

ANÁLISIS NUMÉRICO NO-LINEAL DE TUBOS DE ACERO RELLENOS DE HORMIGÓN

Carlos A. Prato, Leonardo J. Cocco , Guillermo M. Gerbaudo y Miguel E. Ruiz

Departamento de Estructuras, FCEfyN, Universidad Nacional de Córdoba
Casilla de Correo 916, Córdoba 5000, Argentina. TE: 54-(0351)-4334144
e-mail: cprato@mafcor.fis.uncor.edu
e-mail: guillermogerbaudo@gmx.net
e-mail: mruiz@gmx.net
e-mail: lcocco@ce.uprm.edu

Palabras clave: Tubos de Acero Rellenos de Hormigón, Grandes Deformaciones, Defensa contra Impacto de Embarcaciones.

Resumen. *Se presenta un análisis de E.F. no lineal de pilotes sometidos cargas laterales crecientes hasta su colapso, para evaluar las hipótesis de diseño y para predecir el comportamiento del pilote sometido a grandes deformaciones y desplazamientos. Se analiza un pilote aislado compuesto de un tubo de acero estructural relleno de hormigón soportado lateralmente por capas de suelo. Se aplica una carga horizontal en la cabeza del pilote que se aumenta gradualmente en función del tiempo para que la respuesta de la estructura sea esencialmente estática. Las características principales este análisis no lineal son el comportamiento mecánico de la interfase acero-hormigón, el efecto del confinamiento que la camisa de acero ejerce sobre el hormigón de relleno, el pandeo local y la estricción de la camisa de acero, la resistencia lateral del suelo y la combinación de todos estos efectos sobre la respuesta mecánica total de los pilotes. El análisis se realiza con los modelos y las capacidades computacionales del programa ABAQUS. Los resultados del análisis se comparan con los resultados obtenidos con elementos no lineales simplificados tipo viga y con ensayos de modelos a escala reducida. Finalmente se obtienen conclusiones relacionadas con las ventajas y los defectos de las capacidades de ABAQUS para modelar este tipo de problemas.*

1 INTRODUCCIÓN

Las estructuras de defensa se pueden diseñar para soportar fuerzas de impacto muy grandes para el caso de estructuras con limitada capacidad de deformación comparada con el impacto del barco, o alternativamente, como en el caso de plataformas de hormigón soportadas por pilotes, con grandes desplazamientos, rotaciones y deformaciones.

Las circunstancias que prevalecen en las aplicaciones ingenieriles de estas estructuras, entre las cuales tenemos las condiciones críticas bajo las cuales se espera que los pilotes se comporten en caso de impacto, junto con los inusuales grandes desplazamientos requeridos para absorber la energía cinética del impacto de la embarcación, conducen a la necesidad de realizar análisis numéricos y ensayos de escala reducida para determinar la suficiencia del diseño. En el caso particular de los pilotes considerados aquí, las grandes deformaciones específicas del relleno de hormigón y de la camisa externa de acero, los grandes desplazamientos y rotaciones requeridas para absorber energía externa, y la potencialidad del deslizamiento entre el tubo de acero y el relleno de hormigón son los requisitos principales para un análisis numérico confiable.

Los resultados de estudios experimentales referentes al comportamiento mecánico de tubos de acero rellenos de hormigón están actualmente disponibles para el caso combinado de flexo-compresión axial donde el modo de falla es controlado por las tensiones de compresión (Boehme et al., 1989 [2], Hanbin Ge, 1992 [3] y Bridge et al., 2000 [4]). Bajo estas condiciones, la curva carga vs. desplazamiento lateral exhibe un pico definido seguido por una capacidad de carga residual pos pandeo. En contraste, para las cargas predominantemente flexurales típicas de los pilotes para defensa contra impacto de embarcaciones, la curva desplazamiento lateral vs. carga aumenta monotónicamente hasta que ocurre la falla debido a la rotura de la cubierta de acero en la zona de tracción.

Patsch et al. (2001, [1]) han analizado el comportamiento de pilotes bajo cargas laterales por medio de elementos compuestos no lineales tipo viga, pero aunque reporta una buena coincidencia entre sus resultados y los de ensayos en escala reducida, este tipo de elementos no pueden representar exactamente los siguientes aspectos del comportamiento estructural de estos pilotes: i) La influencia del deslizamiento entre la camisa de acero y el hormigón; ii) La fisuración del hormigón asociado con las tensiones combinadas de tracción y corte debido a la flexión; iii) El pandeo local de la camisa de acero en la parte comprimida de la sección transversal; iv) El efecto que el confinamiento de la camisa de acero produce en la capacidad de carga del hormigón, y v) Evidenciar que el mecanismo de la falla del pilote en flexión es controlado por los tensiones longitudinales de tracción en la camisa de acero debido a la flexión, más bien que por las incipientes deformaciones por pandeo local.

El objetivo del análisis de EF presentado aquí es determinar las características de carga desplazamiento transversal de los tubos de acero rellenos de hormigón que representan en la escala 1:15 los pilotes diseñados para absorber la energía cinética de impactos de

embarcaciones. Los ensayos de laboratorio y de campo de estos tubos están disponibles para compararlos con la solución de EF.

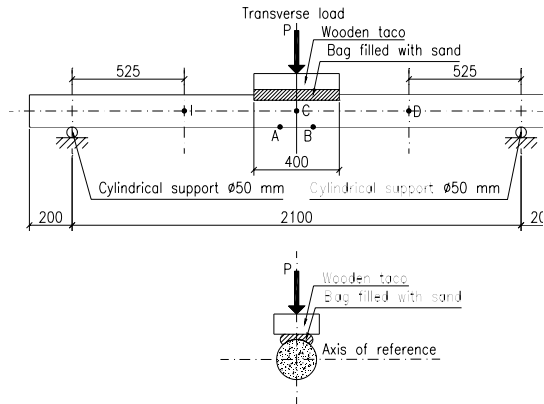


Figura 1.a. Esquema del ensayo de laboratorio

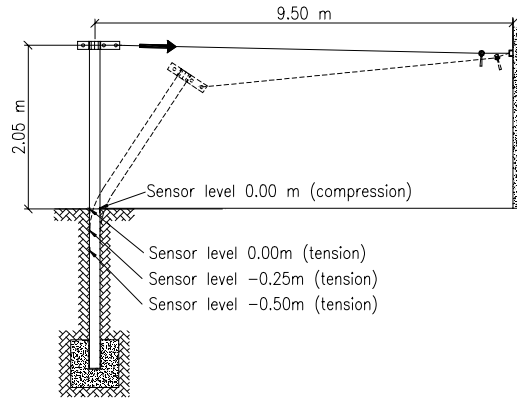


Figura 1.b. Esquema del ensayo del campo

Las Figura 1.a y 1.b esquematizan las dimensiones generales, condiciones de apoyo y la carga exterior de los tubos de acero rellenos de hormigón analizados, para las condiciones existentes en los ensayos de laboratorio y de campo. El hormigón de relleno tenía una resistencia a compresión de 34 MPa, y el acero del tubo tenía una tensión de fluencia de 360 MPa y una tensión de rotura de 600 MPa.

El objetivo de este artículo es probar las capacidades de modelación de ABAQUS para representar el comportamiento de los tubos, desde el rango geométrico lineal elástico hasta la carga última con grandes desplazamientos, rotaciones y deformaciones. El propósito del análisis es discutir las alternativas disponibles en ABAQUS para modelar las características principales de los pilotes, es decir para representar la respuesta de los elementos de hormigón sometidos a cargas de flexión, la influencia del deslizamiento en la interfase entre el hormigón y el tubo, el comportamiento del tubo de acero en el rango de endurecimiento por deformación hasta la estricción y las condiciones no lineales del apoyo proporcionado por el suelo circundante en el caso de los ensayos de campo. Se ponen a prueba las opciones disponibles de ABAQUS para ocuparse de estas características se discuten, la convergencia numérica y exactitud, en términos de su capacidad de aproximar el comportamiento observado en los ensayos, reconociendo que en contraste a la mayoría de las otras estructuras, su diseño no se basa en la capacidad de carga sino en la capacidad de absorber la energía del impacto.

2 MODELOS DE HORMIGÓN

Varias opciones están disponibles en ABAQUS para representar el comportamiento

inelástico de materiales friccionales como el hormigón. Las superficies de fluencia plásticas de Mohr-Coulomb y de Drucker-Prager se consideran normalmente que proporcionan una aproximación a su superficie en el octante de compresión en el espacio de tensiones principales, pero se sabe que tienen defectos significativos en el resto de los octantes. En particular, el ángulo de fricción del hormigón, como resultado de la observación del plano de falla en los ensayos de compresión simple se sabe que esta en el rango de 30°-35°, mientras que la relación entre la resistencia a tracción y la resistencia a compresión del hormigón (0,08 a 0,10) en ambos modelos depende solamente del valor del ángulo de fricción. Para el modelo del Mohr-Coulomb, se requiere un ángulo fricción artificial elevado cercano a 55° para lograr relaciones realistas de las resistencias, mientras que para el modelo de Drucker-Prager, para un ángulo de fricción de 90° la relación entre las resistencias es aproximadamente igual a 3.

Para ambos modelos, ABAQUS permite introducir una curva de endurecimiento por deformación. Para el modelo de Drucker-Prager, dicha curva representa la evolución de la relación uniaxial entre tensiones y deformaciones (en compresión) más allá del límite elástico, o la curva de ablandamiento (en tracción) para deformaciones más grandes que la deformación elástica en la tensión de tracción máxima. Para el modelo de Mohr-Coulomb, la curva para definir el endurecimiento es la que relaciona el parámetro de cohesión del material con las deformaciones plásticas.

Un defecto largamente reconocido de los modelos de Mohr-Coulomb y de Drucker-Prager para el hormigón es que la superficie de fluencia se debe substituir por un modelo de Rankine para el octante de tracción; si no, la superficie de la falla no se alcanza, y en el análisis se pueden generar tensiones de tracción artificiales altas. Por lo tanto, el hecho de utilizar el mismo modelo constitutivo para todos los elementos que representan el comportamiento del hormigón dentro del tubo de acero sometido a flexión, con los sectores bajo predominante compresión uniaxial, tracción uniaxial o corte puro, es probable que genere algunas dificultades. Para reducir el impacto de estas limitaciones del modelo constitutivo para el hormigón, se probaron las siguientes alternativas:

- i) Modelo de Drucker-Prager, con la curva de endurecimiento definida de ensayos de compresión según lo representado en Fig. 2. Se adoptaron ángulos artificiales elevados de fricción y dilatación, 55° y 35° respectivamente junto con un módulo elástico instantáneo inicial según la expresión (e.g. vea Leonhardt et al.[xx]) E_c [MPa] = $6010 \sqrt{f_c'}$, donde f_c' es la resistencia a compresión del hormigón en [MPa], y una relación de Poisson de 0,2.
- ii) Modelo de Drucker-Prager con los mismos ángulos de fricción y dilatación y los parámetros elásticos que en i), junto con una curva de ablandamiento en tracción según lo definido en fig. 3.
- iii) “Modelo Concrete” según lo definido por ABAQUS
- iv) Modelo de Drucker-Prager como en i) con ángulos realistas de fricción y dilatación

de 35° y 13° respectivamente. Cuando la tensión de tracción longitudinal del hormigón alcanza la resistencia a tracción el elemento se elimina de la malla.

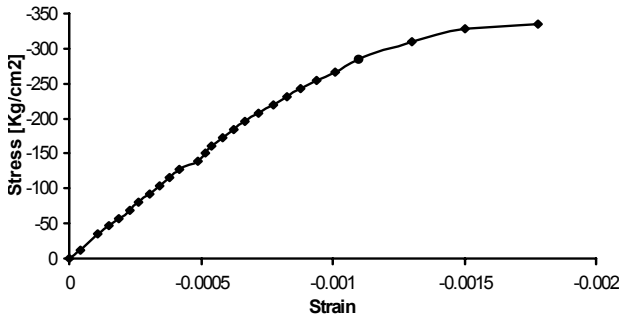


Figura 2. Curva de endurecimiento definida a partir del ensayo de compresión

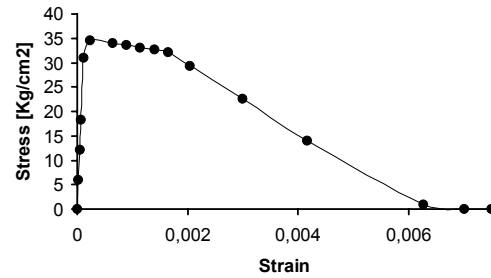


Figura 3. Curva de ablandamiento en tracción

Como evaluación preliminar de las distintas alternativas, las hipótesis i), ii) e iii) fueron aplicadas para simular el comportamiento de una probeta cilíndrica estándar durante un ensayo de compresión simple con una malla como la mostrada en la Fig. 4.b. Según se observa en Fig. 4a y 5, la alternativa i) sigue muy de cerca los resultados experimentales, mientras que la alternativa ii) subestima mucho la capacidad de carga en el rango no lineal. Este resultado no es una sorpresa puesto que según lo precisado anteriormente, la relación resistencias implícita en Drucker-Prager no permite una relación de resistencias (compresión/tracción) más grande de 3.

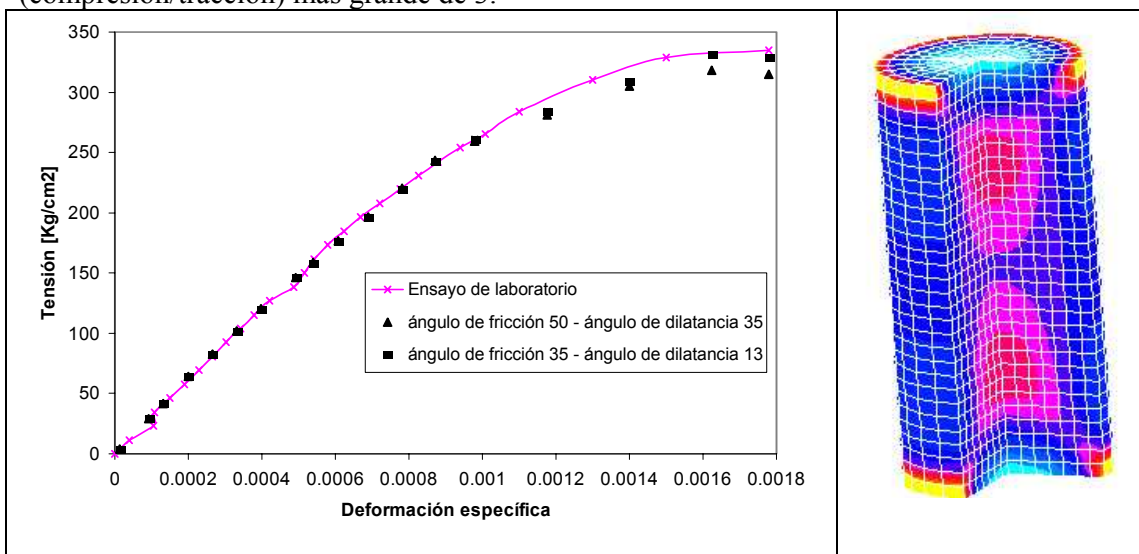


Figura 4.	a. Resultado del modelo del ensayo de compresión Constitutiva: Endurecimiento en compresión	b. Modelo de E.F.
------------------	---	--------------------------

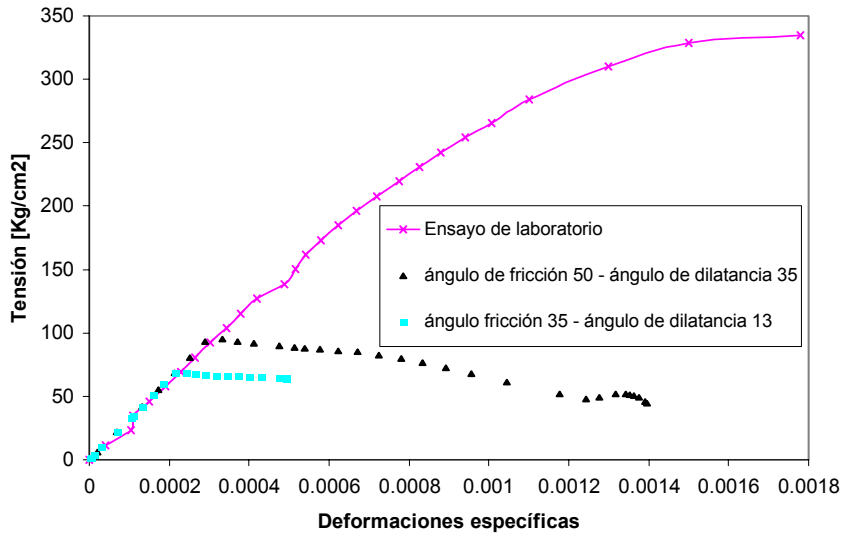


Figura 5. Resultado del modelo del ensayo de compresión-Constitutiva: Ablandamiento en tracción

La evaluación final de las alternativas se presenta y se discute en una sección posterior del artículo basado en la comparación de las predicciones numéricas para el modelo del pilote completo con los resultados experimentales de ensayos de laboratorio y de campo.

3 MODELO DE LA INTERFASE ENTRE EL HORMIGÓN Y EL ACERO

Durante la deformación inelástica del pilote, se espera que la camisa de acero experimente deformaciones que son más de diez veces la deformación última de un hormigón no confinado en compresión. Por lo tanto se anticipa que ocurrirá deslizamiento en el interfase acero-hormigón durante el proceso de carga. Se consideran dos condiciones diferentes de la interfase, con y sin deslizamiento. En el último caso, se permitió el deslizamiento y la separación de las superficies. El modelo constitutivo para el corte en la interfase fue de fricción seca pura, con un coeficiente de fricción en el rango de 0,2 a 0,6; ABAQUS no tiene una opción para representar una fuerza de corte inicial agregada al modelo de fricción seca. El modelo constitutivo para la tensión normal en la interfase es rígido en compresión y no tiene rigidez en tracción.

El efecto de los modelos alternativos para la interfase en el comportamiento global del pilote no fue de gran significación, y afectó la curva de la carga-desplazamiento transversal para pilote solamente en el inicio de la fluencia del acero, pero llegó a ser menos sensible para

deformaciones más grandes, según se discute detalladamente en una sección posterior.

4 MODELO DE LA CAMISA DE ACERO

El modelo constitutivo adoptado para la camisa de acero fue basado en la superficie de fluencia de Von Mises con la curva de endurecimiento según el ensayo de tracción simple mostrado en Fig. 6. El modelo fue probado modelando el ensayos de tracción con desplazamientos impuestos en uno de sus extremos hasta que se produce la estricción de la probeta, según lo mostrado en la Fig. 6. La evaluación final del modelo para la camisa de acero será basada en los resultados para el pilote completo.

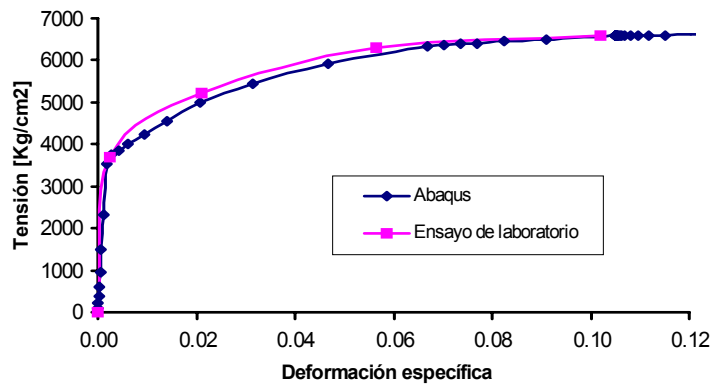


Figura 6. Resultado del modelo del ensayo de tracción de la probeta de acero

5 MODELO DEL SUELO DE APOYO LATERAL

El apoyo lateral del suelo fue modelado por medio de resortes con un comportamiento carga-desplazamiento hiperbólico distribuidos sobre el lado pasivo de la superficie de contacto de la camisa de acero y el suelo circundante. La rigidez inicial del suelo fue definida en términos de la tensión efectiva del suelo circundante en el ensayo de campo de un modelo del pilote, y la tensión máxima (asintótica) fue asociada a la resistencia pasiva del suelo.

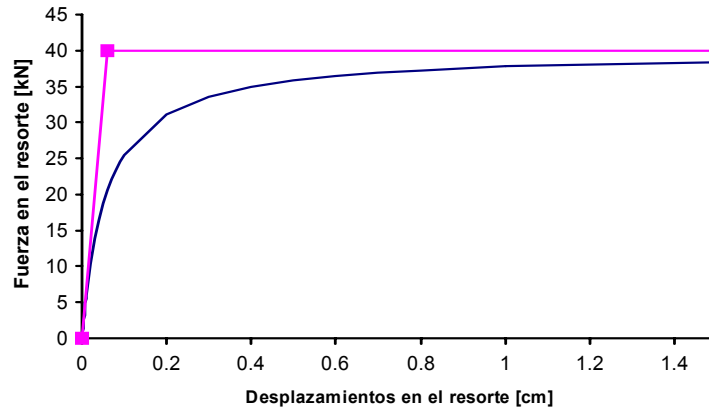


Figura 7. Curva Carga desplazamiento para un resorte del suelo

La Fig. 7 muestra una curva típica de carga-desplazamiento para un resorte del suelo por unidad de área de la superficie de contacto. La tensión efectiva del suelo circundante en el ensayo de escala reducida fue causada por una presión externa igual a 40 KPa aplicada a través de unos tensores pretensados verticales introducidos para simular la presión de confinamiento del suelo que actúa en los pilotes a escala real. La tensión vertical del suelo fue asumida constante en una capa superior de espesor igual a 5 veces el diámetro del pilote. La fuerza asintótica del resorte fue determinada en base a la resistencia pasiva del suelo contra el pilote, considerando el efecto 2D por medio de un modelo ad-hoc del suelo con el programa PLAXIS. La resistencia pasiva del suelo se asoció a la tensión de pretensión vertical aplicada al suelo multiplicando por un coeficiente de empuje pasivo $k_p = 7$ que incluye el efecto 2D del pilote.

Un defecto de la representación con resortes del suelo circundante es que se asume que los resortes siguen siendo paralelos a su orientación inicial durante el curso de los ensayos. Esta hipótesis puede tener que ser revisada para grandes desplazamientos y rotaciones tales como las que se desarrollan durante los ensayos del modelo de escala reducida en el campo, pero este tema se discute más adelante en el actual estudio.

6 MODELO DE E.F. DEL PILOTE

Los modelos de E.F. de los pilotes fueron desarrollados para dos condiciones de apoyo diferentes mostradas en la Fig.1: Caso I, con la configuración de una viga simplemente apoyada mostrada en Fig. 1a correspondiente a los ensayos de laboratorio realizados por medio de una máquina de ensayo hidráulica; y el Caso II, mostrado en la Fig. 1b, corresponde al ensayo de campo del pilote que actúa como voladizo enterrado parcialmente en arena y cargado horizontalmente por medio de un cable. Las dimensiones de la sección transversal y las características de los materiales son idénticas para ambos casos, a excepción de las diferentes condiciones de apoyo, de los dispositivos de carga y de la longitud total del pilote.

Las Figs. 8 y 9 muestran la disposición general de los modelos de E.F. para ambos casos. La camisa de acero fue modelada usando elementos sólidos de 8 nudos (C3D8R) y elementos de cáscara de 4 nudos (S4R) sobre los mismos nudos. Esta duplicación de esfuerzo fue pensada para comprobar la capacidad de ambos modelos de representar no sólo la curva de la carga-desplazamiento si no también de capturar el estrechamiento de la camisa de acero observada durante los ensayos de laboratorio en el momento de la falla. Los elementos de hormigón eran también ladrillos de 8 nudos definidos en coordenadas polares, a excepción de los elementos sólidos de 6 nudos en el centro del cilindro. En el modelo del caso a) se aprovechó de los dos planos de la simetría, mientras que en el del caso b) de solamente uno de tales planos.

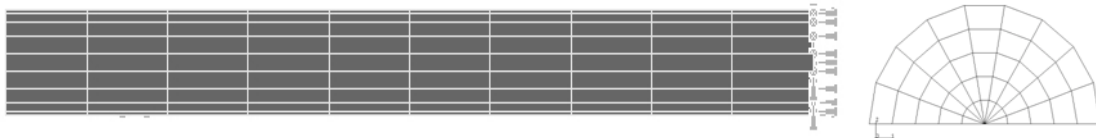


Figura 8. Modelo de E.F. para el ensayo de laboratorio

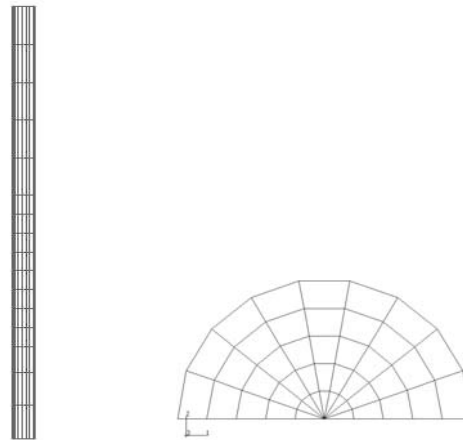


Figura 9. Modelo de E.F. para el ensayo de campo

Las dimensiones de la cáscara y de los elementos ladrillo fueron asignadas de acuerdo a un compromiso entre la exactitud y el esfuerzo de tiempo computacional requerido.

6.1 Análisis de los resultados

Caso 1

La Fig. 10 muestra la curva carga-desplazamiento lateral de la sección del tramo central obtenida con los modelos constitutivos para el hormigón i) a iv), no permitiendo ningún

deslizamiento entre el hormigón y la camisa de acero.

Las predicciones basadas en la hipótesis i) estiman una estructura considerablemente más rígida que la que fue medida en los ensayos, y tensiones de tracción altas poco realistas según lo mostrado en la Fig. 11 para ángulos de fricción de 55° y de 30° .

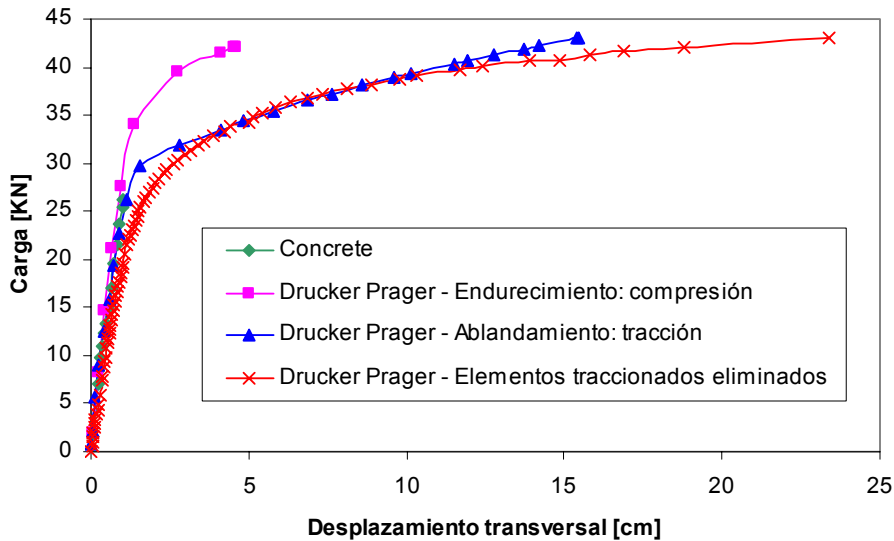


Figura 10. Curva carga-desplazamiento de la sección del centro del pilote

Como variación a esta hipótesis, se introdujo una superficie de fluencia hiperbólica para el octante de tracción con el fin de mejorar la representación para las tensiones de tracción. Aunque este objetivo fue alcanzado, el programa no pudo converger en una carga aproximadamente de 0,75 de la carga última desarrollada en los ensayos.

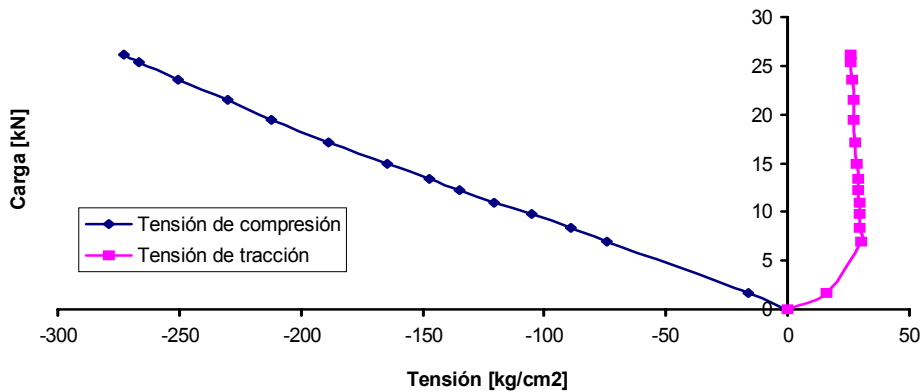


Figura 11. Curva tensiones en el hormigón - carga

Los resultados de la hipótesis ii) mostrados en la Fig. 12 indican una buena aproximación del desplazamiento transversal de la sección del tramo central con respecto a los ensayos de

laboratorio. La Fig. 12 también muestra el efecto de permitir que el hormigón se deslice con respecto al acero en el comportamiento estructural global expresado con el desplazamiento de la sección transversal del tramo central. Puede observarse que los dos resultados coinciden, a excepción de la etapa inicial de la parte no lineal de la respuesta asociada al inicio de la fluencia del acero, donde el deslizamiento entre los dos materiales resulta en una curva carga-desplazamiento algo más baja. El efecto del deslizamiento es mucho más sensible al comparar las tensiones de compresión máximas del hormigón para ambas condiciones según se muestra en la Fig. 13 para diversos valores del coeficiente de fricción en la interfase.

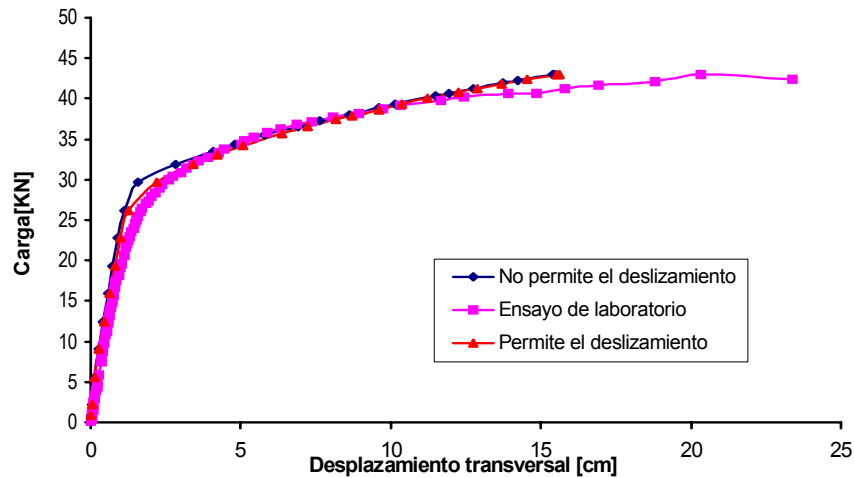


Figura 12. Curva desplazamiento transversal-carga para la sección del centro del pilote

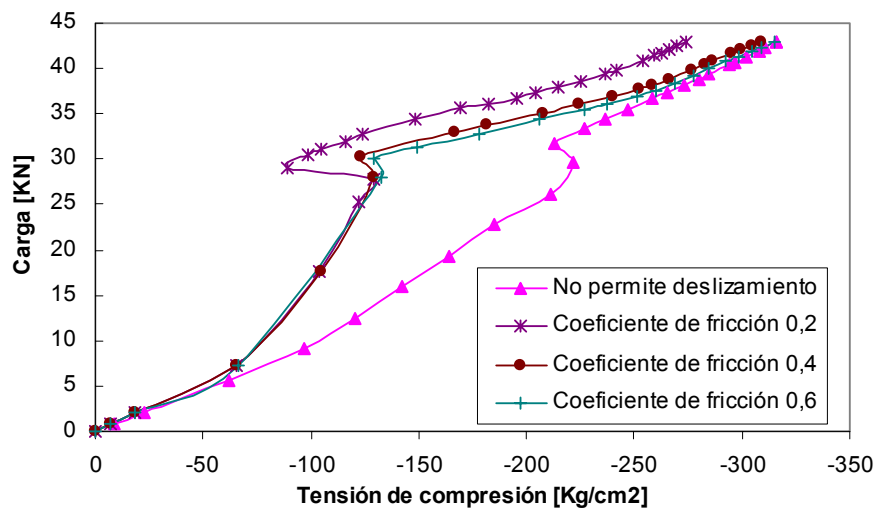


Figura 13. Curva tensión de compresión-Carga

Caso II

Los resortes no lineales que representan la reacción del suelo fueron aplicados en cuatro nudos en cada una de las seis primeras filas en profundidad desde la superficie del terreno según se muestra en la Fig. 14. Los resortes fueron definidos para representar la componente normal de la reacción del suelo y permanecen horizontales a través del proceso de carga, mientras que la componente tangencial de la reacción del suelo fue despreciada.



Figura 14. Modelo de E.F. para el ensayo de campo

La pérdida de precisión que surge de despreciar la reacción tangencial no es demasiado importante, sin embargo la componente normal de la reacción tiene un cambio apreciable en la dirección para las etapas avanzadas del ensayo. Una situación similar ocurre con la carga externa aplicada al pilote en los ensayos, que fue transmitida a la cabeza del pilote a través de un cable unido a un punto fijo situado a una distancia de 9,5 m del pilote. Aunque se reconoce que ABAQUS tiene opciones incorporadas para representar estos efectos no lineales de origen geométrico, en el análisis precedente se decidió para tener en cuenta ambas situaciones aplicar en los nudos del contacto de la suelo-pilote (con los resortes) una fuerza correctiva vertical proporcional a la reacción del suelo y a la rotación real del pilote. Un tratamiento similar fue dado al nudo de incidencia del cable en el pilote.

La Fig. 15 presenta una comparación de la curva carga-desplazamiento obtenida con el modelo de E.F. con la medida en el ensayo, incluyendo la componente vertical correctiva de la carga externa y de la reacción del suelo conforme al párrafo precedente. El modelo constitutivo del hormigón usado en el análisis corresponde a la superficie de Drucker-Prager definida en tracción, definida anteriormente como alternativa ii), el deslizamiento entre el hormigón y el acero fue permitido con un coeficiente de fricción igual a 0,6, la curva carga-

desplazamiento del resorte del suelo de la Fig. 7, y la superficie de fluencia de Von Mises con la curva de endurecimiento de la Fig. 6 para la camisa de acero.

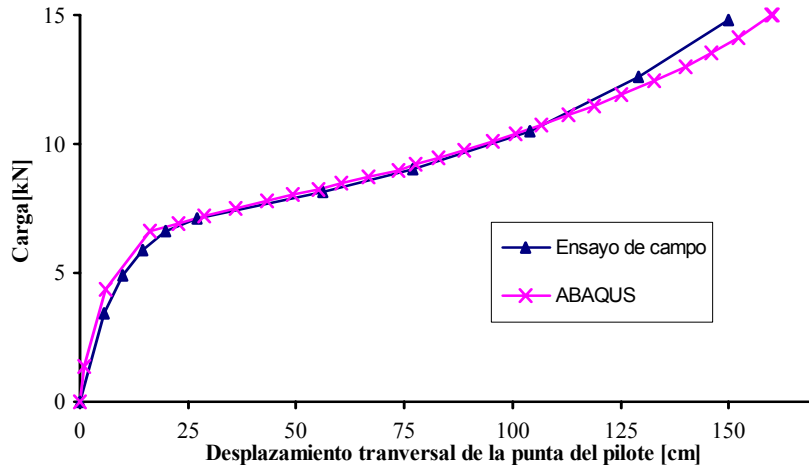


Figura 15. Curva desplazamiento transversal-carga

Las Figs. 16a y 16b. muestran la evolución de las tensiones en el hormigón en la sección crítica del pilote, situada aproximadamente a dos veces el diámetro del pilote por debajo de la superficie del suelo, y las tensiones en la camisa de acero en la misma sección, ambas como función de la carga externa aplicada.

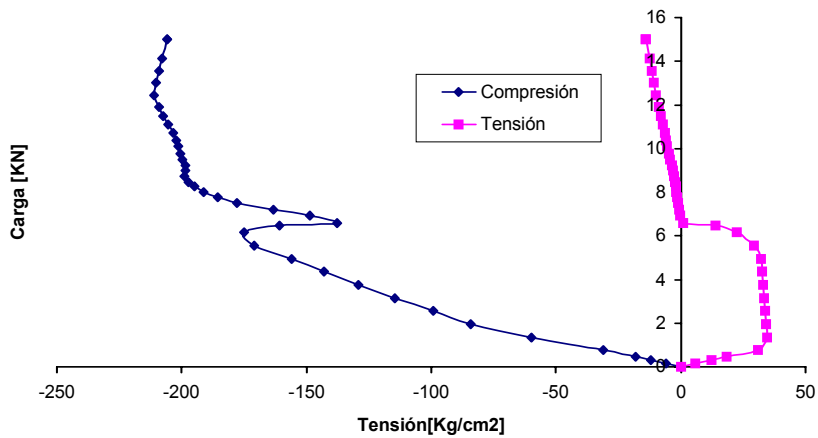


Figura 16. a. Curva tensión en el hormigón-carga

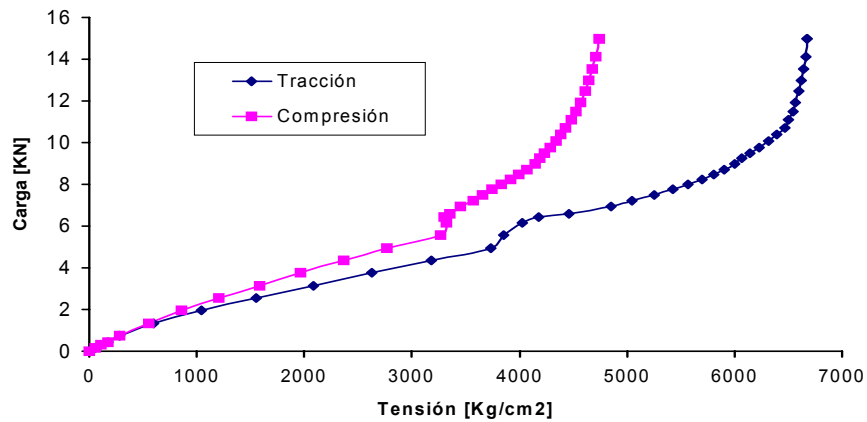


Figura 16. b. Curva tensión en el acero-Carga

7 CONCLUSIONES

El análisis numérico del comportamiento no lineal geométrico y material de tubos de acero rellenos de hormigón utilizando las capacidades del programa ABAQUS permite representar satisfactoriamente los ensayos realizados en laboratorio y en el campo bajo ciertas restricciones en la selección de parámetros de los materiales, a saber:

- El análisis numérico realizado del comportamiento de elementos de hormigón en los que predominan las tensiones de compresión, tales como una probeta de ensayo estándar para determinar la resistencia a compresión del hormigón, logró una excelente correspondencia entre las predicciones del modelo numérico y los resultados experimentales de laboratorio en todo el desarrollo del proceso de carga hasta la rotura.
- Para los elementos estructurales en los que predomina el comportamiento en flexión, los parámetros del modelo constitutivo del hormigón seleccionados para representar el comportamiento de las probetas en compresión dio origen a resultados inciertos para aquellos estados de tensión que implican considerable redistribución de las tensiones en el hormigón. Para niveles de carga en los que se produce la rotura del hormigón en tracción en una parte significativa de la sección del tubo, el programa no logra convergencia en la solución de las ecuaciones de equilibrio y suspende el proceso de análisis.
- Para lograr la convergencia de la solución numérica para cargas próximas a la carga de rotura fue necesario modificar los parámetros del modelo constitutivo del hormigón determinados en función de los ensayos de compresión. El modelo de Drucker-Prager del hormigón fue definido en función de la resistencia a tracción del hormigón según los siguientes parámetros:

Máxima resistencia a la tracción: 35 kg/cm^2

Angulo de fricción interna: 50°

Angulo de dilatación: 35°

Curva de degradación de la resistencia a tracción.

Si estos parámetros del modelo así definidos son aplicados luego al caso de la probeta en compresión axial, los resultados del análisis numérico no representan adecuadamente la curva carga-deformación experimental del hormigón.

- En los elementos estructurales analizados en el presente Trabajo, el tubo de acero aporta la mayor parte de la resistencia a flexión y el relleno de hormigón actúa evitando que se produzca el pandeo local del tubo y la falla prematura del mismo.
- De los análisis numéricos realizados se puede inferir que se producen desplazamientos relativos entre la camisa de acero y el hormigón, especialmente en los niveles avanzados de deformación plástica del acero. Los resultados considerando el deslizamiento entre acero y hormigón en los cálculos indican que el mismo no modifica substancialmente la curva carga – deformación del pilote respecto al caso de adherencia perfecta entre acero y hormigón.
- El análisis numérico no detectó el pandeo relativamente localizado en la zona de máxima compresión del acero que se observó en los ensayos de laboratorio de los tubos rellenos de hormigón.
- El análisis numérico realizado del mismo pilote sin relleno de hormigón, arrojó una carga portante máxima aproximadamente igual a 1/3 de la correspondiente al tubo con relleno ensayado. Esta reducción de la carga portante se debe a que el modelo numérico encontró un proceso de inestabilidad por ovalamiento de la sección transversal, conocido en la literatura como “efecto Brazier”.

8 REFERENCIAS

- [1] R. Saul, K. Humpf and A. Patsch, “*The Rosario-Victoria Cable-Stayed Bridge Across the River Paraná in Argentina and its Ship Impact Protection System*”, Proceedings of the First International Conference on Steel & Composite Structures (ICSCS'01), Pusan, Korea, June 14-16, 2001.
- [2] Prior, H.G.L. and Boehme, J., “*Beam-Column Behaviour of Steel Tubes with High Strength Concrete*”, Proceedings of the 4th International Colloquium North American Session, Structural Stability Research Council, pp. 439-450, N. York, April 1989.
- [3] Hanbin Ge and Tsutomu Usami, “*Strength of concrete-filled thin-walled steel box columns: experiment*”, Journal of Structural Engineering, ASCE, vol.118,no.11, November 1992.
- [4] O’Shea M. and Bridge, R., “*Design of Circular Thin-Walled Concrete Filled Steel Tubes*”, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 126, No. 11 pp. 1295-1303, November 2000.