mindlin, 1936). Éstas proporcionan las tensiones y desplazamientos debidos a la carga vertical puntual dentro de un sólido elástico semi-infinito. Las resistencias al corte pueden transformarse en una carga vertical en el eje, considerando una rebanada de pilote de grosor  $\Delta z$ . Por tanto, el desplazamiento vertical del suelo a profundidad  $z$  debido a una carga vertical,  $P$ , aplicada a profundidad  $c$  sería:

$$\rho(z,c) = P\Phi(z,c) \quad (4)$$

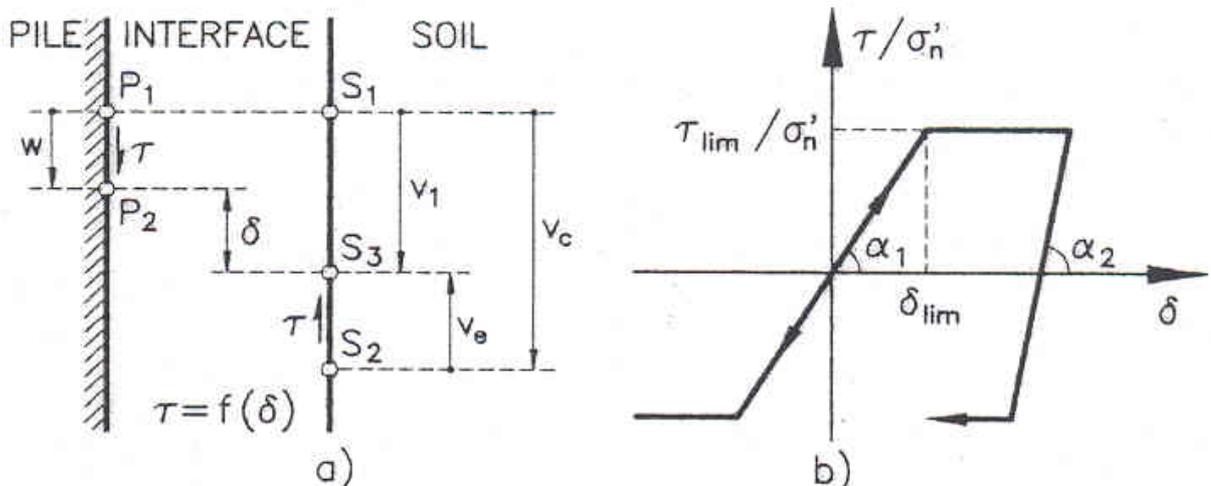


Figura 9: Definiciones básicas: (a) tensiones y desplazamientos, (b) comportamiento tensión-desplazamiento relativo de la interfaz.

Donde  $\Phi(z,c)$  es un factor de influencia extraído de la solución Mindlin. Este factor no es realista cuando  $z$  se acerca a  $c$  (el valor es infinito). Para evitarlo se ha recurrido a un procedimiento integral:

Si  $P$  se distribuye en una sección transversal del pilote, entonces  $P = q\pi r_o^2$ . Por diferenciación, se obtiene  $d\rho(z,c)$  suponiendo que  $\Phi(z,c)$  es constante en  $dr$ . Entonces por integración obtenemos que:

$$\rho(z,c) = \int_0^{r_o} 2\pi r q \Phi(z,c) dr \quad (5)$$

La ecuación (5) es mejor que (4) a la hora de calcular los desplazamientos verticales en el suelo.

El valor  $v_e$  a una profundidad concreta  $z$  debería calcularse como la suma de los valores de  $\rho$  debida a las tensiones de corte aplicadas en diferentes puntos  $c_i$ . Es decir:

$$v_e(z) = \sum_{i=1}^n \rho(z, c_i) \quad (6)$$

Se llegó a la solución, una vez que la ecuación (1) fue discretizada, mediante un método numérico de “disparo” (“shooting method”) que ajusta la condición inicial en la cabeza del pilote e impone una convergencia del movimiento en la punta del pilote. Para alcanzar la compatibilidad de los asentamientos del suelo y las tensiones de corte debe realizarse otro cálculo iterativo.

## 7 GRUPOS DE PILOTES

Las hipótesis principales que deben hacerse cuando nos enfrentamos a grupos de pilotes tienen que ver con la interacción entre pilotes y con el comportamiento del encepado.

La interacción entre pilotes vendrá dada por las tensiones, deformaciones y asentamientos en el suelo inducidos por las tensiones de corte transmitidas en los fustes y por las cargas ejercidas en los extremos del pilote. Para predecir esta interacción se pueden usar diferentes modelos. Dado que el comportamiento elastoplástico se concentra en la interfaz, resulta realista pensar en una transferencia lineal de desplazamientos en lugares “distantes”. Algunos autores han usado este tipo de modelos con ese motivo y con buen resultado (Poulos y Davies, 1980; Lee, 1993), incluso cuando suponen que la interfaz suelo-pilote tiene un comportamiento elástico.

En el caso de grupos de pilotes se han usado las soluciones originales de Mindlin tras definir un punto de carga equivalente en cada sección del pilote. Ello es posible pues no aparecen singularidades fuera del punto de aplicación de la carga y el resto de pilotes se encuentran distanciados de ella (normalmente a dos o cuatro veces el diámetro del pilote).

La solución del problema se alcanza cuando los asentamientos en el suelo se corresponden con los aplicados en cada pilote y todos estos pilotes reúnen las condiciones descritas en la sección anterior.

Se adopta un comportamiento rígido del encepado. Esta es una asunción realista en la mayoría de los casos prácticos. Finalmente la conexión entre los pilotes y el encepado (condiciones límite) se ha restringido a los asentamientos verticales. Por tanto, se supone que no se transmiten momentos de flexión a los pilotes. Se ha desarrollado un programa de cálculo para obtener los asentamientos y estados tensionales de los grupos de pilotes de acuerdo con las observaciones anteriores. Este programa admite cualquier geometría de grupo de pilotes y momentos externos y aplica el siguiente procedimiento iterativo para alcanzar la solución final:

- a) Se distribuyen en un principio las cargas externas sobre los pilotes de acuerdo a la ley de deformación plana. Se obtiene así:

$$P_i = \frac{P}{n} + \frac{M_x y_i}{\sum_{j=1}^n y_j^2} + \frac{M_y x_i}{\sum_{j=1}^n x_j^2} \quad (7)$$

donde  $P$ ,  $M_x$  y  $M_y$  son la carga y los momentos externos sobre el encepado,  $P_i$  es la carga en el pilote  $i$ ,  $n$  es el numero de pilotes en el grupo (todos con la misma sección transversal) y  $(x_i, y_i)$  son las coordenadas del pilote con respecto al centro del grupo.

- b) Los pilotes aislados se resuelven individualmente de acuerdo con el método descrito en la sección anterior y usando las cargas que se definen en la ecuación (7). En los casos de simetría geométrica y ausencia de momentos externos, algunos pilotes pueden mostrar un comportamiento idéntico a otros y, por tanto, sólo deberá calcularse algunos de ellos.
- c) Los pilotes aislados se calculan teniendo en cuenta la influencia del resto de pilotes. Para ello, se usan las tensiones de corte obtenidas en b) y los asentamientos que éstas implican se introducen en la correspondiente función de transferencia. Este paso se repite hasta que se alcanza la convergencia, actualizando las correspondientes tensiones de corte del resto de pilotes en cada iteración. La convergencia se examina a través de la variación de tensiones corte de los pilotes en dos iteraciones sucesivas. Para ello se ha empleado la siguiente expresión cuadrática:

$$\beta_1 = \sqrt{\frac{\sum_{jk} (\tau_{i,j,k} - \tau_{i-1,j,k})^2}{\sum_{jk} \tau_{i,j,k}^2}} \quad (8)$$

donde  $\tau_{i,j,k}$  es la resistencia al corte en la sección  $j$  del pilote  $k$  durante la iteración  $i$ .

- d) Una vez se ha alcanzado la compatibilidad de tensiones de corte y se han calculado los asentamientos, debe examinarse la compatibilidad de los asentamientos en el encepado.

Dado que se ha supuesto que el encepado era rígido, los asentamientos de cada pilote deben definir una superficie plana. Generalmente esta condición no se cumplirá y deberá realizarse otro proceso iterativo con un nuevo  $P_i$  (empezando en b)). Se estiman nuevos  $P_i$  teniendo en cuenta los asentamientos de la iteración anterior y las diferencias entre ellos y la superficie plana media de la zapata. Esta superficie se define mediante un método de mínimos cuadrados usando los asentamientos de pilotes de la iteración anterior. La diferencia entre los asentamientos de pilote de la iteración anterior y los asentamientos de pilotes según esta superficie ( $d_i$ ) se ha usado para definir los incrementos de carga para cada pilote ( $\Delta P_i$ ). Esto se ha hecho mediante el módulo definido como  $K = \sum P_i / \sum s_i$ , donde  $s_i$  es el asentamiento del pilote  $i$ . Se ha obtenido una primera estimación de  $\Delta P_i$  como  $\Delta P_i^0 = d_i K$ . El equilibrio del encepado requiere que  $\sum \Delta P_i = 0$ ,  $\sum \Delta P_i x_i = 0$  y  $\sum \Delta P_i y_i = 0$ . Generalmente las dos últimas ecuaciones no se cumplirán y ello obliga a una nueva distribución de cargas entre pilotes. Esta operación se lleva a cabo de acuerdo con la ecuación (7). Una vez se han definido las nuevas  $P_i$  el programa comienza de nuevo el proceso iterativo que empieza en b). La convergencia se alcanza cuando los asentamientos definen una superficie plana, lo que se comprueba mediante el parámetro:

$$\beta_2 = \sqrt{\frac{\sum_i d_i^2}{\sum_i s_i^2}} \quad (9)$$

Cuando no se aplica ningún momento externo, este método resulta aún más sencillo pues las cabezas de pilotes definen un plano horizontal.

## 8 CALCULO DE LOS GRUPOS DE MICROPILOTES DEL EDIFICIO

El Proyecto planteaba diversos grupos de pilotes, que variaban en tamaño desde un grupo de 2 x 2 hasta un tamaño máximo de 7 x 5, todos ellos coronados por vigas rígidas de hormigón armado.

Sobre algunas muestras recuperadas en sondeos se llevaron a cabo ensayos triaxiales consolidados no drenados y otros de columna resonante. Los módulos de deformación a bajas deformaciones se han representado en la Figura 10 en función de la tensión efectiva de confinamiento. Se observó una gran dispersión. La relación lineal (conservadora) que se muestra en la Figura corresponde a la ecuación  $E_u = 350\sigma'_c$

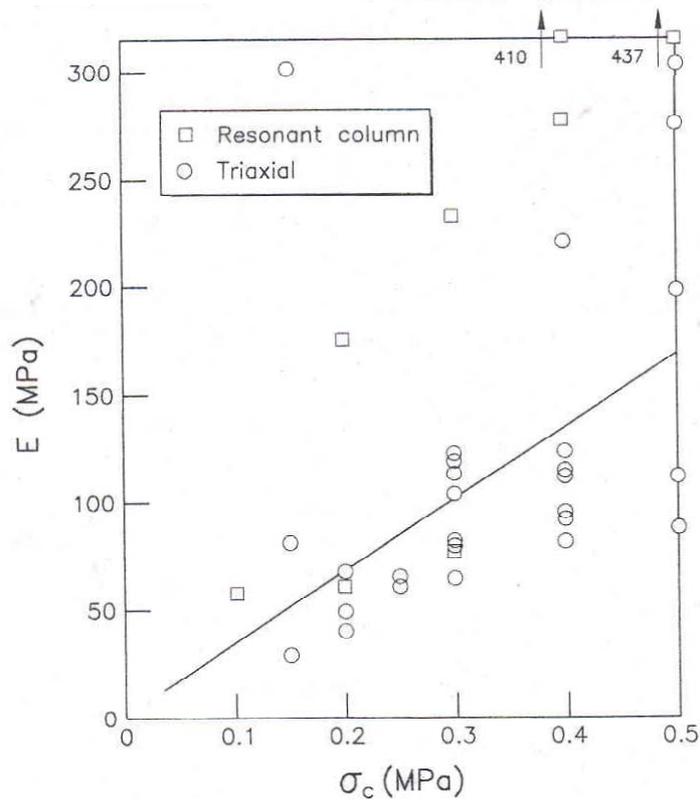


Figura 10: Datos de laboratorio de los módulos de deformación del suelo en función de la tensión efectiva de confinamiento..

### 8.1 Análisis del ensayo de carga de un micropilote

La distribución de la carga axial total medida a lo largo de la longitud inyectada, para cargas entre 500 y 1200 KN, se presenta en la Figura 11. Esta distribución se ha usado para identificar los parámetros del modelo. El modelo requiere la especificación de los siguientes parámetros principales:

- Suelo:  $E_s$ ,  $\nu_s$
- Pilote:  $E_p$ ,  $A_p$
- Interfaz:  $\tau_{max}$ ,  $\delta_{lim}$

El valor de  $\nu_s$  se fijó en  $\nu_s = 0,35$ . Por otro lado, los ensayos de carga proporcionaron una buena estimación de la máxima resistencia al corte movilizada a lo largo de la interfaz pilote-suelo. Se observó que  $\tau_{max} = 600$  kPa, y este valor se tomó como una constante a lo largo de la longitud inyectada del micropilote. El valor de  $\tau_{max}$  se estableció como 0 a lo largo de la longitud libre del micropilote. Dado que los valores de  $E_p$  y  $A_p$  para la sección transversal del micropilote podían considerarse fiables, la adecuación entre ensayos y modelo se realizó variando  $\delta_{lim}$  y  $E_s$ . Se investigaron trece combinaciones variando  $\delta_{lim}$  entre 1 y 3 mm y  $E_s$  entre 80 y 400 MPa. El grado

de aproximación se ha calificado de muy bueno (MB) a malo (M) en la Tabla 1. Como ejemplo, la Figura 12 muestra la comparación entre las distribuciones de carga axial calculada y medida para el Caso 10, que se consideró como “muy bueno”. Las mejores aproximaciones se encontraron para valores  $E_s$  que variaban entre 250 y 400 MPa, y valores de  $\delta_{lim}$ , que variaban entre 1,5 y 2 mm. El módulo de  $E_s$  así estimado corresponde a los valores obtenidos con el aparato de columna resonante para los valores estimados de las tensiones efectivas de confinamiento en el bulbo del pilote (300-500 KPa). Hay que tener en cuenta que, en la Tabla 1, la respuesta que se ha medido para el pilote no puede explicarse mediante un módulo de deformación del suelo significativamente reducido (casos 12 y 13), que corresponde a los valores medidos en los ensayos triaxiales para las tensiones de confinamiento estimadas.

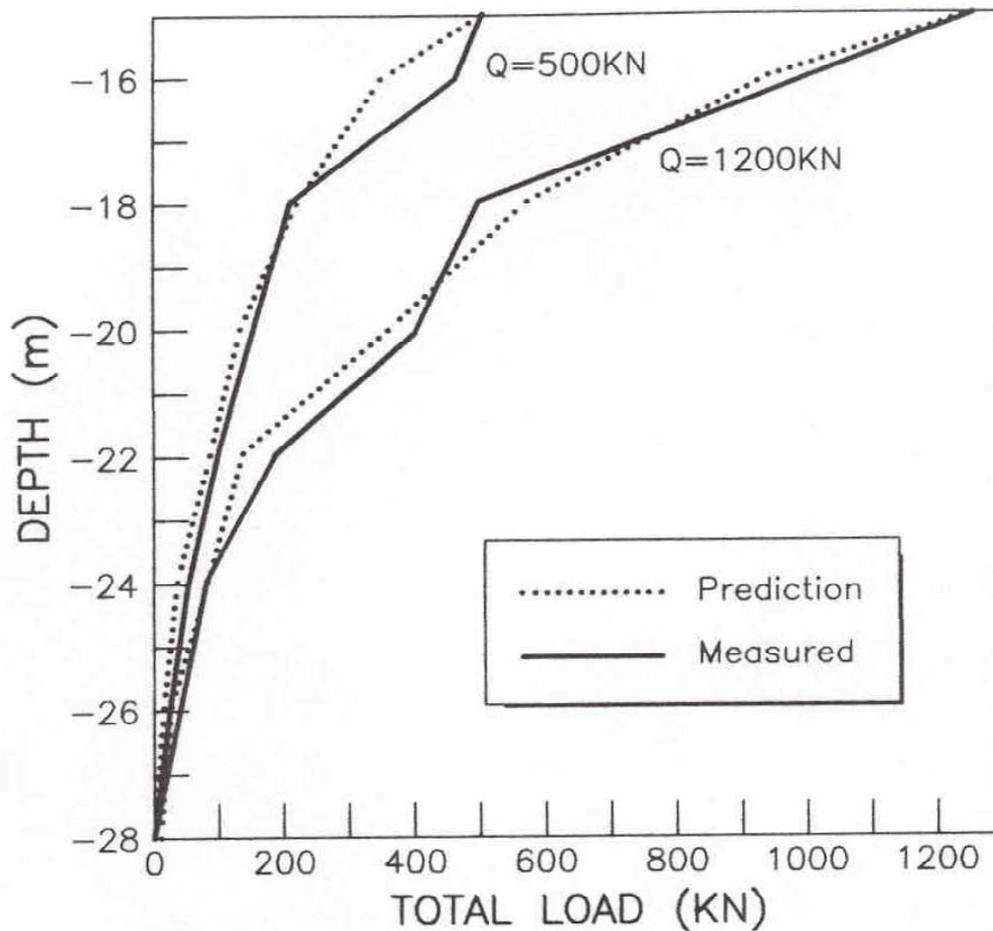


Figura 11: Distribución medida y estimada de la carga total a lo largo de la longitud inyectada del micropilote ensayado.

Tabla 1: Identificación de los parámetros del modelo a partir del ensayo de carga del micropilote.

Model parameters	Case	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
$\delta_1$ (mm)		2	1,5	3	2	2	3	15	3	3	2	1	3	2
$E_s$ (MPa)		250	150	150	150	300	300	250	250	400	400	400	80	80
Grado de aproximación (*)		MB	B	B	B	MB	B	MB	B	R	MB	B	M	M

(\*) MB: Muy Bien; B: Bien; R: Regular; M: Mal

## 8.2 Comportamiento de los grupos de micropilotes

Los grupos de micropilotes proyectados se han analizado mediante el procedimiento descrito. Los resultados relevantes del análisis son el asentamiento del grupo y la distribución de cargas entre pilotes en un grupo dado. Para mostrar la capacidad del método se presentarán algunos resultados que corresponden a un grupo de micropilotes relativamente grande (7 x 5). La Figura 13 presenta las curvas de asentamiento para dos combinaciones aceptables diferentes de módulo de suelo y del deslizamiento relativo pilote-suelo. Las diferencias son pequeñas y la curva de asentamiento para una carga media de 1MN por micropilote es esencialmente lineal. En la Figura 14 se indica la distribución de las cargas entre pilotes en el grupo para un valor medio de 0,5 MN. Las diferencias mayores, en este caso, no exceden el 3% de la carga media impuesta. El análisis de todos los grupos implicados en el diseño de la cimentación del edificio muestra que el asentamiento del grupo está básicamente controlado por el número de pilotes que componen el grupo. Las diferencias en la disposición de los pilotes (que pese a todo mantienen un espaciado homogéneo entre ellos) tienen un efecto mínimo. Una manera conveniente de definir el asentamiento del grupo, útil a la hora de realizar el análisis estructural del edificio, es calcular la constante del muelle equivalente para cada grupo. Esta representación tiene sentido desde el punto de vista de la marcada linealidad de las curvas de asentamiento de cargas para un rango estimado de cargas sobre la cimentación. La Figura 15 muestra la constante de muelle calculada para todos los grupos del proyecto (un total de 15 grupos de pilotes más un caso de pilote único) que se representan en función del número de pilotes en el grupo. Los casos a corto y largo plazo corresponden a diferentes valores adoptados para  $E_s$  para tener en cuenta la consolidación diferida. La uniformidad de las curvas en la Figura 15 indica el efecto dominante del número de pilotes a la hora de controlar el asentamiento del grupo.

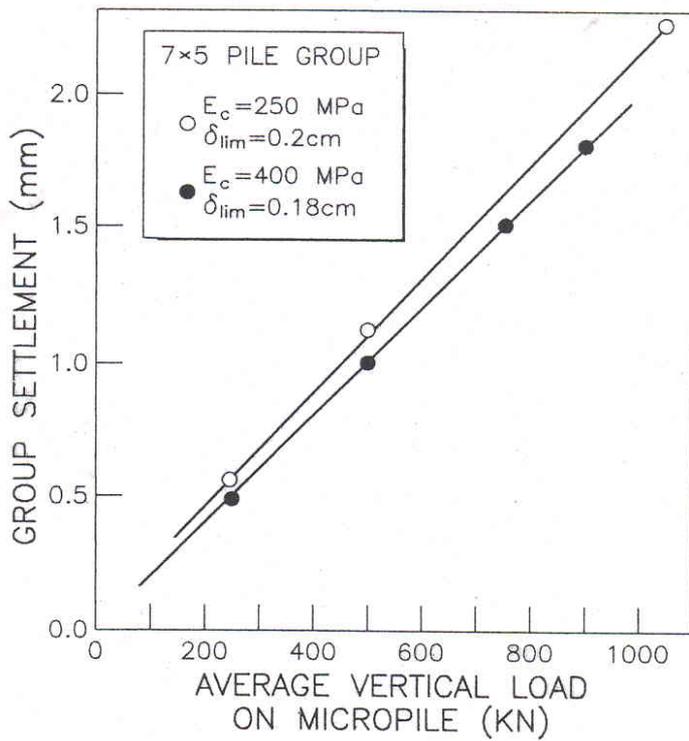


Figura 13: Asentamiento calculado de un grupo de 7 x 5 micropilotes en función de la carga media en un micropilote.

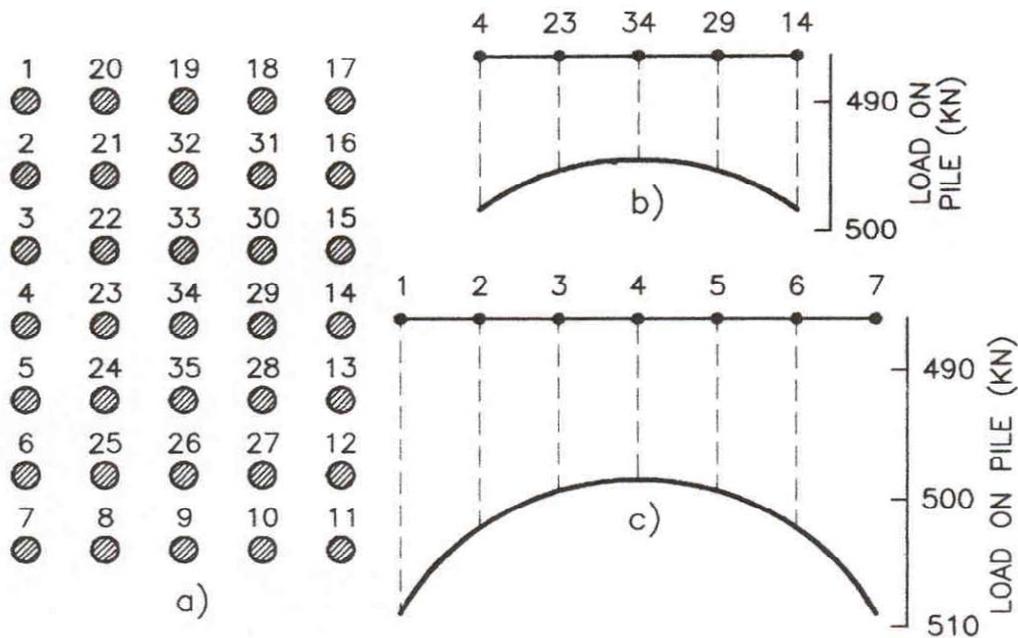


Figura 14: Distribución de cargas en un grupo de 7 x 5 micropilotes (a); (b) sección 4-14; (c) sección 1-7.

## 9 CONCLUSIONES

El artículo describe un proyecto complicado de cimentación que implicaba la construcción de micropilotes largos de alta capacidad con una “longitud libre” de 15 m. Se han comentado algunos resultados de los ensayos de carga realizados para validar el procedimiento de construcción y diseño. El procedimiento adoptado fue eficaz para eliminar los efectos de la fricción a lo largo de la longitud libre. El ensayo se realizó con la carga máxima permitida según consideraciones estructurales de los propios micropilotes. La resistencia al corte calculada en la longitud inyectada muestra que el valor máximo de la resistencia al corte movilizada ( $\approx 0,6$  MPa) se alcanzó en la parte superior del bulbo. Este valor es mayor que otras estimaciones recogidas en la literatura. También se detectaron efectos moderados de reducción de la resistencia al corte una vez alcanzado el pico. Los ciclos de carga y descarga realizados muestran que los desplazamientos permanentes tienen lugar para pequeños desplazamientos totales de los micropilotes (menores de 1 mm).

Con el fin de calcular los grandes grupos proyectados de micropilotes se ha generalizado una formulación relativamente simple para el análisis de pilotes aislados, que introduce el comportamiento no-lineal de la interfaz pilote-suelo. El método considera también situaciones que implican fricción negativa y puede reproducir también los efectos de secuencias de carga arbitraria en un grupo de pilotes, incluyendo las cargas de compresión y tracción.

Una característica importante del método es la consideración de una delgada capa en la interfaz pilote-suelo, donde se localizan las condiciones de transferencia de tensiones. El comportamiento de esta delgada capa se describe mediante un modelo elastoplástico. El procedimiento para de solución sigue la historia de deformaciones relativas entre el pilote y el suelo. Las interacciones entre los pilotes se han tenido en cuenta mediante soluciones elásticas fundamentales.

El modelo se ha aplicado para reproducir los resultados del ensayo de carga instrumentado realizado. Así se han determinado los valores característicos que definen la transferencia de tensiones micropilote-suelo. Se analizaron a continuación los grupos de micropilotes previstos en el proyecto. Sus dimensiones variaban entre 2x2 y 7x5 micropilotes. Se han presentado algunos resultados (distribución de cargas entre los pilotes del grupo; asientos esperables). El análisis indica que en este caso los asientos sólo dependen del número de pilotes por grupo. El método es relativamente simple y permite resolver grupos tridimensionales e introducir el comportamiento plástico de la interfaz pilote - suelo con un esfuerzo de cálculo muy aceptable. Los métodos basados en elementos finitos plantean todavía dificultades importantes en estos casos tridimensionales.

## 10 REFERENCIAS

- Alonso EE, A Josa y A Ledesma (1984) Negative skin friction on piles: A simplified analysis and prediction procedure. *Géotechnique*, 34 : 341-357.
- Alonso, EE & J Casanovas (1991) Micropile foundation of a singular building over existing underground structures. *Fondations Profondes*. Presses de l'Ecole National des Ponts et Chaussées. Paris : 93-102.
- Bustamante, A y B Doix (1985) Une méthode pour le calcul des tirants et des micropieux injectées. *Bull. Liaison L.P.C.* 140 (Nov-Dec) : 75-92.
- Chandler, RJ y JP Martins (1982) An experimental study of skin friction around piles in clay. *Géotechnique*, 32: 119-132.
- Chow, YK, JT Chin y SL Lee (1990) Negative skin friction on pile groups. *Int. J. for Num. Anal. Methods in Geomech.*, 14: 75-91.
- Lee, CY (1993) Pile groups under negative skin friction. *J. of Geotech. Engngn. ASCE*, 119: 1587-1600.
- Lupini, JF, AE Skinner y PR Vaughan (1981) The drained residual strength of cohesive soils. *Géotechnique*, 31: 181-213.
- Marsland, A y MF Randolph (1977) Comparison of the results from pressuremeter tests and large in-situ plate tests in London Clay. *Géotechnique*. 27(2): 217-243.
- Mindlin, RD (1936) Force at a point in the inferior of a semi-infinite solid". *Jnl. Appl. Phys.* 7(5): 195-202.
- Poulos, HG y EH Davis (1980) *Pile foundation analysis and design*. John Wiley & Sons, New York.