

Ensayo a escala real e interpretación del comportamiento de un pilote por fuste en roca

D. DEL OLMO (*), S. MELENTIJEVIC (**), L. PRIETO (**) y C. OLALLA (*)

RESUMEN Se estudia el comportamiento del fuste de un pilote en roca tipo flysch en la ciudad de San Sebastián (Guipúzcoa). Se ha realizado una prueba de carga estática, concentrando la misma en un tramo de 5 metros de longitud, entre los 12 y 17 metros de profundidad, sobre un pilote de un metro de diámetro. Para la introducción de la carga en el conjunto pilote-roca se emplearon dos células Osterberg, embebidas dentro de la masa del pilote. Mediante una serie de ensayos de laboratorio sobre las muestras de roca, analizando los resultados de la prueba de carga y modelizándola mediante la técnica de los elementos finitos se trata de reproducir el mecanismo de transferencia de carga entre el pilote y la roca, a la vez que se comparan los resultados obtenidos con las distintas formulaciones existentes en la literatura.

REAL SCALE TEST AND ANALYSIS OF THE SKIN FRICTION OF A PILE IN ROCK

ABSTRACT *The skin friction behaviour of a pile in a flysch rock in San Sebastian (Guipúzcoa) has been studied. The static load test was performed on a pile of 1 meter diameter, on the 5 meter length segment of the pile between 12 and 17 meters depth. Two Osterberg cells were embedded into the pile segment to apply the load on the pile-rock system. The mechanism of the load transfer between the pile and the rock has been analyzed by laboratory tests on rock samples, load test results and a finite element method calculus. The results have also been compared to the existing formulations of world wide published standards.*

Palabras clave: Pilote, Roca, Fuste, Prueba de carga, Célula Osterberg.

Keywords: Pile, Rock, Skin friction, Load test, Osterberg Cell.

1. INTRODUCCIÓN

Este artículo presenta el estudio del comportamiento resistente por fuste de un pilote en roca tipo flysch en la ciudad de San Sebastián (Guipúzcoa). Sobre dicho pilote se realizó una prueba de carga estática, para estudiar y tratar de reproducir el mecanismo de transferencia de carga entre el pilote y la roca en la que se encuentra alojado. También se incluye una comparación con algunas de las expresiones empíricas más habituales y presentes en la literatura, para la estimación de la resistencia última por fuste de un pilote en roca.

El pilote sobre el que se ha realizado el estudio, pertenece a la cimentación de uno de los estribos del quinto puente de San Sebastián (Guipúzcoa), en pleno casco urbano de la ciudad, en el barrio de Amara. En el emplazamiento donde se ejecutó el pilote, en sus inmediaciones, se realizaron cuatro sondeos para

poder conocer con precisión el entorno geológico y mecánico en el que se encuentra alojado el pilote.

Los materiales encontrados de techo a muro fueron: rellenos antrópicos, materiales arcillosos y una roca caliza tipo flysch.

Tras el análisis de las características de los materiales encontrados, mediante una serie completa de ensayos de laboratorio, cuyos resultados se presentan posteriormente, se decidió; emplear dos células Osterberg, una en la punta y otra a media altura del fuste en la roca, para introducir la carga al pilote. Para precisar que dicha carga fuera absorbida por el tramo de fuste en roca sana, se empleó una camisa especial engrasada, para aislar el pilote en los metros superiores.

2. MATERIAL Y MÉTODOS

Se presentan una serie de formulaciones propuestas por distintos autores, que estiman la resistencia última por fuste de un pilote en la roca [tomado de la recopilación de Serrano, Olalla y Ríos, [2008], junto con algunos de los distintos intentos de diversos investigadores de tratar de reproducir el mecanismo de transferencia de carga entre el pilote y la roca.

(*) Departamento de Ingeniería y Morfología del Terreno ETSICCP-UPM.

(**) RODIO - KRONSA.

Método	α	β
Rosenberg y Journeaux (1976)	0,34	0,51
Horvath y Kenney (1979)	0,21	0,50
Williams y Pells (1980)	0,44	0,36
Rowe y Armitage (1986)	0,60	0,50
Carter y Kulhawy (1988)	0,20	0,50

TABLA 1. Coeficientes α y β propuestos por diversos autores para la estimación de la resistencia unitaria última movilizada por fuste de un pilote en roca. (Unidades en MPa).

2.1. FORMULACIONES

Existen numerosas correlaciones empíricas entre la resistencia a compresión simple de la roca y la resistencia unitaria por fuste movilizada en pilotes en roca.

Estas relaciones pueden expresarse de manera general, de la forma:

$$\tau_{ult} = \alpha \cdot q_u^\beta \tag{1}$$

Donde:

- τ_{ult} es la resistencia unitaria última movilizada en el fuste;
- q_u es la resistencia a compresión simple de la roca;
- α y β son constantes determinadas empíricamente a través de las pruebas de carga.

Algunas de las formulaciones empíricas más habituales encontradas en la literatura, según los valores de α y β se muestran en la Tabla 1. Al aplicar los coeficientes α y β a la formulación (1), la resistencia a compresión simple de la roca debe estar expresada en MPa, dando como resultado una resistencia unitaria movilizada en el fuste en MPa.

La evolución de estas formulaciones ha derivado en la introducción de nuevos parámetros que cuantifiquen de mejor manera la resistencia última por fuste; introduciendo por ejemplo de alguna manera, la influencia de la geometría de la rugosidad de la pared de contacto entre el pilote y la roca.

Rugosidad	H <mm>	D <mm>
Liso (R1)	1 - 4	30 - 70
Medio (R2)	4 - 20	30 - 70
Rugoso (R3)	20 - 80	30 - 70
Muy Rugoso (R4)	> 80	30 - 70

TABLA 2. Clasificación de las rugosidades de la pared de contacto pilote - roca, en función de su geometría [Williams y Pells, 1980].

Estas rugosidades, tienen relevancia en cómo se transmite la carga al macizo rocoso y por lo tanto en la resistencia última movilizada en la pared.

Uno de los primeros acercamientos al estudio de la geometría de las rugosidades, la realizaron Pells et al. [1980], observando la geometría de las paredes de los pilotes ejecutados en las calizas de Sydney. En sus trabajos llegaron a establecer una categorización en la que poder englobar las distintas rugosidades que observaron (Tabla 2).

Donde:

- H es la distancia entre el punto más saliente de la rugosidad y la pared de la excavación;
- D es el espaciamiento entre los salientes de dos rugosidades consecutivas.

Horvath et al. [1983] propusieron una formulación en la que poder considerar la geometría de la pared pilote-roca, tal como habían observado Pells et al. [1980].

Una alternativa a la posibilidad de considerar exclusivamente la resistencia a compresión simple de la roca sana o la geometría del contacto, es tener en cuenta la envolvente de la resistencia en la rotura de la roca, tal y como formularon Serrano y Olalla [2003] mediante una serie de expresiones que ligan la resistencia por el fuste, empleando el criterio de Hoek y Brown, con las tensiones a las que está sometido el pilote en función de la profundidad del empotramiento en la roca. Las tensiones que se movilizan en un pilote están esquematizadas en la Figura 1.

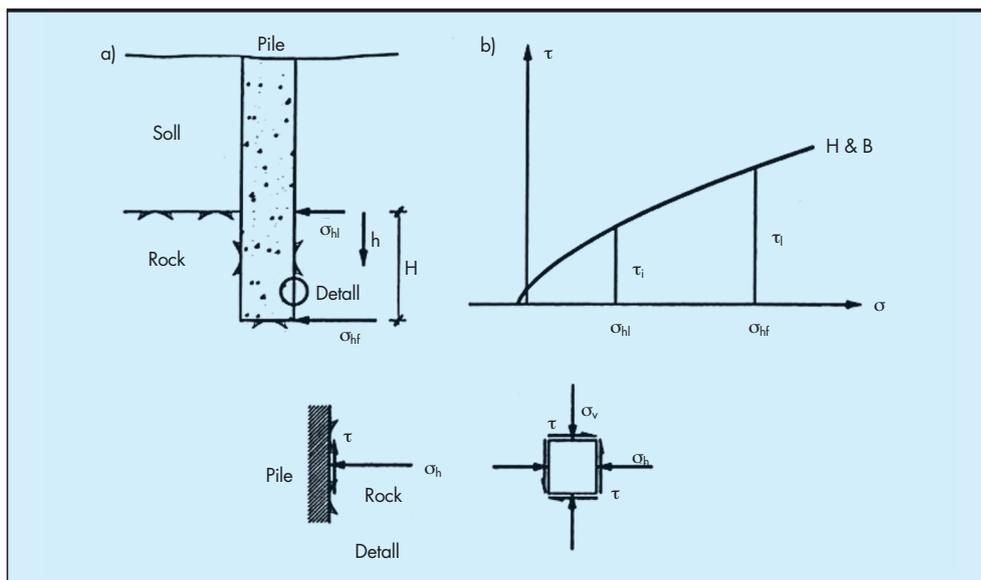


FIGURA 1. Esquema de las tensiones movilizadas en un pilote en roca junto con el criterio de Hoek y Brown [2002].

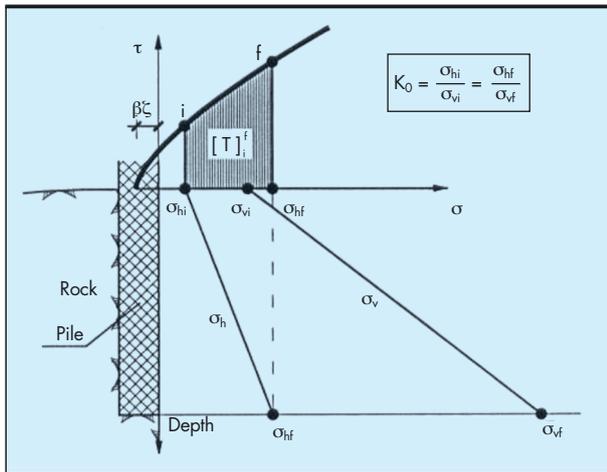


FIGURA 2. Relación entre la curva de Hoek y Brown, las tensiones horizontales en el pilote y la tensión tangencial máxima movilizable por el fuste. [Serrano y Olalla, 2003].

El proceso de cálculo es el siguiente: conociendo la geometría del pilote y la envolvente de rotura del medio rocoso según el criterio de Hoek y Brown, se conocen las tensiones horizontales a las que está sometido el pilote, a las cotas correspondientes: al techo de la formación rocosa y a la cota de finalización del pilote (Fig. 1(a)). De manera que en la curva de Hoek y Brown, le corresponden dos tensiones tangenciales máximas (Fig. 1(b)) que a su vez están relacionadas con la máxima tensión tangencial de rotura en la pared de contacto pilote-roca (Fig. 1(c)). La forma en que se relacionan ambas tensiones con la envolvente de Hoek y Brown [2002] con la resistencia movilizada en el fuste queda recogida en la Figura 2.

2.2. MODELOS

Los modelos que estudian el mecanismo de transferencia de carga entre el pilote y la roca se centran en la naturaleza de la roca y en la geometría del contacto. Aplicados a este caso pueden considerarse dos grandes grupos; uno que sería válido

para rocas duras (calizas) y otro adecuado para rocas blandas (argilitas).

De estos dos grandes grupos se muestran a continuación un ejemplo de cada uno de ellos, como antecedentes teóricos de las características empleadas en el modelo propuesto en esta investigación para representar el comportamiento durante la prueba de carga.

2.2.1. Modelo para rocas duras

Como ejemplo representativo de un modelo de transferencia de carga entre el pilote y la roca se ha elegido el modelo propuesto por Gu [2000] quien realizó sus trabajos sobre calizas.

Debido a la respuesta rígida del pilote en su fuste en este tipo de roca, la carga transmitida al pilote se desarrolla prácticamente en el fuste y no por la punta.

Gu [2000] modeló un pilote mediante una simetría axial y considerando una cierta rugosidad de la pared de contacto pilote-roca. Debido a la naturaleza dura de la roca (calizas) con la que trabajó, en el modelo optó por dar una resistencia única a la pared de contacto, la cual el denominó "Constant Normal Stiffness" (CNS), como ya hicieron en anteriormente Johnston et al. [1987]. En la Figura 3 se muestra la geometría supuesta para la pared de contacto, es decir, las rugosidades de la pared y la situación esquemática del pilote respecto de las rugosidades de la misma después de recibir una cierta carga exterior.

Tras emplear su modelo en una serie de cálculos y modelaciones de pruebas de laboratorio controladas, concluyó:

- El coeficiente CNS tiene una cierta relevancia en la generación de un pico de resistencia en el comportamiento por fuste, de manera que cuanto mayor es el CNS, mayores resistencias de pico se producen. Por otro lado, cuanto mayor es el CNS, las rugosidades de la pared presentan un comportamiento más frágil.
- En el mecanismo de transferencia de carga entre el pilote y la roca, se pueden distinguir cuatro fases; una primera en la que se produce una deformación elástica del conjunto; una segunda en la que se llega a generar un deslizamiento en la interfaz (Fig. 3(b)); una tercera en la que todas las rugosidades terminan absorbiendo una cierta cantidad de carga y una cuarta y final en la que se sobrepasa la resistencia de pico y se entra en una etapa de resistencia residual en el contacto.

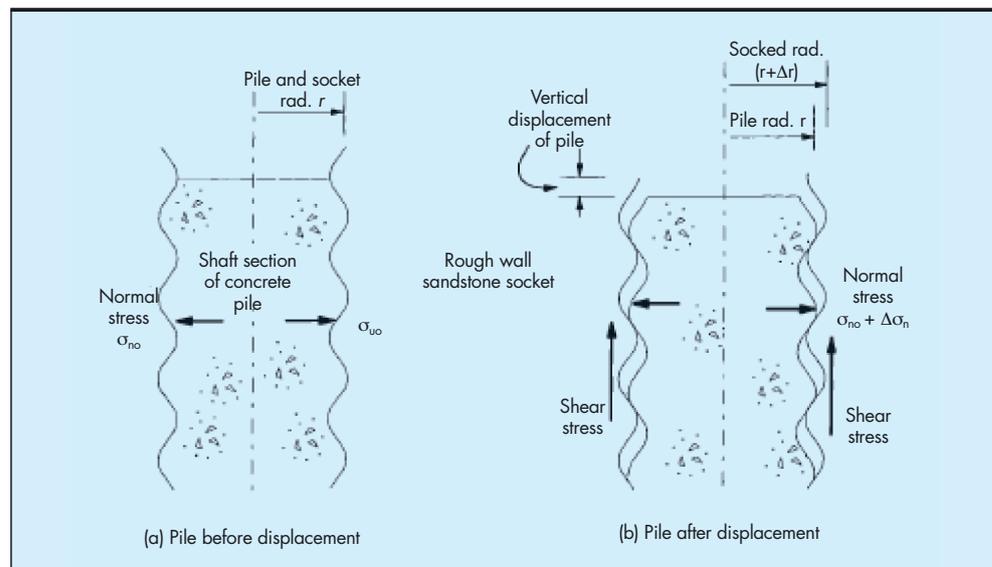


FIGURA 3. (a) Geometría de las rugosidades de la pared entre el pilote y la roca; (b) Situación del pilote y la pared de contacto al solicitarse el pilote [Gu, 2002].

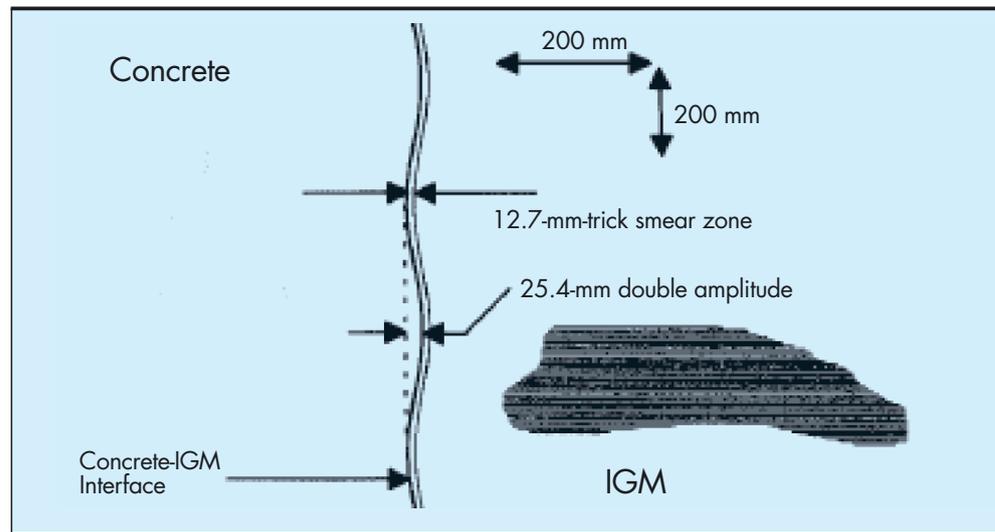


FIGURA 4. (Esquema de las rugosidades y la interfaz propuesta por Hassan y O'Neill [1997].

2.2.2. Modelo para rocas blandas

Como ejemplo de elaboración de un modelo con este tipo de comportamiento resistente se han tomado como referencia los trabajos sobre argilitas realizados por Hassan y O'Neill [1997].

El modelo que plantearon es similar al descrito en el Apartado anterior, pero para poder reproducir la respuesta de una roca blanda frente a una dura, propusieron la introducción de una interfaz ficticia entre el pilote y la roca. De esta manera consiguen que en el contacto roca-pilote, sólo se movilicen resistencias friccionales y en ningún momento exista una cohesión, por efecto de la trabazón entre las rugosidades de la pared de la roca y el fuste del pilote. En la Figura 4 se muestra una representación de la idealización del contacto entre las rugosidades de la pared del contacto pilote-roca, en la que se ha interpuesto el material interfaz ficticio, para el desarrollo del modelo en elementos finitos.

Emplearon interfaces de tipo rugoso y liso, utilizando un criterio similar al expuesto por Pells et al. [1980], llegando a las siguientes conclusiones:

- La tensión inicial en la pared de contacto pilote-roca, a través del coeficiente de empuje al reposo, tiene cierta importancia en el comportamiento resistente, dependiendo a su vez de si la rugosidad es de tipo lisa o rugosa.
- La fase de comportamiento elástico es más prolongada cuanto mayor es el valor de dicha tensión inicial en el contacto.
- Se produce un aumento repentino del asiento del pilote en el momento en el que se abandona la fase elástica y se produce el deslizamiento relativo entre el pilote y las rugosidades de la pared de roca.

3. DESCRIPCIÓN DEL MEDIO ROCOSO

En este apartado se presentan los resultados obtenidos por los cuatro sondeos que fueron realizados en el emplazamiento del pilote sobre el que se realizó la prueba de carga, junto con las pruebas de laboratorio ejecutadas sobre las muestras extraídas de dichos sondeos.

La columna tipo del lugar, deducida de los cuatro sondeos efectuados donde se ejecutó el pilote es de manera sintética:

rellenos antrópicos y materiales de naturaleza arcillosa de aproximadamente 6 metros de potencia; infrayacente a los cuales se encuentra la roca caliza tipo flysch. En la Figura 5 se muestra un perfil esquemático de esta situación, donde puede observarse que debido a la escasa potencia de los rellenos antrópicos, se decidió considerarlos como materiales arcillosos a todos los efectos.

Las abundantes pruebas de laboratorio efectuadas, se encaminaron a estudiar las propiedades resistentes y físicas de los materiales implicados, a fin de conocer sus características con la mayor precisión posible y así poder obtener los parámetros necesarios para tener una mejor comprensión del mecanismo de transferencia de carga entre el pilote y la roca.

3.1. PROPIEDADES DE LOS MATERIALES ARCILLOSOS

Con estos materiales se realizaron ensayos de identificación y de densidad. El valor medio de la densidad natural es de 18 kN/m^3 . No fue necesaria la realización de ensayos para la evaluación de la resistencia de estos materiales, pues el tramo a cargar del pilote, sólo se desarrolla en la roca y la longitud del mismo en los materiales tipo suelo ha sido independizada del fuste, de manera que no colaboran a la resistencia.

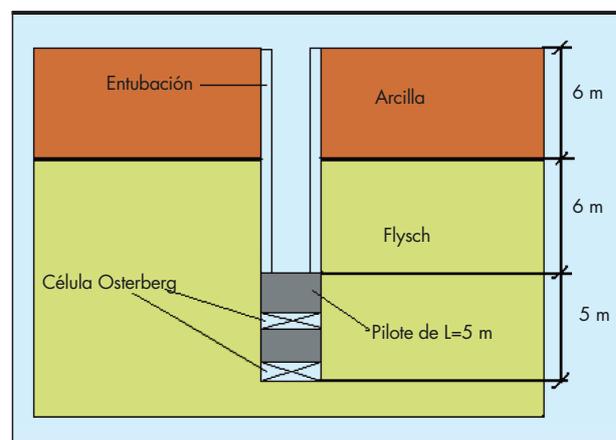


FIGURA 5. Esquema del pilote y las células, junto con los materiales del emplazamiento.

Densidad natural	22 kN/m ³
Resistencia a la compresión simple	48 MPa
Índice geomecánico GSI	60
m ₀ [Hoek y Brown, 2009]	17
Módulo de elasticidad de la roca sana	9.000 MPa
Coefficiente de Poisson	0,20

TABLA 3. Propiedades de la roca.

Densidad	22 kN/m ³
Resistencia a la compresión simple	35 MPa
Módulo de elasticidad	20.000 MPa
Coefficiente de Poisson	0,25

TABLA 4. Propiedades del hormigón del pilote.

3.2. PROPIEDADES DE LA ROCA

Sobre la roca se realizaron, entre otros, ensayos de densidad, resistencia a compresión simple con mediciones de deformaciones mediante strain-gauges y presiómetros en los sondeos de campo. Con esta investigación, las propiedades medias más significativas, mostradas por la roca se recogen en la Tabla 3.

De particular importancia resulta tener en cuenta que todos los ensayos de resistencia a compresión simple donde las probetas se rompieron a través de planos de debilidad, no se han considerados. No son representativos pues lo que se pretende obtener es la resistencia a compresión simple de la matriz de roca sana, sin el efecto de las discontinuidades.

3.3 PROPIEDADES DEL HORMIGÓN DEL PILOTE

Las características del hormigón del pilote de un metro de diámetro, se ajustan al tipo HA-35. Las propiedades más relevantes obtenidas de los ensayos de laboratorio son las mostradas en la Tabla 4.

4. MODELO NUMÉRICO

Tanto las características geométricas como las propiedades geotécnicas que definen el modelo han sido expuestas en el Apartado anterior. La roca y la pared de contacto pilote-roca quedan modeladas de la siguiente manera:

- La roca en la que se desarrolla el fuste del pilote es una caliza con intercalaciones de lutitas, por lo que en estado sano puede considerarse como una roca sana. Este argumento está sustentado también por los valores de la resistencia a compresión simple alcanzados y por los valores asignados al parámetro GSI (ver Apartado 3). Se optó por usar un modelo similar al de Gu [2000] para rocas duras (ver Apartado 2.2.1).
- Para poder modelar el mecanismo de transferencia de carga entre el pilote y la roca se ha introducido una geometría de las rugosidades del contacto. Para ello se usaron las teorías de Pells et al. [1980]. Ellos realizaron sus trabajos en las calizas de Sydney, por lo que considerando que en el lugar de la prueba de carga se encuentran también calizas, se acotó la rugosidad entre R3 y R2 (ver Ta-

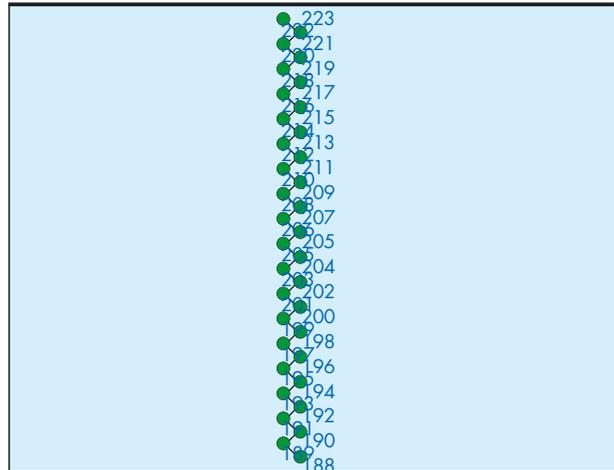


FIGURA 6. Detalle de la geometría de la pared de contacto pilote – roca.

bla 2). La geometría de la rugosidad queda definida con una amplitud (D) de 30 mm y una altura (H) de 20 mm.

- Con los parámetros conocidos de la roca se tiene definida la envolvente de Hoek y Brown [2002]. Debido a que el código de elementos finitos empleado no presenta la posibilidad de usar una envolvente de las tensiones en la rotura que sea no lineal, es necesario simplificarla a unos parámetros lineales. Se adoptaron unas ecuaciones lineales de rotura tipo Mohr-Coulomb, para simplificar dicha envolvente. Considerando que la profundidad a la que se encuentra el fuste que será solicitado se halla entre los -12 m y los -17 m y que las dos células Osterberg que cargarán el pilote movilizan una carga máxima conjunta de 15,6 MN, el desarrollo tensional de la roca se encontrará en una zona de la envolvente de rotura con una cohesión de 600 kN/m² y un ángulo de rozamiento interno de 63°.
- La Figura 6 muestra un detalle de la geometría de la pared de contacto entre el pilote y la roca, junto con la geometría de la rugosidad propuesta para el contacto. En la Figura 7

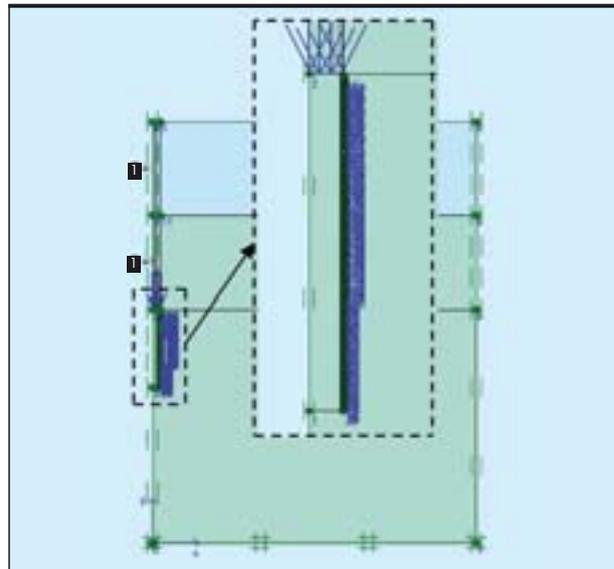


FIGURA 7. Vista conjunta del modelo en elementos finitos.

se puede observar el modelo planteado en elementos finitos, con la axilsimetría supuesta.

Otro criterio importante del modelo numérico, es la forma en la que introducir la carga para conseguir una respuesta similar a la observada durante la prueba de carga. Se consideraron los siguientes aspectos:

- Los escalones de carga introducidos en el modelo, deben ser lo suficientemente pequeños como para evitar que entre un paso de cálculo y el siguiente se produzca una plastificación importante del medio, ya que se perdería la información intermedia del proceso de transferencia de carga.
- Desde el punto de vista de la modelación es importante la cuantificación de los desplazamientos medidos en el pilote. Por ello, la carga en cada paso de cálculo debe ser también lo suficientemente pequeña como para poder observar cambios de comportamiento en los movimientos del pilote.

Teniendo en cuenta estos dos aspectos, se tantearon distintos valores incrementales para modelar la prueba de carga. Finalmente se comprobó que la mejor forma de reproducirla se conseguía con pequeños incrementos iniciales (1 a 2 MN por escalón de carga) y posteriormente, con incrementos mayores (4 a 5 MN).

Para obtener la carga última movilizada en el fuste antes de la rotura, se realizó un cálculo iterativo por aproximaciones sucesivas, aumentando progresivamente el valor de la carga hasta conseguir acotar el valor del fallo, con una precisión de 0,2 MN.

5. DESCRIPCIÓN DE LA PRUEBA DE CARGA

A las profundidades de 14,5 m y 17,0 m, respectivamente, se embecieron dos células de carga Osterberg. Estas células son unos gatos hidráulicos (Fig. 8) que introducen la carga desde el interior del pilote por desplazamiento en ambas direcciones (Fig. 9). Se decidió colocar dos células, una en la punta y otra a media altura en el tramo de roca, porque:

- La célula colocada en la punta cargaría sobre la misma y serviría para conocer la resistencia por punta de la roca flyschoide. Durante la primera fase de la prueba se introduciría carga bien hasta alcanzar la máxima de trabajo o bien hasta producir el fallo del pilote.
- Mientras que la segunda célula se dispuso a media altura. De forma que movilizaría básicamente resistencia por fuste, al estar lo suficientemente alejada de la punta, como para estar afectada por la misma. Esta célula sólo trabajaría en la segunda fase de carga del pilote.



FIGURA 8. Célula Osterberg. [www.loadtest.com].

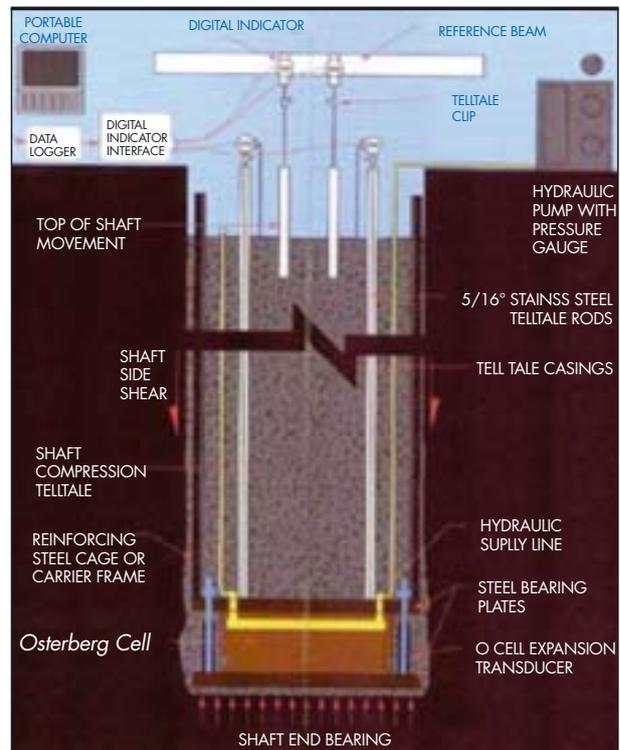


FIGURA 9. Esquema de la célula Osterberg embecida en el pilote. [www.loadtest.com].

De esta manera se consigue movilizar resistencia por punta y fuste de manera combinada durante la primera fase y resistencia por fuste exclusivamente durante la segunda etapa de ensayo.

Las Figuras 10 y 11 son dos gráficas de las obtenidas del ensayo. Se consideran suficientemente representativas de la prueba constituyen la base del análisis del ensayo. La Figura 10 muestra la evolución de los asientos del pilote con respecto a la carga introducida por la célula Osterberg superior. Las correlaciones presentan:

- En trazo discontinuo el asiento del pilote debido al acortamiento elástico del mismo.
- En trazo de cuadros el resultado del ensayo.
- En trazo continuo la estimación del asiento del pilote, con los datos obtenidos del ensayo (trazo de cuadros).

La estimación de la carga en la rotura por fuste, realizada por la empresa LOAD-TEST en base a las propias elaboraciones teóricas que disponen como consecuencia de las numerosas pruebas realizadas en el mundo, con distintos materiales y en diferentes estados, ha sido de 2,6 MN/m².

En la Figura 11 se representa la tensión unitaria movilizada en el fuste en roca a medida que se producen los asientos. Se presentan dos curvas:

- La curva azul es la tensión movilizada desde la célula superior hacia la parte superior del pilote.
- La curva negra es la tensión movilizada desde la célula superior hacia la punta del pilote.

6. LA PRUEBA DE CARGA Y EL MODELO NUMÉRICO

Analizando los resultados de la Figura 10 se puede concluir que no se produjo el fallo por el fuste del pilote durante la fase de carga de la célula superior. Esto se debe a que analizando la

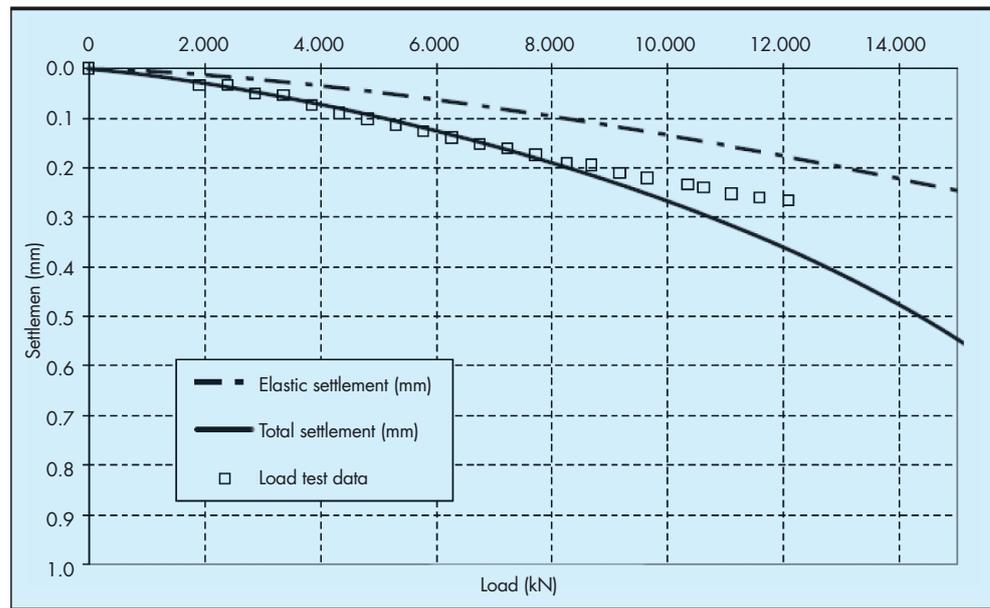


FIGURA 10. Relación carga aplicada - asiento, en la célula superior. [LOADTEST LT2813].

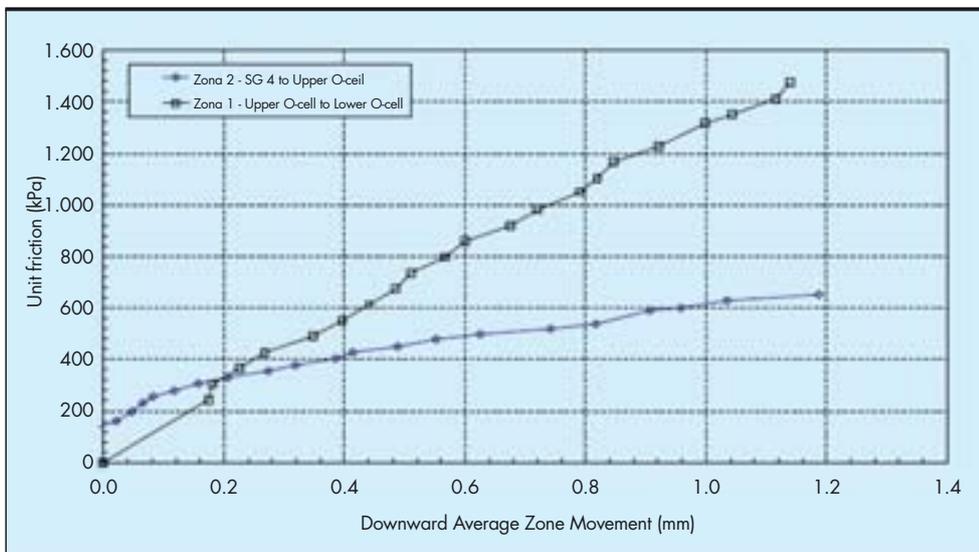


FIGURA 11. Relación asiento - tensión tangencial. [LOADTEST LT2813].

pendiente de las curvas se observan que son monótonas crecientes y que no existe un cambio brusco de pendiente en ellas. Si se hubiera producido el fallo en alguna zona, existiría un cambio de pendiente acusado y fácilmente observable.

Del análisis de la Figura 11 se puede concluir que el valor máximo movilizado de la tensión tangencial para la máxima sollicitación introducida por las células de carga, se encuentra en el entorno de los 1,4 MPa.

Con estos resultados y aplicando el modelo planteado en este trabajo se puede comprobar si se obtiene una buena reproducción del comportamiento del pilote con respecto a la prueba de carga y por lo tanto, del mecanismo de transferencia. En las Figuras 12 y 13 se muestran las tensiones tangenciales movilizadas en la pared de contacto pilote - roca, en el conjunto de la masa rocosa y en una sección próxima a la pared, respectivamente, para la máxima carga alcanzada en la prueba de carga.

Del análisis de los resultados obtenidos mediante la aplicación del modelo en elementos finitos planteado en el apartado

4, puede concluirse que no se ha producido ni el fallo del pilote ni de la matriz rocosa que lo circunda, tal y como ocurrió en la prueba de carga efectuada. Por otro lado, es interesante resaltar que al movilizar el fuste, la parte más alejada de la punta es la que moviliza una mayor carga unitaria en el fuste, de manera que cuánto más cerca de la punta nos encontremos, menor resistencia por fuste se moviliza, tal y como puede observarse en la Figura 12 obtenida del cálculo por elementos finitos.

Si se calcula la tensión tangencial media movilizada en el fuste para la máxima carga introducida por las células Osterberg, se obtiene un valor del entorno de los 1,2 MPa con el modelo de elementos finitos. Por lo que si se considera que en la prueba de carga se movilizaron 1,4 MPa, el modelo planteado por elementos finitos obtiene unos resultados próximos a los reales aunque ligeramente inferiores.

Además, observando la distribución de la tensión tangencial movilizada en el fuste, puede verse que ésta es mayor en la zona más próxima al techo de la formación rocosa con res-

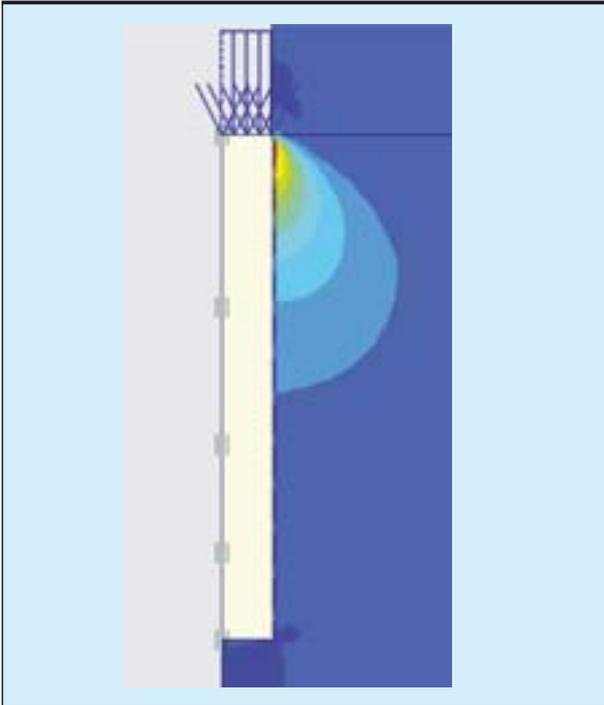


FIGURA 12. Tensión tangencial movilizada para la máxima sollicitación de la prueba de carga.

pecto a la zona más alejada de la misma y por lo tanto más próxima a la punta. Esta distribución por lo tanto, es coherente con el resultado obtenido de la prueba de carga (Fig. 11).

Por otro lado y desde el punto de vista de los movimientos obtenidos en el modelo con respecto a los medidos durante la prueba de carga, se puede observar que los primeros son ligeramente superiores a los segundos, tal y como se muestra en la Figura 13. Esto sugiere, junto con la menor resistencia por fuste obtenida entre el modelo y la prueba, que un pequeño incremento de la rugosidad de las paredes en el modelo, se conseguiría un conjunto pilote-roca más rígido, produciendo una situación de mayor tensión tangencial unitaria movilizada en el fuste con un menor asiento. Es decir, los valores propuestos para la rugosidad de la pared empleados en esta investigación [Pells *et al.*, 1980] son un ajuste suficientemente bueno a la situación real.

Con la modelación planteada en elementos finitos, también puede realizarse una estimación de la carga de rotura del conjunto pilote-roca. Aumentando gradualmente la sollicitación hasta alcanzarse la rotura del hormigón del pilote o la plastificación del medio rocoso circundante al mismo, se comprobó que el fallo se producía por la masa rocosa, movilizándose una tensión tangencial en rotura de 3,5 MPa. Comparando este valor con las estimaciones de las formulaciones más habituales y existentes en la literatura se puede concluir que el resultado obtenido con el modelo en elementos finitos reproduce de manera suficientemente aproximada el comportamiento del pilote y del mecanismo de transferencia de la carga.

Teniendo en cuenta que el comportamiento exhibido por el pilote durante la prueba de carga ha sido fielmente reproducido con el modelo en elementos finitos, se puede asumir cierta validez para la tensión tangencial de rotura obtenida, mediante extrapolación, del cálculo en rotura.

Existe, por tanto, una discrepancia entre la carga última propuesta por LOAD-TEST (2,6 MPa) y la del modelo (3,5 MPa), que puede parecer contradictoria, pero hay que recordar

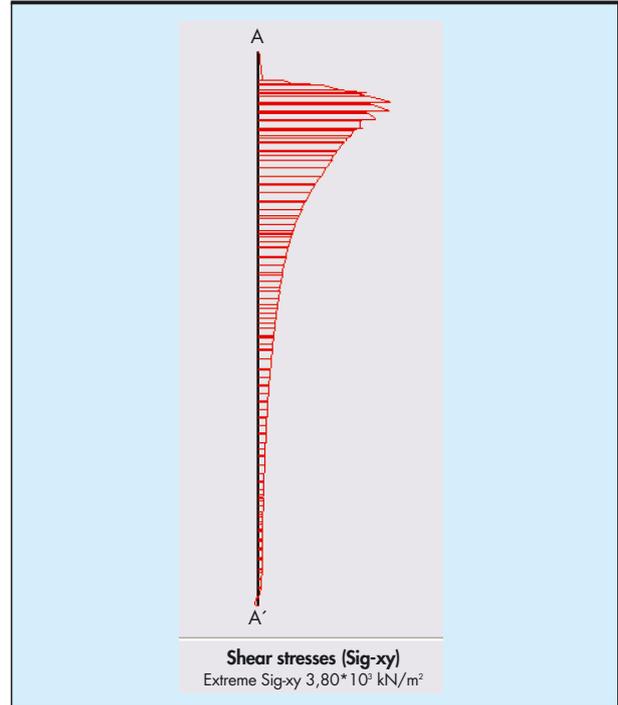


FIGURA 13. Distribución de la tensión tangencial movilizada en el contacto pilote-roca para la máxima sollicitación de la prueba de carga.

que ambas son extrapolaciones del resultado de la prueba de carga de la que sólo se conoce parte de la rama elástica de respuesta del medio, en tensiones y movimientos. En el siguiente apartado se estudia el resultado de la tensión tangencial última con las características que se conocen de la roca y aplicando las formulaciones empíricas propuestas en la literatura. Comparándose estos resultados con los propuestos por LOAD-TEST y el modelo de elementos finitos.

7. PRONÓSTICO DE COMPORTAMIENTO CON TEORÍAS PREEXISTENTES

Uno de los objetivos de la investigación era comprobar el grado de conservadurismo de las distintas formulaciones existentes, fundamentalmente en la literatura técnica.

Comparando las tensiones tangenciales últimas propuestas por dichas formulaciones con la tensión tangencial última propuesta por LOAD-TEST y por el modelo en elementos finitos, se obtienen los siguientes coeficientes de seguridad, respecto de la estimación de la carga última, como se muestra en Tabla 5.

8. CONCLUSIONES

Se ha estudiado el comportamiento por fuste de un pilote en roca tipo flyschoides en la ciudad de San Sebastián (Guipúzcoa), mediante la realización de una prueba de carga. Para modelar dicha prueba de carga se ha elaborado un modelo en elementos finitos que trata de reproducir el mecanismo de transferencia de la carga entre el pilote y la roca que lo circunda.

Las conclusiones alcanzadas tras comparar los resultados del modelo numérico con la evolución de la prueba de carga son las siguientes:

1. La prueba de carga empleó dos células Osterberg embebidas dentro del pilote. Una en la punta y otra a media altura del fuste en la roca. A pesar de llevar la capaci-

Formulación	Resistencia última por fuste <MPa>	Coefficiente de seguridad respecto del modelo	Coefficiente de seguridad respecto de LOAD TEST
Rosenberg y Journeaux (1976)	2,75	1,27	0,91
Horvath y Kenney (1979)	1,94	1,80	1,28
Williams y Pells (1980)	4,15	0,84	0,60
Rowe y Armitage (1986)	4,15	0,84	0,60
Carter y Kulhawy (1988)	1,38	2,53	1,81
Serrano y Olalla (2003)	2,45	1,43	1,02

TABLA 5. Tensiones tangenciales de rotura movilizadas según distintos criterios y seguridad de los mismos en función de la resistencia movilizada en la prueba de carga.

dad mecánica de los gatos hasta el límite de sus posibilidades, no se pudo alcanzar la rotura, ni del pilote ni del medio natural en el que se alojó.

- Para representar el mecanismo de transferencia de carga se empleó un modelo en elementos finitos, asimilando el contacto pilote-roca a una serie de rugosidades siguiendo los trabajos de Pells et al. [1980].
- Con la estimación de las propiedades de la roca y del hormigón mediante una serie de ensayos de laboratorio (Tablas 2 y 3) se ajustaron las características resistentes del modelo en elementos finitos, de manera que con la geometría y envolventes de rotura empleadas se consigue reproducir razonablemente bien, aunque de manera aproximada, el comportamiento en deformaciones y tensiones, del mecanismo de transferencia tanto en servicio como en rotura.
- Obviamente, al estar el medio rocoso fracturado con una única familia dominante de discontinuidades, la valoración de la resistencia a compresión simple debe hacerse exclusivamente a partir de los resultados de los ensayos en los que las probetas no rompieron por los planos de debilidad.
- La prueba de carga realizada ha mostrado que incluso con los parámetros de diseño más optimistas, el valor de la carga última movilizada por el fuste es notablemente más elevada que la que se deduce con las teorías que informan de la resistencia por el fuste de los pilotes en roca (Tabla 5).

9. REFERENCIAS

[1] Carter, J.P.; Kulhawy, F.H. 1988. "Analysis and design of drilled shaft foundations socketed into rock". Report EL-5918, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California.

[2] Gu, X.F. 2000. "Laboratory investigation of shaft resistances for pile socketed in sandstone". www.ascelibrary.org.

[3] Hassan, K.M.; O'Neill, M.W. 1997. "Side load transfer mechanism in drilled shafts in soft argillaceous rock". *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Pp. 145-152.

[4] Hoek, E., Carranza-Torres, C. and Corkum, B. (2002) Hoek-Brown criterion – 2002 edition. *Proc. NARMS-TAC Conference*, Toronto, 2002, 1, 267-273.

[5] Horvath, R. G.; Kenney, T.C. 1979. "Shaft resistance of rock-socketed drilled piers". *Proceedings Symposium on Deep Foundations*: 182-214. New York: ASCE.

[6] Horvath, R. G.; Kenney, T.C.; Kozicki P. 1983. "Methods of improving the performance of drilled piers in weak rock". *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 20, Pp. 758-772.

[7] Johnston, I.W.; Lam, T.S.K.; Williams, A.F. 1987. "Constant normal stiffness direct shear testing for socketed pile design in weak rock". *Geotechnique*. Vol. 37, N° 1, Pp. 83-89.

[8] Pells, P.J.N.; Rowe, R.K. and Turner, R.M. 1980. "An experimental investigation into side shear for socketed piles in sandstone". *Proceedings of the International Conference on Structural Foundations on Rock*. Sydney. Vol. 1, Pp. 291-302.

[9] Reese, L.C.; O'Neill, M.W. 1988. "Drilled shaft, Student workbook". Publication for FHWA-HI-88-042, U.S. Department of Transportation.

[10] Rosenberg, P.; Journeaux, N.L. 1976. "Friction and end bearing tests on bedrock for high capacity socket design". *Canadian Geotechnical Journal*. Vol. 13, Pp. 324-333.

[11] Rowe, R.K.; Armitage, H.H. 1986. "Theoretical solutions for axial deformation of drilled shafts in rock". *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 24, Pp. 114-125.

[12] Serrano, A.; Olalla, C.; Ríos, D. 2008. "Resistencia por fuste de pilotes empotrados en roca: estudio comparativo entre distintos métodos de cálculo y normativas". *Ingeniería Civil*, N° 150, Pp. 35-50.

[13] Serrano, A.; Olalla, C. 2003. "Cargas admisibles de cimentaciones en roca basada en un criterio de rotura no lineal". CEDEX. Monografías M-54.

[14] Williams, A.F.; Pells, P.J.N. 1980. "Side resistance rock sockets in sandstone, mudstone and shale". *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 18, Pp. 502-513.

[15] LOAD-TEST. 2009. "Report on bored pile load testing (Osterberg method). 5º Puente Urumea. Donostia, San Sebastián. España". LT2813.

[16] www.loadtest.com.

10. AGRADECIMIENTOS

Queremos agradecer el trabajo realizado por el Laboratorio de Geotecnia de la Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Madrid y en especial a los cuidadosos ensayos llevados a cabo por D. Hernán Patiño. A toda la empresa RODIO-KRONSA por su determinación a la hora de realizar este trabajo y a la empresa LOAD-TEST por su colaboración en este proyecto.