

# ANÁLISIS DE CIMENTACIONES A TRACCIÓN EN INVERNADEROS Y APROXIMACIÓN AL CALCULO DE LAS MISMAS MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS

(ASSESSMENT OF RESPONSE OF GREENHOUSE FOUNDATIONS TO TRACTION, AND THEIR SIMULATION USING FINITE ELEMENTS)

Araceli Peña\*; Francisco Pérez \*\*; Diego Luis Valera\*, Jesús Ayuso \*\* y José Pérez\*

\*Dpto. Ingeniería Rural. Universidad de Almería.

\*\* Dpto. Ingeniería Rural. Universidad de Córdoba.

ESPAÑA

Fecha de recepción: 18-II-02

480-5

## RESUMEN

*La causa de colapso de las estructuras de invernaderos son las succiones provocadas por el viento. Actualmente no se calculan las cimentaciones sometidas a esfuerzos de tracción y es la experiencia de los técnicos de las empresas constructoras, o el deseo de los agricultores, lo que determina las dimensiones y distancia entre ellas. En este trabajo, se han ensayado prototipos a escala real de los distintos tipos de pilotes usados en la construcción de invernaderos, determinando la fuerza máxima de tracción y el desplazamiento asociado a la misma que pueden soportar. En este artículo, se desarrollan modelos no lineales mediante el método de elementos finitos, que permiten el cálculo de este tipo de cimentaciones con mayor aproximación a los resultados reales que el obtenido mediante el uso de fórmulas empíricas.*

## SUMMARY

*The cause of the collapse of the structures of greenhouses is the suction induced by wind. Currently, the design of the foundations is not based on calculations of traction. The experience of the construction company or of the farmer determine the dimensions and separation of greenhouse foundations. In this work, we tested prototypes of different types of pile foundations, used in the construction of greenhouse, to determine the maximum force of traction and the associated displacement which they can support. In this article, non-linear models using finite elements, are developed that enable more accurate calculation of the actual results than obtained with empirical formulas.*

## 1. Introducción

Aunque lo normal al hablar de cimentaciones, en cuanto al suelo se refiere, es determinar su capacidad portante, aparecen algunos casos en los que resulta necesario calcular la resistencia del sistema cimentación-terreno frente a

cargas de arrancamiento. Estructuras, tales como torres de transmisión eléctrica, puentes, diques y en general construcciones abiertas sometidas a fuertes acciones de viento, como es el caso de las estructuras de invernadero con cubierta de plástico, requieren el conocimiento de la resistencia a tracción de las mismas.

La importancia de las estructuras de invernadero se pone de manifiesto especialmente en la franja costera del Mediterráneo, con superficies cercanas a las 30.000 ha sólo en la provincia de Almería. El mayor porcentaje corresponde al invernadero plano o tipo "parral", aproximadamente un 64%; le sigue en importancia el invernadero multicapilla, conocido también como de "raspa y amagado", con un porcentaje en torno al 28%. El 3,6% corresponde al invernadero de capilla simple o "a dos aguas"; con un 3% de superficie ocupada se encuentra el invernadero asimétrico y el 1,4% restante está representado por otros tipos (multitúnel y cubierta de malla) (Valera et al., 1999). La relevancia socioeconómica de los invernaderos es elevada, con una producción final agraria estabilizada, sólo en la provincia de Almería, en 1503 millones de euros.

En la actualidad las cimentaciones que se ejecutan para anclar las estructuras de los invernaderos son pilotes de escaso diámetro, fabricados de hormigón con un redondo de acero galvanizado en el centro. No se utiliza ningún método de cálculo para su dimensionado sino que, por el contrario, son el resultado de la experiencia adquirida por los técnicos de las empresas constructoras; experiencia basada en secuencias de prueba y error.

## 2. Estimación de la fuerza máxima de tracción mediante fórmulas empíricas

El complejo comportamiento de las cimentaciones sometidas a fuerzas de tracción depende de muchos factores,

tales como la naturaleza del suelo, forma de instalación de la cimentación, geometría, rozamiento de la misma con el suelo y rozamiento suelo-suelo. Estas propiedades se ven afectadas al tratar de reproducirlas en laboratorio, de aquí la necesidad de realizar ensayos de campo, o, más recientemente, la aplicación de métodos numéricos tales como diferencias finitas o el método de elementos finitos.

La resistencia al arranque de una cimentación sometida a esfuerzos de tracción viene dada como suma del peso de la misma, el peso del terreno encerrado en la superficie de rotura y la resistencia a la fricción a lo largo de ésta. La forma de la superficie de rotura es la que determina el mayor o menor valor de la fuerza máxima a tracción capaz de soportar la cimentación, es, por este motivo, por el que las investigaciones se han llevado a cabo, a fin de determinarla. Existen esencialmente tres modelos de la forma de la superficie de rotura obtenidas mediante ensayos en laboratorio de modelos a escala en arena (Figura 1). Modelo de superficie de rotura vertical (Majer, 1955). Modelo de cono truncado invertido (Downs y Chieurzzi, 1966; Murray y Geddes, 1987), en el que la superficie de rotura forma un ángulo con la vertical igual al ángulo de rozamiento interno del terreno o la mitad de éste (Clemence y Veesaert, 1977). Modelo de superficie curva, para cimentaciones con base circular (Balla, 1961) y con base rectangular o cuadrada (Meyerhof y Adams, 1968),

La superficie de rotura para pilotes sin base acampanada se aproxima a una línea recta que comienza en la base de la cimentación extendiéndose hasta la superficie según el modelo de Majer, (Ismael y Klym, 1979; Kulhawy et al.,

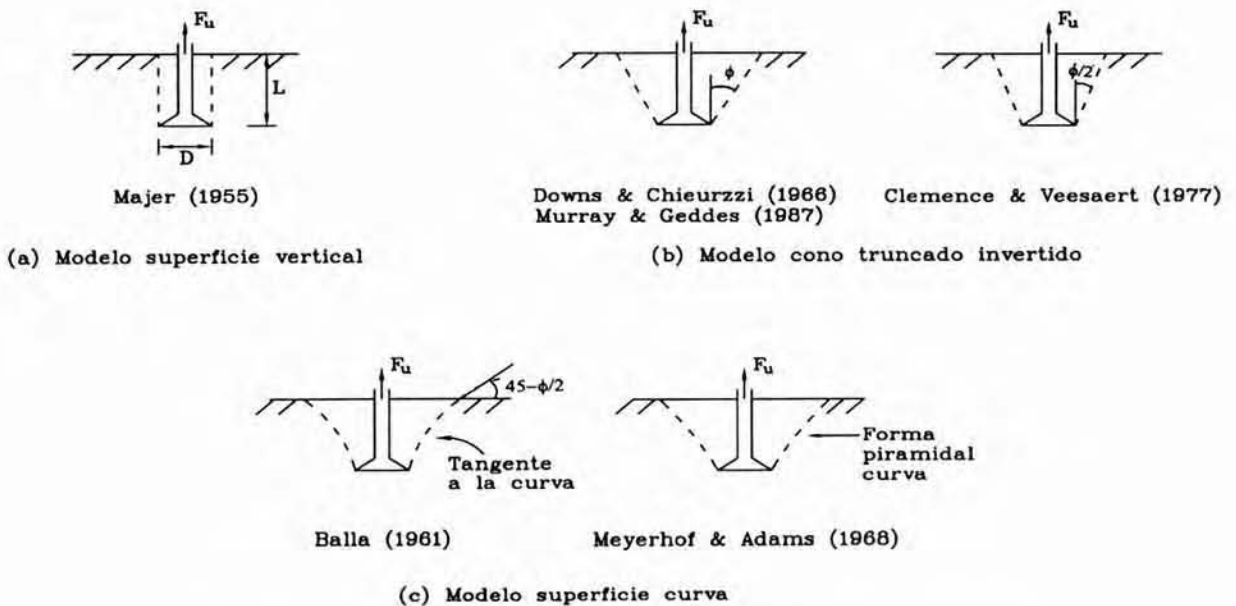


Figura. 1.- Modelos de superficie de rotura para la estimación de la fuerza máxima a tracción

1979; Dickin, 1988; Ruffier y Mahler, 1988; Frydman y Shaham, 1989; Al-Mhaidib y Edil, 1998; Ilamparuthi y Dickin, 2001, Das, 2001). La resistencia al arranque del pilote vendrá dada por:

$$F_u = F_f + W_c = \pi \cdot D \cdot \int_0^L K_u \cdot \gamma \cdot z \cdot \text{tag} \delta \cdot dz + W_c \quad (1)$$

donde  $F_u$  es la fuerza máxima para un esfuerzo de tracción,  $F_f$  es la fuerza de fricción generada en la superficie de rotura,  $W_c$  es el peso del pilote,  $\gamma$  es el peso específico del suelo,  $L$  es la profundidad de enterramiento del pilote,  $D$  es el diámetro del mismo,  $K_u$  es el coeficiente de presión lateral de tierras al arranque,  $\delta$  es el ángulo de rozamiento interno entre el pilar y el suelo.

Para un suelo homogéneo y con una distribución lineal de tensiones la expresión anterior puede escribirse como:

$$F_u = \frac{1}{2} \cdot \gamma \cdot L^2 \cdot \pi \cdot D \cdot K_u \cdot \text{tag} \delta + W_c \quad (2)$$

Existe discrepancia entre los autores sobre el valor de  $K_u$  y  $\delta$  que intervienen en la expresiones anteriores, en la Tabla 1 se recoge un resumen de los distintos valores de estos parámetros.

Tabla 1: Valores de  $K_u$  y  $\delta$

Fuente	$K_u$	$\delta$
Meyerhof y Adams (1968)	0,9	$\phi$
Ismael y Klym (1979)	1,6	$\phi$
Levacher y Sieffert (1984)	$K = \cos^2 \phi$	$\phi$
Dickin (1988)	$K_0 = 1$	$\phi$
Kulhawy (1979)	$K_0$ a 1 arena de compactación media	$0,7 \cdot \phi$
Al-Mhaidib y Edil (1998)	1 a $K_p$ para compactación densa	
Ilamparuthi y Dickin (2001)	$0,8 \cdot 1 \sqrt{K_p}$	$\phi$
Das (2001)	0,9 y 3,8 para $\phi$ entre $20^\circ$ y $50^\circ$	$\phi/2$ a $2\phi/3$

donde  $K_p$  es el coeficiente de presión pasiva de Rankine, de valor  $K_p = \text{tag}^2(45 + \phi/2)$  y  $K_a$  es el coeficiente de presión activa de Rankine de valor  $K_a = \text{tag}^2(45 - \phi/2)$ .

El diámetro considerado en la expresión 2 es aumentado un 5% el valor del diámetro del pilote al considerar que la superficie de rotura se produce en el interior del suelo y no en la interfaz suelo-fuste (Chua et al., 1994).

Una modificación a la teoría de superficie de rotura vertical, es aplicada a pozos cilíndricos (Jiménez y Alpañes, 1981), con hormigonado en suelos sin cohesión, considerando la adherencia entre los dos materiales despreciable. La fuerza de tracción máxima se obtiene como la suma del peso del pozo y el rozamiento lateral, considerando éste como la presión ejercida por el hormigón en estado fluido afectada por un coeficiente de fricción igual al ángulo de rozamiento interno del suelo,  $\phi$ .

$$F_u = W_c + A_f \frac{\gamma_h L \tan \phi}{2} \quad (3)$$

donde  $A_f$  es el área del fuste y  $\gamma_h$  es el peso específico del hormigón.

### 3. Cimentaciones solicitadas a tracción en un invernadero

En los invernaderos de cubierta plana, curvos y multicapillas, toda la estructura vertical está formada por soportes rígidos (salvo el perímetro de los invernaderos tipo "parral"). En los invernaderos tipo "raspa y amagado", la estructura vertical está formada por soportes rígidos que definen los puntos de cumbrera ("raspas"), por alambres tensores situados en las líneas coincidentes con los puntos de menor cota de la cubierta (donde se inserta el canalón para la recogida del agua de lluvia formando el "amagado") y por tensores situados en el perímetro. La Figura 2 muestra una perspectiva de un invernadero tipo "raspa y amagado" (tipología más utilizada actualmente en España) con tres naves adosadas, en la que se pueden apreciar todos estos elementos.

La estructura de los invernaderos, salvo los de tipo multitúnel y Venlo, está formada por alambres pretensados,



Figura 2.- Invernadero de "raspa y amagado". (1) amagado; (2) pie inclinado; (3) pie derecho; (4) tensor perimetral; (5) cumbrera o "raspa"; (6) canalón para recogida de agua de lluvia.

con lo cual es tan importante o más conocer el desplazamiento asociado a la fuerza máxima de tracción, que el valor de ésta.

Los soportes del interior del invernadero también se denominan pies derechos y lo normal es que transmitan compresiones a la cimentación, siempre que el ángulo de cubierta no sea nulo o excesivamente pequeño, o el viento no provoque succiones desmesuradas. En el perímetro del invernadero se sitúan otros soportes (pies inclinados), que presentan normalmente una inclinación de 60° con respecto a la horizontal. Los tensores perimetrales e interiores, que también reciben el nombre de "vientos", trabajan transmitiendo tracciones a la cimentación.

#### 4. Objetivos

Se pretende estimar la fuerza máxima de tracción y el desplazamiento vertical asociado a la misma, para los pilotes tipo utilizados en los invernaderos. Para ello se ensayarán en campo, pudiéndose contrastar la fiabilidad de los modelos de elementos finitos que se desarrollan, comparando los resultados con los obtenidos mediante fórmulas empíricas.

#### 5. Materiales y métodos

##### 5.1. Ensayos de campo

Se han ensayado 5 tipos de pilotes, cuyas dimensiones aparecen en la Tabla 2, donde  $d_b$  es el diámetro del pilote y L es la profundidad de enterramiento.

Los pilotes tipo 1 y 2 son generalmente utilizados para cimentación de los pies derechos, trabajando normalmente a compresión y, eventualmente, a tracción. Los tipos 4 y 5 se utilizan en los invernaderos multitúnel, para soportes que suelen estar solicitados por tracción o compresión compuesta con flexión. El tipo 3 es el más utilizado para soportar los "vientos" y "amagados" que siempre le transmiten esfuerzos de tracción. En este trabajo, todos estos tipos se han ensayado a tracción.

Tabla 2. Dimensiones de los pilotes ensayados obtenidos

Pilote	$d_b$ (m)	L(m)
Tipo 1	0,09	0,5
Tipo 2	0,09	1
Tipo 3	0,09	1,5
Tipo 4	0,30	1
Tipo 5	0,30	1,5

El hormigonado se ha realizado vertiendo, a presión atmosférica, hormigón HM-25 sobre la perforación. Las armaduras de los pilotes fueron redondos lisos de acero galvanizado de 14 mm de diámetro en los tipos 1, 2 y 3; mientras que en los tipos 4 y 5 se utilizó un perfil hueco rectangular 100 mm×50 mm×3 mm del mismo material. Tanto las dimensiones como el método de instalación se corresponden con los utilizados actualmente en la construcción de invernaderos por las distintas empresas constructoras, para las cimentaciones que trabajan a tracción.

En la Figura 3 se aprecian los extremos superiores de las armaduras: "detalle 1" utilizada en los tipos 2 y 3, "detalle 2" en el tipo 1 y "detalle 3" en los tipos 4 y 5.

Se han fabricado series de 3 pilotes con un marco de separación de 4 m × 4 m para cada tipo y se construyeron en una zona situada en el paraje de La Cañada (Almería) donde existen más invernaderos.

Para poder medir la fuerza máxima de tracción desarrollada por los pilotes, así como el desplazamiento vertical asociado a la misma, fue necesario el desarrollo de una máquina a tal fin (Figura 4). La principal ventaja de la misma era su autonomía, accionada por el sistema hidráulico del tractor, así como su fácil transporte a campo, utilizando el tripuntal trasero del mismo. La fuerza de tracción se midió por una célula de carga de 98.100 N, y para detectar el desplazamiento asociado se utilizó un potenciómetro de hilo, gestionándose el ensayo y almacenamiento de la información en un ordenador portátil (Valera et al., 2002).

##### 5.2. Aplicación del método de elementos finitos

Se ha desarrollado un modelo no lineal del material al considerar el suelo como elastoplástico según la hipótesis de Drucker-Prager, basado en el método de elementos finitos para el pilote tipo 3. Esta cimentación es la utilizada en la generalidad de los invernaderos, salvo el multitúnel. El modelo se desarrolló utilizando el programa comercial ANSYS 5.6, considerando la simplificación por axilsimetría.

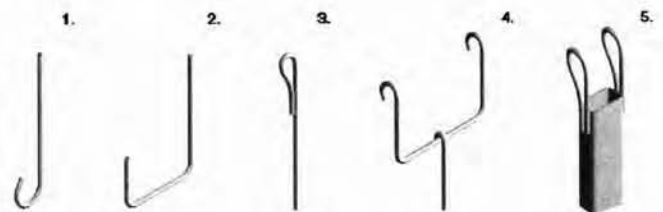


Figura 3.- Armaduras utilizadas.



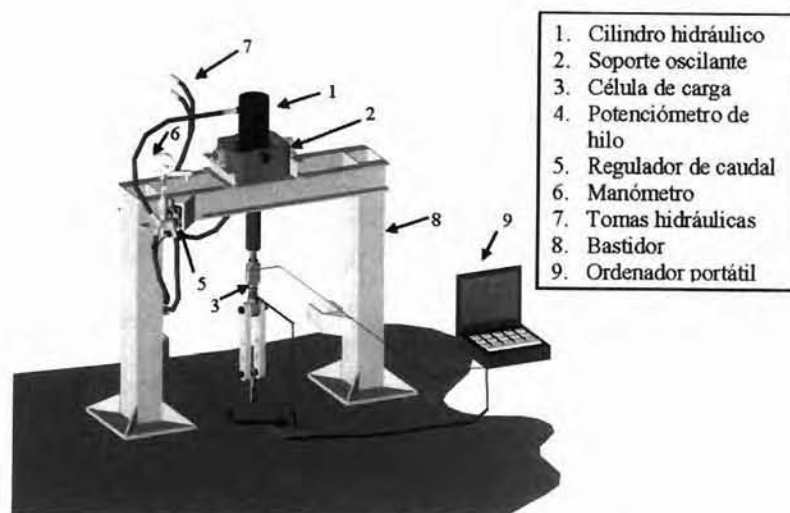


Figura 4.- Máquina para el ensayo de cimentaciones.

Para una primera aproximación al modelo definitivo se modeló el comportamiento al arranque del sistema suelo-pilote utilizando los elementos cuadrangulares de 4 y 8 nodos para caracterizar el suelo y el hormigón, PLANE42 y PLANE82. Las características de los materiales introducidas en el modelo, obtenidas mediante ensayos de laboratorio, fueron:

- Suelo: módulo de elasticidad  $686 \cdot 10^4 \text{ N/m}^2$ , peso específico  $15,3 \cdot 10^3 \text{ N/m}^3$ , coeficiente de Poisson 0,3, ángulo de rozamiento interno  $20^\circ$ , cohesión  $980 \text{ N/m}^2$  y ángulo de dilatación  $5^\circ$ .

- Hormigón: módulo de elasticidad  $3 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$ , peso específico  $25 \cdot 10^3 \text{ N/m}^3$  y coeficiente de Poisson 0,2.

Para simular una superficie de rotura vertical entre el suelo y el hormigón, según el modelo de Majer, se introdujo una nueva no linealidad debida al contacto, para ello se utilizó el contacto nodo a nodo, representado por el ele-

mento CONTACT12, que permite considerar el rozamiento. Este elemento simula dos superficies que pueden estar en contacto o no, permitiendo el deslizamiento de una respecto de otra en la dirección tangencial. Cada nodo del elemento tiene dos grados de libertad, permitiendo la traslación en los ejes "x" e "y". El elemento no permite el despegue total del hormigón respecto del suelo, pero sí de un cierto valor que para el estudio considerado era suficiente, ya que a partir de un desplazamiento de 0,05 m considerábamos que la deformación que se produciría en los tensores afectaría a toda la estructura provocando el colapso de la misma.

La geometría del modelo a simular se representa en la Figura 5. Se realizó un mallado regular y más denso en una longitud de hasta 4 veces el radio desde el eje (Siddique et al., 1997), para recoger con exactitud adecuada los efectos de la simulación alrededor de la punta del pilote y del fuste. En la Figura 6 se observa el mallado y las condiciones de contorno.

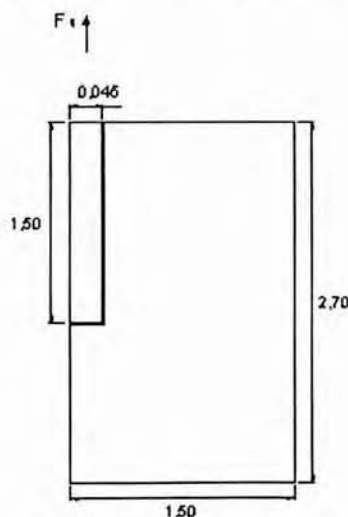


Figura 5.- Geometría del modelo tipo pilote.

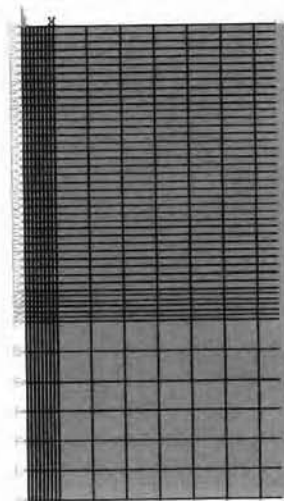


Figura 6.- Mallado y condiciones de contorno.

## 6. Resultados y discusión

### 6.1. Resultados de ensayos de campo

En la Tabla 3 aparecen el valor medio de las fuerzas máximas de tracción,  $F_u$ , así como el valor del desplazamiento asociado a las mismas,  $E_L$ , para los distintos tipos de pilotes ensayados en campo.

Analizando la Tabla 3 se deduce que al aumentar la profundidad también lo hace la fuerza máxima de tracción (Dickin, E.A, 1988), (Adams y Hayes, 1967), y que a igualdad de otros factores, un aumento del diámetro, supone un aumento en la fuerza máxima de tracción (Al-Mhaidib y Edil, 1998). El aumento del diámetro produce un aumento del desplazamiento máximo asociado a la fuerza de tracción máxima. Es de destacar que para los pilotes de tipo 2 y 3 el aumento de la profundidad produce una disminución del desplazamiento asociado a la fuerza máxima de tracción, efecto deseable en estructuras de alambre tenso, donde se busca que este valor sea mínimo o inexistente.

En el extremo superior del pilote tipo 1 se colocó una pieza troncocónica de hormigón en masa, ya que, en condiciones reales, actúa como apoyo de un soporte vertical rígido de madera, acero u hormigón, con lo que puede trabajar tanto a compresión como a tracción. Sin embargo,

los ensayos a tracción sobre este pilote mostraron una deformación excesiva del extremo superior de la armadura (Figura 7) lo que no permitió movilizar toda la resistencia al arranque del mismo. Por otro lado, el desplazamiento asociado a la fuerza de tracción, si bien se debía en su mayor parte a la deformación del extremo superior, era muy superior al valor de 0,05 m, considerado como límite para evitar el destensado excesivo de la estructura.

Del pilote tipo 1 puede afirmarse que su capacidad resistente a esfuerzos de tracción es muy pequeña, e incluso se sugiere despreciable desde el punto de vista resistente del conjunto de la estructura del invernadero. Observando la grafica (Figura 8) fuerza de tracción desplazamiento obtenida en los ensayos para este pilote se observa que para un desplazamiento de 0,05 m la fuerza de tracción es aproximadamente 6.000 N. Por tanto, no consideramos adecuado su uso como cimentación trabajando a tracción.

### 6.2. Comparación con fórmulas empíricas

Para el cálculo de la fuerza máxima de tracción en el caso de pilotes, se considera el peso del mismo y el rozamiento entre el suelo y el fuste, que depende de la presión normal entre el pilote y el terreno. En el caso de pilotes hormigonados *in situ*, también colabora la penetración de la lechada en el suelo, independientemente de las rugosidades que puedan formarse en la superficie de con

Tabla 3: Fuerza máxima de tracción y desplazamiento obtenidos

Pilote	$d_b$ (m)	L (m)	$F_u$ (N)	$E_L$ (m)
Tipo 1	0,09	0,5	16106	0,1223
Tipo 2	0,09	1	34344	0,0572
Tipo 3	0,09	1,5	39404	0,0315
Tipo 4	0,30	1	44340	0,0393
Tipo 5	0,30	1,5	54048	0,0473



Figura 7.- Pilote tipo 1 tras la realización del ensayo.

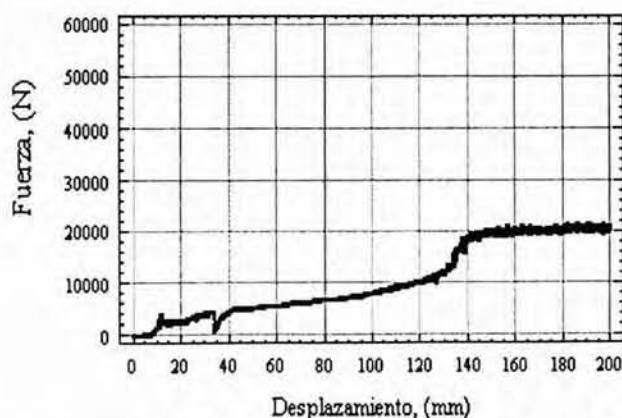


Figura 8.- Grafica Fuerza-desplazamiento para el pilote tipo 1.

tacto, fenómeno observado en los ensayos (Figura 9). Por otro lado, la difusión de la cal libre del cemento al terreno circundante aumenta la capacidad resistente del pilote al formar una pequeña corona de suelo estabilizado, lo que aumenta ligeramente el área efectiva del fuste (Jiménez y Alpañes, 1981).

La superficie de rotura se produce en el interior de la masa de suelo y su forma se asemeja al modelo de superficie de rotura vertical. El suelo es homogéneo y se considera una distribución lineal de tensiones. Utilizando las expresiones 2 y 3 se recogen en la Tabla 4 los valores de fuerza máxima de tracción ( $F_u$ ) obtenidos mediante fórmulas empíricas y el valor medio de los resultados de los ensayos realizados para el pilote tipo 3. El desplazamiento asociado a  $F_u$ ,  $E_L$  sólo puede obtenerse a partir de los ensayos de campo.

Como se observa en la tabla 4, la aproximación mediante la teoría de pozos cilíndricos resulta mayor, en general que la obtenida con la teoría de pilotes, no obstante se obtiene un valor de 13 veces inferior a los resultados de los ensayos en campo. Las aproximaciones oscilan entre un 11,2 (Ismael y Klym, 1979) y un 19,8 (Levacher y Sieffert, 1984) veces inferior al valor real obtenido en los ensayos. Se deduce, por tanto, que las estimaciones utilizando las fórmulas empíricas sobredimensionarían las cimentaciones excesivamente.

La justificación de la disparidad entre los resultados de los ensayos y las aproximaciones mediante fórmulas empíricas, hay que buscarla en el hecho de que éstas han sido obtenidas a partir de ensayos en laboratorio con arenas bien graduadas para estados sueltos y densos. En estas condiciones las aproximaciones son bastante buenas (Peña,

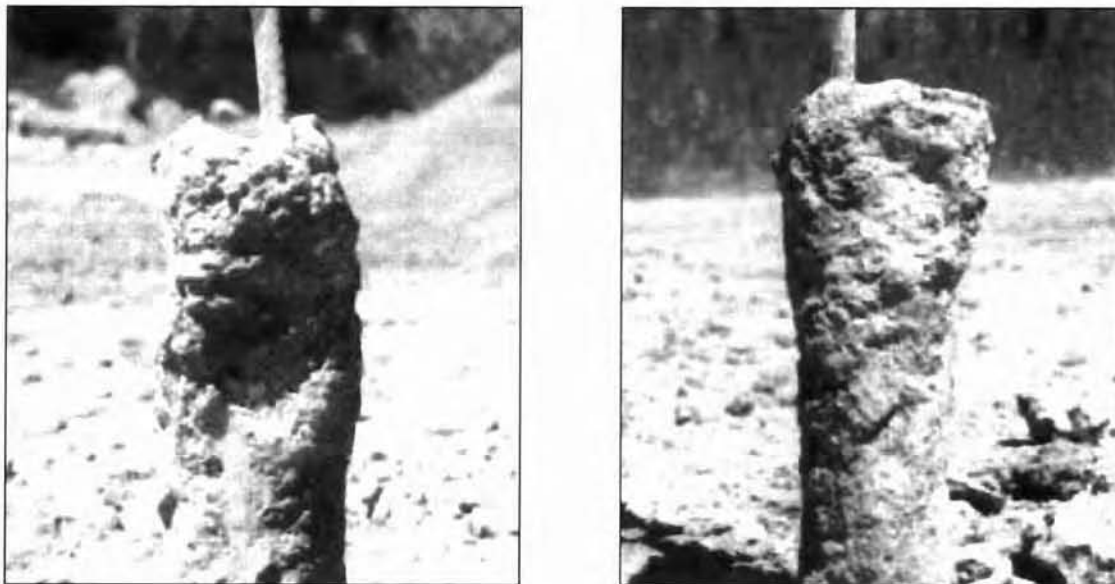


Figura 9.- Aspecto que presenta un pilote tipo 3 tras el ensayo.

Tabla 4: Fuerza máxima de tracción ( $F_u$ ) obtenida en los ensayos y mediante fórmulas empíricas para el pilote "tipo 3"

Fuente	$F_u$ (N)	$E_L$ (m)
Meyerhof y Adams (1968)	2097,78	-
Ismael y Klym (1979)	3543,84	-
Levacher y Sieffert (1984)	1989	-
Dickin (1988)	2304,36	-
Kulhawy (1985) Al-Mhaidib y Edil (1998)	$K_p$ para compactación densa 3445	-
Ilamparuthi y Dickin (2001)	2717,52	-
Das (2001)	2304.36	-
Jiménez y Alpañes (1981)	3040	-
Chua et al (1994)	2098	-
Ensayos	39404	0,03152

2001), sin embargo es difícil su extrapolación a campo debido al gran número de factores que intervienen: ángulo de rozamiento interno del terreno, compacidad, módulo de elasticidad, densidad, ángulo de rozamiento pilote-suelo, variabilidad espacial de las propiedades del suelo, forma de instalación del pilote. Por otro lado, existen pocos datos publicados sobre ensayos de campo que permitan poner a punto estas expresiones para su extensión a cualquier tipo de suelo y de cimentación, (Al-Mhaidib y Edil, 1998) proponen estimar el coeficiente de presión lateral de tierras, despejándolo de la expresión 1 y considerando el valor de  $F_u$  el valor obtenido en los ensayos de campo.

En los pilotes utilizados en los invernaderos es necesario conocer  $F_u$  y el desplazamiento asociado a esta fuerza de tracción máxima, ya que en la mayor parte de los mismos la estructura resistente está formada por alambres tensados, que al perder esta condición provocan el colapso de la estructura incluso antes de alcanzarse la fuerza máxima de tracción que puede desarrollar el pilote. Las fórmulas empíricas no estiman el valor del desplazamiento de la cimentación asociado a la fuerza de tracción que pueden soportar.

### 6.3. Resultado de aplicación de los Elementos Finitos

Utilizando la técnica de cálculo por elementos finitos, se pretende obtener un aproximación al cálculo de resistencia máxima a tracción que mejore las obtenidas anteriormente, y conocer el valor del desplazamiento asociado a la misma. Se han desarrollado varios modelos en los que se pretende simular el comportamiento del sistema suelo-pilote contrastando los resultados con los obtenidos en los ensayos. En todos ellos el suelo se consideró como elastoplástico según la teoría de Ducker-Prager.

En los dos primeros modelos no se consideró el rozamiento entre el suelo y el pilote, sino que existe una continuidad entre ellos como se ha observado en campo, siendo el módulo de deformación de los materiales, el ángulo de rozamiento interno del suelo y el ángulo de dilatación, los que van a indicar una posible línea de rotura en el interior del suelo. En el modelo 1 se elige el elemento PLANE 42 y en el modelo 2 el elemento PLANE 82. Se pretendió estudiar en qué medida la consideración de 8 nodos frente a cuatro, a igual número de elementos, recogía mejor las tensiones tangenciales que aparecen como consecuencia del esfuerzo de tracción al que se somete a la cimentación. La fuerza máxima de tracción simulada fue de 20.000 N, lo que supone un valor de 1,97 veces inferior a la obtenida en los ensayos a escala real, pero 5,64 veces superior a la obtenida mediante las fórmulas empíricas. En las estructuras de invernaderos construidos con alambre, no sólo es importante el resistencia a tracción de las cimentaciones, sino también el desplazamiento asociado a la misma, y este factor es el que se ha considerado como limitante en las simulaciones realizadas con elementos finitos. Se consideró un valor máximo del mismo de 0,05 m, que podría admitirse sin destensar excesivamente la estructura. La Figura 10 representa los desplazamientos verticales para ambos modelos: izquierda con elementos PLANE42 y derecha con elementos PLANE82. Se observa que el desplazamiento máximo es prácticamente el mismo, 0,0483 m y 0,0489 m; sin embargo el tiempo de cálculo y la complejidad del modelo es mayor al aumentar el número de nodos. Se elige por tanto el elemento PLANE 42 para siguientes modelos.

En la Figura 10 se aprecia cómo el desplazamiento del suelo se produce solidario con el pilote, como se había observado en campo (Fig. 9). El movimiento del suelo es prácticamente vertical y paralelo al eje del pilote, siendo

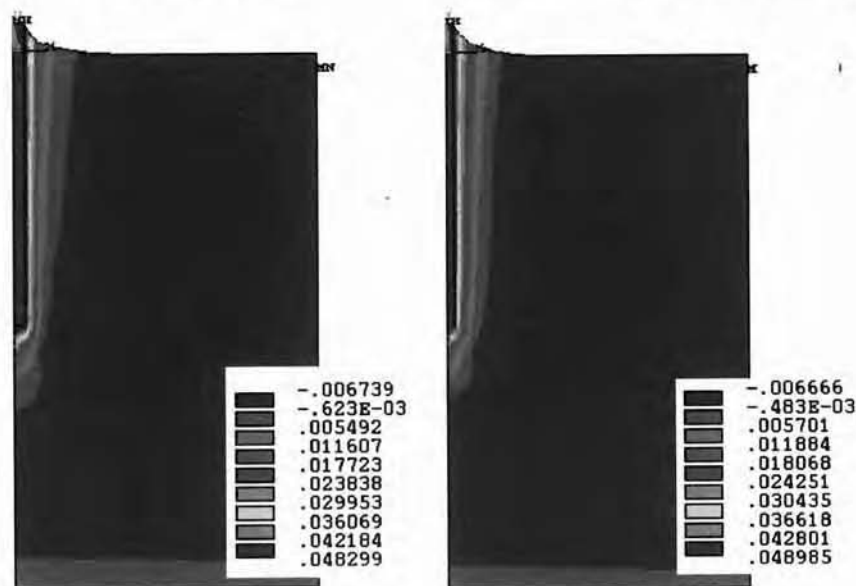


Figura 10.- Desplazamientos verticales con elementos de 4 y 8 nodos.



éste más importante cuanto más próximo al mismo y resultando inapreciable a una distancia de 2 veces el radio del pilote (Siddiquee et al, 1997). Se observa como una pequeña franja de suelo asciende solidaria con el pilote (Chua et al., 1994).

Observando la representación de las zonas que han entrado en plasticidad, se detecta como la superficie de rotura es vertical y paralela al eje del pilote siguiendo el modelo de Majer (Figura 11).

Se plantea ahora otro modelo, modelo 3, en el que se simula el contacto con rozamiento entre el pilote y el suelo, así como entre suelo-suelo en una línea vertical situada a una distancia de una vez el radio del pilote desde el borde exterior del mismo. Se utilizó como coeficiente de rozamiento  $\mu = 0.6$  suponiendo que esta franja de suelo va a tener un movimiento ascendente. El esquema del modelo



Figura 11.- Zonas plásticas.

a simular aparece en la Figura 12, representando mediante muelles los elementos de contacto.

En este modelo la fuerza máxima de tracción ha sido de 10.000 N, lo que supone 4 veces menos que la obtenida en los ensayos a escala real, pero 5 veces superior a la obtenida mediante la aproximación utilizando fórmulas empíricas, mientras que el desplazamiento asociado a la misma fue de 0,0247 m frente a los 0,0315 m reales, es decir un 21% inferiores a los reales. En la Figura 13 se observa el desplazamiento vertical, en el que puede apreciarse el ascenso de la franja de suelo adyacente al pilote, pero no hay parte de suelo adherida al mismo (Chua et al., 1994) como sucede en el modelo anterior y en los ensayos.

El modelo 1 aproxima mejor los resultados a los ensayos de campo, la simulación del comportamiento del terreno adyacente al pilote coincide con lo observado en campo

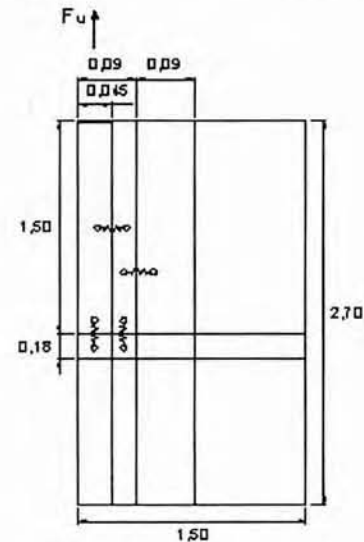


Figura 12.- Geometría del modelo con superficies de contacto.



Figura 13.- Desplazamientos verticales para el modelo con superficies de contacto.

(Fig. 9 y Fig.10). Este modelo puede utilizarse para los otros tipos de cimentaciones utilizadas en invernaderos sin más que cambiar las dimensiones de las mismas (Peña, 2001) y para la mayor parte de los terrenos en los que se construyen invernaderos, ya que para los ensayos, para poner a punto el modelo, se realizaron en uno de los suelos con peor capacidad resistente.

## 7. Conclusiones

Puede afirmarse que al aumentar la profundidad de enterramiento del pilote también lo hace la fuerza máxima de tracción que es capaz de soportar, aspecto que también sucede al aumentar el diámetro del mismo. Sin embargo, para el parámetro desplazamiento asociado a la fuerza de tracción, se produce una disminución del valor de éste al aumentar la profundidad para los pilotes de menor diámetro.

Debido al método de instalación del pilote la superficie de rotura no ocurre en la interfaz suelo-fuste, sino en el interior de la masa de suelo. Produciéndose una superficie de rotura cilíndrica, paralela al eje del pilote y situada a una distancia respecto del borde exterior del mismo, de difícil determinación, pero que puede considerarse inferior a una vez el radio. La aparición de la línea de rotura del suelo depende de muchos factores que interaccionan entre ellos, pero puede afirmarse, que en una aproximación al cálculo de la fuerza máxima a tracción capaz de soportar un pilote, influye más el parámetro módulo de deformación del suelo que el rozamiento entre materiales.

El uso de las fórmulas empíricas existentes para el cálculo de la fuerza máxima a tracción para cimentaciones tipo pilote o pozo de cimentación, aproxima sólo en un 9% y en un 7,71%, respectivamente, al valor de la misma obtenida en ensayos a escala real para su uso en invernaderos de cubierta ligera. Utilizando la técnica por elementos finitos se obtiene una aproximación del 51% a la real.

No existen fórmulas de estimación del desplazamiento asociado a la fuerza máxima de tracción desarrollada por la cimentación, siendo éste un factor limitante en el uso de las mismas para estructuras de alambre tensado como son los invernaderos. Con los modelos propuestos se obtiene una aproximación del valor del mismo de un 21, 6 % inferior al real.

## Bibliografía

ADAMS, J.I. y HAYES, D.C. (1967). "The uplift capacity of shallow foundations". Ontario Hydro Research Quarterly 19, 1. pp. 1-13.  
AL-MHAIDIB, A. y EDIL, T.B. (1998). "Model tests for uplift resistance of piles in sand". Geotechnical Testing Journal. pp. 213-221. Ed. American Society for Testing and Materials.

BALLA, A., (1961). "The resistance to breaking out of mushroom foundations for pylons". Proceedings of the Fifth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Paris, France, pp.569-576.  
CHUA, K. M.; ASPAR, W.N. y MEYERS, R. (1994). "Testing and predicting the movement of a drilled shaft in New Mexico". Vertical and Horizontal Deformations of Foundations and Embankments. Geotechnical Special Publication No. 40. Vol. 2, pp. 279-290.  
CLEMENCE, S.P. y VEESAERT, C.J., (1977). "Dynamic pullout resistance of anchors in sand". Proceedings of the International Conference on Soil-Structure Interaction, Roorkee, India, pp. 389-397.  
DOWNS, D.I. y CHIEURZZI, R. (1966). "Transmission Tower Foundations". Journal of the Power Division. Proceeding of the American Society of Civil Engineers. Abril pp. 91-114.  
DAS, B.M. (2001). "Principios de ingeniería de cimentaciones". 4ª edición. Ed. Tomson.  
DICKIN, E.A., (1988). "Uplift behaviour of horizontal anchor in sand". Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE; 1114, No. 11, november. pp. 1300-1317.  
DOWNS, D.I. y CHIEURZZI, R., (1966). "Transmission tower foundations". Journal of the power Division, ASCE92 21, pp. 91-114.  
FRYDMAN, S. y SHAHAM, I. (1989). "Pullout capacity of slab anchors in sand". Canadian Geotechnical Journal, 26. pp. 385-400.  
ILAMPARUTHI, K. y DICKIN, E.E., (2001). "The influence of soil reinforcement on the uplift behaviour of belled piles embedded in sand". Geotextiles and Geomembranes, vol. 19 1, january, pp.1-22.  
ISMAEL, N.F. y KLYM, T.W. (1979). "Uplift and bearing capacity of short piers in sand". Journal of the Geotechnical Engineering Division, Proceedings, of American Society of civil engineers, Vol. 105, No. GT5, May. pp 579-593.  
JIMÉNEZ SALAS, J.A. y JUSTO ALPAÑES, J.L., (1981). "Geotecnia y cimientos" Vol. II. Ed. Rueda. Madrid.  
KULHAWY, H., KOZERA, W. y WITHIAM, L., (1979). "Uplift testing of model drilled shafts in sand". Journal of the Geotechnical Engineering Division, Proceedings, of American Society of civil engineers, Vol. 105, No. GT1, january. pp. 31-47.  
LEVACHER, D.L. y SIEFFERT, J.G., 1984. "Test on model tension piles". Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 110. No. 12, pp. 1735-1748.  
MAJER, P., 1955. "Zur Berechnung von Zugfundamenten". Osterreichische Bauzeitung 10 5, pp. 85-90 in German.  
MEYERHOF, G.G. y ADAMS, J.I., (1968). "The ultimate uplift capacity of foundation". Canadian Geotechnical Journal. Vol. V, No. 4, pp. 225-244.  
MEYERHOF, G.G. (1973). "Uplift resistance of inclined anchors and piles", proceedings. Eighth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 2, Moscow, U.S.S.R., 1973, págs. 167-172.  
MURRAY, E.J. y GEDDES, J.D., (1987). "Uplift behaviour of plates in sand". Journal of geotechnical Engineering Division, ASCE 113 3, pp. 202-215.  
PEÑA, A., (2001). "Cimentaciones a tracción para invernaderos". Tesis doctoral. Universidad de Córdoba. España.  
RUFFIER, A.P. y MAHLER, C.F. (1988). "Finite element analysis of deep foundations subjected to uplift loading". Numerical Methods in Geomechanics. (Innsbruck, 1988), Swoboda (ed.) pp. 1115-1120.

SIDDIQUEE, M.S.A.; SERAJ, S.M. y BARI, A.S., (1997). "Parameter identification for realistic pile-soil interaction analysis". Proceedings of the Ninth International Conference on Computer Methods and Advances in Geomechanics Wuhan, China, 2-7 november. Vol. 3, pp. 2077-2082 Ed. Yuan. Balkema, Rotterdam.

VALERA, D. L.; MOLINA, F.D. y GIL, J.A. (1999). "Los invernaderos de Almería: tipología y mecanización del clima".

Coedición Diputación Provincial de Almería y Universidad de Almería.

VALERA, D.L.; PEÑA, A.; PEREZ, J. y GIL, J. (2002). "Design and Evaluation in Field of a Machine for the Rearsal of Foundations Type Anchorage". International Conference on Agricultural Engineering. Part.2 pp.122-123. AGENG.Budapest.

\* \* \*