



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

SECRETARIA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO
DIRECCIÓN DE POSGRADO
ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERIA Y ARQUITECTURA U. Z

COMPORTAMIENTO DE MODELOS INSTRUMENTADOS DE PILOTES ANTE CARGA AXIAL ESTÁTICA EN SUELOS ARCILLOSOS MARINOS

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:

MAESTRO EN CIENCIAS EN
MECÁNICA DE SUELOS

P R E S E N T A

MIGUEL RUFAR JARQUIN



MEXICO D.F.

2011.



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

ACTA DE REVISIÓN DE TESIS

En la Ciudad de México D. F. siendo las 18:00 horas del día 24 del mes de mayo del 2010 se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de Tesis, designada por el Colegio de Profesores de Estudios de Posgrado e Investigación de E.S.I.A.-U.Z. para examinar la tesis titulada:
"Comportamiento de modelos instrumentados de pilotes ante carga axial estática en suelos arcillosos marinos".

Presentada por el alumno:

Rufiar
Apellido paterno

Jarquin
Apellido materno

Miguel
Nombre(s)

Con registro:

B	0	1	1	5	5	0
---	---	---	---	---	---	---

aspirante de:

MAESTRO EN CIENCIAS EN MECÁNICA DE SUELOS

Después de intercambiar opiniones los miembros de la Comisión manifestaron **APROBAR LA TESIS**, en virtud de que satisface los requisitos señalados por las disposiciones reglamentarias vigentes.

LA COMISIÓN REVISORA

Directores de tesis

Dr. Manuel Jesús Mendoza López

Dr. Celestino Valle Molina

Dr. Hector Adreliano Sánchez Sánchez

Dr. Esteban Flores Méndez

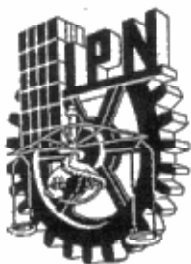
Dr. Norberto Domínguez Ramírez

PRESIDENTE DEL COLEGIO DE PROFESORES

M. en C. Pino Durán Escamilla



SECCIÓN DE ESTUDIOS DE
POSGRADO E INVESTIGACIÓN



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

CARTA CESION DE DERECHOS

En la Ciudad de México D. F. el día 08 del mes diciembre del año 2010, el (la) que suscribe Miguel Rufiar Jarquin alumno (a) del Programa de Maestría en Ciencias en Mecánica de Suelos con número de registro B011550, adscrito a la Escuela Superior de Ingeniería y arquitectura U. Z., manifiesta que es autor (a) intelectual del presente trabajo de Tesis bajo la dirección de Dr. Celestino Valle Molina y cede los derechos del trabajo intitulado “Comportamiento de modelos instrumentados de pilotes ante carga axial estática en suelos arcillosos marinos”, al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección rufiarjm@hotmail.com. Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.


Miguel Rufiar Jarquin

RESUMEN

En el presente trabajo de tesis de grado se aborda el comportamiento de modelos instrumentados de pilotes ante carga axial estática en suelos arcillosos marinos. Se exhiben resultados de los ensayos ejecutados en el laboratorio a un modelo a escala reducida de un pilote tubular de fricción, el cual fue hincado en un suelo marino creado artificialmente *ex profeso* para tal fin. El modelo instrumentado fue sometido a cargas estáticas axiales monotónicamente crecientes, variando su velocidad de aplicación, así como la relación de preconsolidación del suelo artificial donde fue hincado. Todos los sensores instalados en el modelo de pilote se monitorearon durante más de 24 horas. Desde el hincado del modelo, posterior a este (24 horas después) y durante la etapa de falla. Estos sensores permitieron medir los cambios de esfuerzos efectivos alrededor del fuste del pilote. La transferencia de carga al suelo durante la etapa de falla.

Se presentan comparaciones realizadas entre lo predicho al aplicar las diversas teorías para predecir el incremento de la presión de poro como consecuencia del hincado del modelo, además de la comparación entre la predicción de la capacidad de carga y las teorías que actualmente existen para su determinación.

ABSTRACT

The present thesis work about instrumented model pile behavior before static axial load in marine clay soils. Experiments carried a reduced model of a tubular pile friction, which was driven in marine soil artificially created for the purpose in the laboratory results are exhibited. The instrumented model was subjected to axial static loading monotonic, varying its speed of implementation, as well as the OCR of artificial soil was where driven. All sensors installed in the pile model was monitored for more than 24 hours. Before model driven, later that (24 hours then) and during the phase of failure. These sensors allowed measure changes effective stress around the shaft of the pile. The transfer of load to the ground during the stage of failure.

They are made comparisons between predicted to apply several theories to predict increased pressure in pore as a consequence of driven the model pile, besides comparison between loading capacity prediction and theories that currently exist for its determination.

CONTENIDO

RESUMEN	i
ABSTRACT	iii
CONTENIDO	v
CAPÍTULO 1 INTRODUCCIÓN	
1.1 Antecedentes	1.1
1.2 Descripción general de las plataformas instaladas en el Golfo de México	1.1
1.3 Evolución de los sistemas de cimentación para plataformas marinas	1.8
1.4 Panorama general del experimento	1.11
1.5 Objetivos generales de la tesis	1.13
1.6 Organización de la tesis	1.14
CAPÍTULO 2 MARCO TEÓRICO	
2.1 Tipos de análisis	2.1
2.2 Métodos en términos de esfuerzos totales (método α)	2.2
2.3 Métodos en términos de esfuerzos efectivos (método β)	2.9
2.4 Método de esfuerzos efectivos y resistencia la corte (método λ)	2.11
2.5 Análisis de trasferencia de carga	2.13
2.6 Efectos de la instalación de pilotes desplazantes en suelos arcillosos	2.23
2.6.1 Modificaciones al estado inicial de esfuerzos como consecuencia de la instalación de pilotes desplazantes	
2.6.2 Evolución de la capacidad de carga con el tiempo	
2.7 Efectos de la velocidad de aplicación de la carga en la respuesta del sistema suelo-pilote	2.30
CAPÍTULO 3 ENSAYES DE LABORATORIO	
3.1 Descripción general del experimento	3.1
3.1.1 Suelo marino reconstituido en odómetro O-97-5	
3.1.2 Sistema de aplicación de presión externa	
3.1.3 Modelo de pilote instrumentado, sistema de hincado y marco de reacción	
3.1.4 Sistemas automático de adquisición de datos y de aplicación de cargas	
3.1.5 Procedimiento de ejecución de los ensayos	
3.2 Sobre los ensayos efectuados con el modelo de pilote	3.24
3.2.1 Consideraciones acerca del hincado de pilotes	
3.2.2 Ensayes estáticos bajo carga axial con velocidad de deformación y presión externa variables	
3.3 Presentación de resultados obtenidos	3.28
3.3.1 Registro de los sensores dispuestos en el modelo de pilote durante el hincado	

- 3.3.2 Esfuerzos residuales medidos en el modelo de pilote debido al hincado por impactos
- 3.3.3 Consolidación radial debida a la disipación de la presión de poro alrededor del fuste
- 3.3.4 Curvas carga axial-desplazamiento vertical
- 3.3.5 Curvas de distribución de carga axial
- 3.3.6 Transferencia de carga y distribución de la resistencia cortante en el fuste a lo largo del pilote

CAPÍTULO 4 ANÁLISIS E INTERPRETACIÓN DE LOS RESULTADOS EXPERIMENTALES

- 4.1 Comparación teórica y experimental del incremento y disipación de la presión de poro durante el hincado 4.1
 - 4.1.1 Soluciones basadas en la teoría de expansión de cavidades
 - 4.1.2 Soluciones numéricas
 - 4.1.3 Comparación con resultados experimentales
- 4.2 Comportamiento bajo carga axial estática 4.12
 - 4.2.1 Determinaciones analíticas de las curvas carga estática-desplazamiento
 - 4.2.2 Modelado del ensaye A-1 con el método de los elementos finitos
 - 4.2.3 Comparación con resultados experimentales
- 4.3 Comentarios sobre la aplicación y limitaciones de las técnicas de análisis 4.18
 - 4.3.1 Consideraciones sobre las teorías de esfuerzos efectivos y totales
 - 4.3.2 Consideraciones sobre el modelado con técnicas numéricas

CAPÍTULO 5 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

- 5.1 Conclusiones 5.1
- 5.2 Recomendaciones 5.3

REFERENCIAS

ANEXOS

- A Resultados de los ensayos triaxiales (UU y \overline{CU}) efectuados al suelo reconstituido
- B Obtención de la capacidad de carga por fuste empleando algunos métodos

NOMENCLATURA

a	Área del cono estático o del piezocono
A	Área de la sección transversal del pilote
A_p	Área de la punta del pilote
A_i	Área transversal del segmento i
A_s	Área lateral del pilote
B	Anchura del pilote
C	Perímetro del pilote
c_a	Adherencia
$\overline{c_a}$	Adherencia media
c_u	Resistencia cortante no drenada del suelo
$\overline{c_u}$	Resistencia cortante media no drenada del suelo
c_{uf}	Resistencia al corte final, en el segmento i
d	Diámetro del pilote
E_i	Módulo de Young del tramo entre la estación i y la estación $i-l$
E_p	Módulo de Young del pilote
E_s	Módulo de Young del suelo
F	Fuerza o carga puntual
f	Fricción media en el fuste
f_s	Fricción medida con el cono estático
F_t	Fricción total
G	Módulo cortante elástico del suelo
h_i	Espesor del estrato i
I_r	Índice de rigidez
L_{ef}	Longitud efectiva de fricción
l	Longitud del pilote
l_i	Longitud del segmento i
K	Coefficiente de presión de tierra
K_d	Rigidez dinámica del sistema pilote-suelo
k_s	Coefficiente adimensional de Schmertmann
K_s	Rigidez estática del sistema pilote-suelo
K_0	Coefficiente de presión lateral de tierra en reposo
N	Número de golpes de la prueba de penetración estándar
N_c	Factor de capacidad de carga
N_k	Coefficiente de correlación
N_q	Factor de capacidad de carga
OCR	Relación de preconsolidación
p_z	Esfuerzo vertical total a la profundidad z

p_o	Esfuerzo vertical total inicial
p_v	Esfuerzo vertical total al nivel de la punta del pilote
P_o	Carga a la profundidad $z = 0$
P_m	Carga en la parte media del segmento i
P_{iT}	Carga en la parte inferior del segmento i
P_z	Carga a la profundidad z
(P_z / c_u)	Cociente carga transferida / resistencia al esfuerzo cortante
Q_b	Resistencia última de punta
q_c	Resistencia de punta del cono estático ó piezocono
$\overline{q_c}$	Valor medio de la resistencia de punta del cono eléctrico
q_{c1}	Valor mínimo de la resistencia media entre 0.7 y 3.75 veces el ancho o diámetro del pilote
q_{c2}	Resistencia media entre la punta y 8 B arriba de ella
Q_d	Capacidad última de carga dinámica de un pilote
Q_{fu}	Resistencia última de fricción
q_{net}	Resistencia neta de punta del piezocono
q_p	Resistencia unitaria de punta
Q_s	Capacidad última estática de un pilote obtenida mediante un ensaye dinámico
q_t	Resistencia de punta del piezocono corregida
Q_u	Capacidad última de carga de un pilote
R_p	Radio de la zona plástica
S_{iT}	Movimiento al punto medio del segmento analizado
S_T	Movimiento de la punta del pilote
S_0	Desplazamiento a la profundidad $z = 0$
S_z	Desplazamiento a la profundidad z
u	Presión de poro
u_o	Presión de poro inicial o <i>in situ</i>
U_i	Desplazamiento en la estación i
W_p	Peso del pilote
z	Profundidad
α	Factor de adherencia, coeficiente empírico que relaciona c_a / c_u
β	Coeficiente empírico que relaciona K_s y δ
γ	Peso volumétrico del suelo
δ	Ángulo drenado de fricción entre suelo y pilote
Δd	Deformación elástica del punto medio del segmento
Δl	Incremento de longitud
Δu	Incremento de la presión de poro
κ	Factor que se utiliza para determinar el valor corregido del cociente (P_z / c_u)
ν	Relación de Poisson

σ_m	Esfuerzo vertical efectivo medio
σ_p	Esfuerzo de preconsolidación
σ_v	Esfuerzo vertical efectivo
σ_{vo}	Esfuerzo vertical inicial efectivo
σ_o	Esfuerzo efectivo medio inicial
σ_f	Esfuerzo efectivo medio en la falla
σ_x	Esfuerzo horizontal total
τ	Esfuerzo cortante en el fuste del pilote
τ_z	Esfuerzo cortante en el fuste del pilote a la profundidad z
ϕ'	Ángulo de fricción drenado del suelo
ϕ_d	Ángulo drenado de fricción de suelo remoldeado
χ	Factor de ganancia de resistencia al esfuerzo cortante
ψ	Coefficiente empírico que relaciona σ_{vo} y c_u

LISTA DE FIGURAS Y TABLAS

- Fig. 1.1 Localización de la Sonda y del Banco de Campeche
- Fig. 1.2 Plataformas marinas instaladas en la Sonda de Campeche
- Fig. 1.3 Barco grúa
- Fig. 1.4 Posicionamiento y orientación de la subestructura en el sitio donde se instalará ésta
- Fig. 1.5 Hincado de pilotes
- Fig 1.6 Colocación del *deck*
- Fig. 1.7 Plataformas marinas tubulares en las décadas de los 40's a los 90's.
- Fig. 1.8 Records mundiales de explotación de hidrocarburos en el mar y los primeros sistemas en su tipo
- Fig. 1.9 Esquema general del experimento con el modelo de pilote en el suelo marino reconstituido
- Fig. 1.10 Distribución de los sensores y dimensiones
- Fig. 2.1 Factor de correlación para pilote hincados en arcillas
- Fig. 2.2 Factor de adherencia para pilotes hincados en arcilla
- Fig. 2.3 Factor de adherencia para pilotes hincados caso I
- Fig. 2.4 Factor de adherencia para pilotes hincados caso III
- Fig. 2.5 Término β , según tres soluciones diferentes
- Fig. 2.6 Significado de los términos para el cálculo de la fricción lateral última mediante el método λ
- Fig. 2.7 Variación del coeficiente λ contra la penetración del pilote
- Fig. 2.8 Curvas de transferencia de carga para un pilote (caso general)
- Fig. 2.9 Resistencia al corte contra la profundidad
- Fig. 2.10 Movimiento del pilote contra la relación carga transferida/resistencia la corte
- Fig. 2.11 Pilote cargado axialmente mostrando las fuerzas que actúan en cada segmento
- Fig. 2.12 Curva nominal relación carga transferida / resistencia al corte contra desplazamiento del pilote para la arcilla de la ciudad de México
- Fig. 2.13 Curva porcentaje de longitud efectiva de fricción contra porcentaje de relación carga transferida / resistencia al corte
- Fig. 2.14 Curva porcentaje de longitud efectiva de fricción contra factor de ganancia de resistencia al corte del suelo
- Fig. 2.15 Modelo propuesto por Meyer *et al.*, 1975

- Fig. 2.16 Desplazamientos y distorsiones del suelo causados por un pilote durante su hincado
- Fig. 2.17 Esfuerzos cortante en arcilla saturada antes y después de las operaciones de hincado
- Fig. 2.18 Resumen de mediciones de la presión de poro
- Fig. 2.19 Variación de la capacidad de carga con el tiempo
- Fig. 2.20 Efectos de la velocidad de carga en la resistencia del pilote
- Fig. 2.21 Efectos de la velocidad de carga en la rigidez del pilote
- Fig. 2.22 Efectos de la razón de carga en la adherencia del pilote
- Fig. 2.23 Efectos de la velocidad de aplicación de cargas en la interacción suelo- pilote a partir de las pruebas STATNAMIC
- Fig. 2.24 Efectos de la velocidad en la interacción suelo-pilote a partir de las pruebas a gran escala
- Fig. 3.1 Esquema general del experimento con el modelo de pilote en el suelo marino reconstituido
- Fig. 3.2 Esquema del proceso de reconstitución
- Fig. 3.3 Vista del odómetro O-97-5 conteniendo al suelo reconstituido y sometido a presión con gato hidráulico
- Fig. 3.4 Distribución de los sensores colocados en el modelo de pilote de fricción
- Fig. 3.5 *Strain gages* seleccionados para la celda de carga axial y su arreglo en puente completo
- Fig. 3.6 *Strain gages* seleccionados para la celda de carga de flexión y su arreglo en cuarto de puente
- Fig. 3.7 Celdas de esfuerzo total tipo diafragma y su arreglo en puente completo
- Fig. 3.8 Esquema de la implementación de los transductores de presión de poro
- Fig. 3.9 Marco guía y placas guía para la instalación del pilote
- Fig. 3.10 Posición del marco guía en el odómetro O-97-5
- Fig. 3.11 Elementos del sistema de hincado a percusión
- Fig. 3.12 Esquema y vista general del marco de carga
- Fig. 3.13 Esquema del Sistema de Adquisición de Datos (SAD)
- Fig. 3.14 Esquema de funcionamiento del Sistema de Aplicación de Cargas (SAC)
- Fig. 3.15 Secuencia de las actividades del ensaye
- Fig. 3.16 Vista en planta de las posiciones de ensayes; serie A y B
- Fig. 3.17 Elevación de la tapa reforzada del odómetro
- Fig. 3.18 Colocación del gato hidráulico, antes de situar la tapa reforzada

- Fig. 3.19 Vista del modelo de pilote en extracción
- Fig. 3.20 Preparación de la mezcla
- Fig. 3.21 Llenado de la mezcla en la engrasadora
- Fig. 3.22 Inyección de la mezcla en el hueco
- Fig. 3.23 Monitoreo de los sensores durante ejecución de ensaye estático A2
- Fig. 3.24 Registro de hincado series A y B (Número de golpes contra profundidad)
- Fig. 3.25 Registro de las celdas de carga durante el hincado de los ensayes A1,A2 y A4
- Fig. 3.26 Registro de frecuencia de hincado en celda de cabeza; ensaye A1
- Fig. 3.27 Medición de la presión de poro en fuste del modelo de pilote, durante y posterior al hincado
- Fig. 3.28 Variación de la presión de poro medida en el fuste del modelo de pilote después de la instalación
- Fig. 3.29 Variación de la presión de poro y el esfuerzo horizontal medido en el fuste del modelo de pilote despues de la instalación
- Fig. 3.30 Variación de la presión total medida en el fuste del modelo del pilote después de la instalación (Ensaye A-1)
- Fig. 3.31 Variación de la presión total medido en el fuste del modelo de pilote después de la instalación (Ensaye A-3)
- Fig. 3.32 Cargas a lo largo del pilote durante y después del hincado; ensaye A1
- Fig. 3.33 Cargas a lo largo del pilote durante y después del hincado; ensaye A3
- Fig. 3.34 Disipación del exceso de presión de poro; ensaye A1
- Fig. 3.35 Disipación del exceso de presión de poro; ensaye A3
- Fig. 3.36 Curvas carga-desplazamiento en ensayes a compresión de la serie A
- Fig. 3.37 Curvas carga-desplazamiento en ensayes a compresión de la serie B
- Fig. 3.38 Variación de la capacidad de carga *versus* velocidad de aplicación de la carga estática
- Fig. 3.39 Variación de la presión efectiva normal al fuste del pilote, durante el ensaye A-1
- Fig. 3.40 Curvas carga-desplazamiento a diferentes niveles del pilote; ensaye A1
- Fig. 3.41 Curvas carga-desplazamiento a diferentes niveles del pilote; ensaye A3
- Fig. 3.42 Curvas carga-desplazamiento a diferentes niveles del pilote; ensaye B1
- Fig. 3.43 Curvas carga-desplazamiento a diferentes niveles del pilote; ensaye B3
- Fig. 3.44 Curvas de distribución de carga; ensaye A1

- Fig. 3.45 Curvas de distribución de carga; ensaye A3
- Fig. 3.46 Curvas de fluencia del suelo por tramo de pilote; ensaye A1
- Fig. 3.47 Curvas de fluencia del suelo por tramo de pilote; ensaye A3
- Fig. 3.48 Curvas de fluencia del suelo por tramo de pilote; ensaye B1
- Fig. 4.1 Desplazamiento del suelo debido a la instalación del pilote
- Fig. 4.2 Simulación del hincado por la expansión de cavidades
- Fig. 4.3 Malla de elementos finitos para modelar el hincado del modelo de pilote
- Fig. 4.4 Incremento de la presión de poro, según el MEF.
- Fig. 4.5 Corte A-A' del modelo de elementos finitos empleado
- Fig. 4.6 Transferencia de carga obtenida mediante métodos analíticos
- Fig. 4.7 Curva nominal relación carga transferida / resistencia al corte contra desplazamiento del modelo de pilote para la arcilla reconstituida en el odómetro O-97-5
- Fig. 4.8 Malla de elementos finitos para modelar el comportamiento del ensaye A1
- Fig. 4.9 Comparación de curvas medidas carga-desplazamiento, con las obtenidas mediante MEF
- Fig. 4.10 Mecanismos de falla de modelo de pilote
- Fig. 4.11 Comparación de curvas T-z; criterio del API, resultados experimentales y numéricos
- Fig. 4.12 Comparación de lo medido vs diferentes criterios para evaluar capacidad de carga por fuste

Tabla 2.1 Tipos de análisis y procesos de diseño

Tabla 2.2 Ejemplos de método para evaluar la respuesta axial de pilotes

Tabla 2.3 Valores típicos del coeficiente N_k

Tabla 2.4 Valores de adherencia para pilotes hincados en suelos estratificados

Tabla 2.5 Rangos del coeficiente β

Tabla 3.1 Historia de cargas en el suelo marino

Tabla 3.2 Pruebas estáticas serie A

Tabla 3.3 Pruebas estáticas serie B

Tabla 4.1 Esfuerzos asociados a los principales eventos en la vida de un pilote desplazante instalado en arcilla

Tabla 4.2 Parámetros de resistencia y deformabilidad empleados en los análisis

Tabla 4.3 Incremento de presión de poro medida y calculada

Tabla 4.4 Capacidad de carga medida y calculada, según varios autores

CAPÍTULO 1

INTRODUCCIÓN

1.1 Antecedentes

La explotación de reservas de petróleo y gas natural en áreas costeras y mar adentro plantea múltiples problemas técnicos, de manera que para construir la infraestructura necesaria para su explotación, es necesario resolverlos de manera segura y eficiente.

Actualmente, la mayoría de los criterios de análisis y diseño de las cimentaciones de las plataformas marinas que se han instalado en el Golfo de México para la explotación del petróleo sustentan enfoques desarrollados en el extranjero y en la extrapolación de condiciones imperantes en sitios diferentes a los de la Sonda de Campeche. Sin embargo, ha habido un interés creciente de la industria petrolera mexicana para adecuar los códigos de diseño de las plataformas y sus cimentaciones a las condiciones que imperan en la Sonda de Campeche (PEMEX, 2000) por lo que se han desarrollado diversos estudios y proyectos de investigación enfocados a indagar los comportamientos de las soluciones adoptadas para resolver los problemas de construir costa afuera, y de esa manera optimar el binomio seguridad-economía. Uno de esos proyectos de investigación es: “Respuesta de la cimentación de una plataforma marina fija bajo el efecto de cargas cíclicas y dinámicas en la Sonda de Campeche”, que desarrolló el Instituto de Ingeniería de la Universidad Nacional Autónoma de México (IIUNAM) de manera conjunta con el Instituto Mexicano del Petróleo (IMP) (Mendoza, *et al.*, 2004a). Este proyecto tuvo como objetivo general estudiar el comportamiento axial estático y cíclico dinámico de pilotes de fricción hincados en arcilla marina de la Sonda de Campeche, donde se han instalado varias plataformas marinas fijas tipo “*jacket*”. Para cumplir con lo anterior, se realizaron ensayos con modelos de pilotes a escala e instrumentados; estos ensayos tomaron en cuenta las características de los suelos de la Sonda de Campeche, la manera de hincar los pilotes, periodos del oleaje, condiciones de carga axiales estáticas, dinámicas o laterales, etcétera. Aunque cabe advertir que los modelos de pilote no cumplen cabalmente con las leyes de similitud, estos ensayos arrojaron resultados que pueden ser extrapolados o analizados en forma paramétrica y entender comportamientos fenomenológicos de los pilotes reales. Además, se obtuvieron suficientes datos que se pueden utilizar para calibrar modelos matemáticos.

Se han utilizado los modelos de pilotes para contar con información sobre el comportamiento de las cimentaciones de plataformas marinas piloteadas ante las sollicitaciones en condiciones reales, ya que se contempla instrumentar en un futuro la cimentación de una plataforma marina prototipo, así como realizar ensayos de carga en pilotes prototipos instrumentados e hincados en la Sonda de Campeche.

1.2 Descripción general de las plataformas instaladas en el Golfo de México

En el Golfo de México, al oeste de la Península de Yucatán, se localiza la Sonda de Campeche; en esta porción de la plataforma continental del país con aproximadamente 5,000 km² de superficie, Petróleos Mexicanos realiza una extracción de 2,813,900 barriles de hidrocarburos que constituye el 84% de los 3, 370,900 barriles de producción diaria (PEMEX, 2005).

La Sonda y el Banco de Campeche, tienen por límites las isobatas 0 y 200 metros y una profundidad media de 40 metros; las coordenadas geográficas que limitan esta región, corresponden aproximadamente a 91° y 93° de longitud Oeste y 18° y 20° de latitud Norte (Fig. 1.1.)

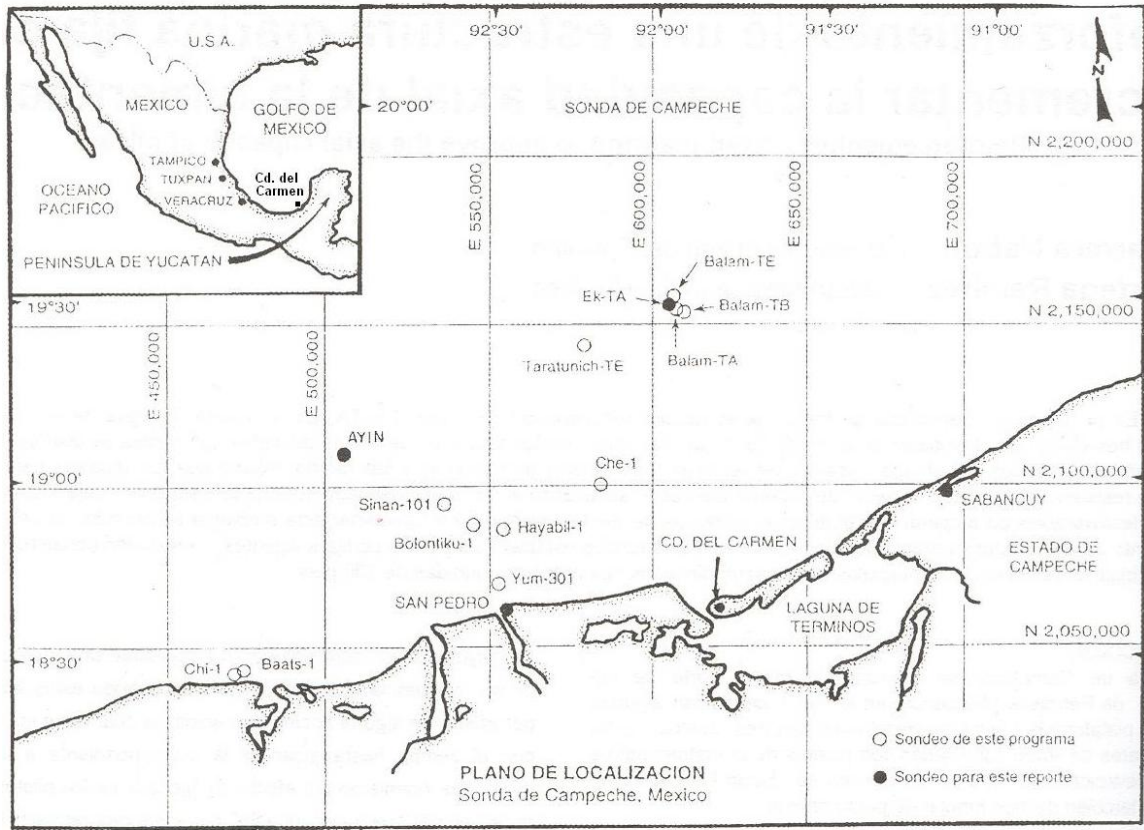


Fig. 1.1 Localización de la Sonda y del Banco de Campeche

El subsuelo de la Sonda de Campeche está constituido, a grandes rasgos, por una capa superficial de arcilla calcárea de consistencia blanda a muy blanda, color gris olivo claro, con fragmentos de conchas, olor a ácido sulfhídrico y espesor de 4 a 22 m. Bajo este estrato blando superficial se encuentra una secuencia alternada de sedimentos de arcilla calcárea de consistencia muy firme a dura, color café y gris verdoso, con lentes y vetas de arena y fragmentos de conchas. El estrato blando superficial tiene un peso volumétrico que varía entre 13.0 kN/m^3 a 17.0 kN/m^3 (1.30 a 1.70 t/m^3) con un promedio de alrededor de 15.50 kN/m^3 (1.55 t/m^3). Mientras que los estratos arcillosos bajo el estrato blando superficial tienen un peso volumétrico que varía entre 17.0 kN/m^3 y 19.0 kN/m^3 (1.70 y 1.90 t/m^3)

El contenido de agua de las arcillas decrece de cerca del límite líquido en el lecho marino a valores próximos al límite plástico a la máxima profundidad de exploración (180 m) de los sondeos realizados en la zona. La resistencia al esfuerzo cortante en las arcillas varía de 10 kPa (0.10 kg/cm^2) en el lecho marino a 200 kPa (2.0 kg/cm^2) a la máxima profundidad de algunos sondeos (180 m) efectuados en la zona (PEMEX, 1986; Racal, 2002). De la variación de los índices de consistencia se puede determinar la historia de esfuerzos de las arcillas, definiéndose como normalmente consolidadas cuando el contenido de agua está cerca del límite líquido o preconsolidadas cuando el contenido de agua está cerca del límite plástico.

Para lograr la explotación del preciado recurso natural en esa región marina, se han construido 279 plataformas (PEMEX, 2005) para diferentes usos y fines, Fig. 1.2. La mayoría de estas plataformas son fijas del tipo “*jacket*”, las que constan de tres partes principales: superestructura, subestructura y cimentación.



Fig. 1.2 Plataformas marinas instaladas en la Sonda de Campeche (Ibarra y Luna, 2000)

La superestructura, denominada *deck*, es la parte superior de la plataforma marina formada por una, dos o hasta tres cubiertas diferentes. La estructuración de éstas obedece a las solicitaciones impuestas por equipos, maquinaria, módulos, tuberías, y según el destino final de la plataforma, además de algunos otros factores.

El *jacket* o subestructura es una estructura metálica tipo armadura que sobresale del nivel medio del mar algunos metros mediante tres, cuatro u ocho patas tubulares de acero conectadas entre sí, con elementos de arrostramiento a diferentes elevaciones. El objetivo del *jacket* es cubrir el tirante de agua del sitio llegando hasta la línea de lodos o fondo marino, además de contraventear los pilotes desde la superficie del agua, hasta el lecho marino. Por lo general, el *jacket* es una unidad piramidal constituida por cuatro marcos trapeciales formados por tuberías de 1.32 m y 1.21 m de diámetro; y longitud que varía entre 50 y 80 metros, según la profundidad donde se instale.

La cimentación la constituyen pilotes tubulares de acero que son introducidos por las patas del *jacket*, los que trabajan con punta abierta y primordialmente por fricción, debiendo resistir las acciones de operación, oleaje, viento, huracanes y sismos que afectan a la plataforma durante su vida útil; es decir, los pilotes deben ser diseñados para resistir las cargas axiales y laterales estáticas, cíclicas y dinámicas a las que están sometidos por las condiciones de carga imperantes en el sitio.

La instalación de las plataformas marinas en la sonda de Campeche, como las mostradas en la Fig. 1.2, implica una serie de maniobras en las que el barco grúa (Fig. 1.3) representa una valiosa ayuda para lograr los objetivos del proyecto. Esta embarcación transporta el equipo y material necesario para instalar la plataforma. Durante la instalación de la plataforma marina el barco grúa es fijado en el sitio por medio de 8 anclas.



Fig. 1.3 Barco grúa (Ibarra y Luna, 2000)

Al barco grúa se aproxima el chalán con la subestructura, a continuación se cortan las amarras y se lastra completamente el chalán, se operan los malacates y se lanza la subestructura que cae al agua y flota gracias a que las patas se encuentran selladas herméticamente lo que impide el paso del agua. Con ayuda del barco grúa se lleva a la subestructura hasta el punto de su localización definitiva (Fig. 1.4a). Una vez en posición, se abren las válvulas para inundar cada pata y la subestructura se hunde y queda, finalmente, en posición vertical, apoyada en el piso marino (Fig. 1.4b).

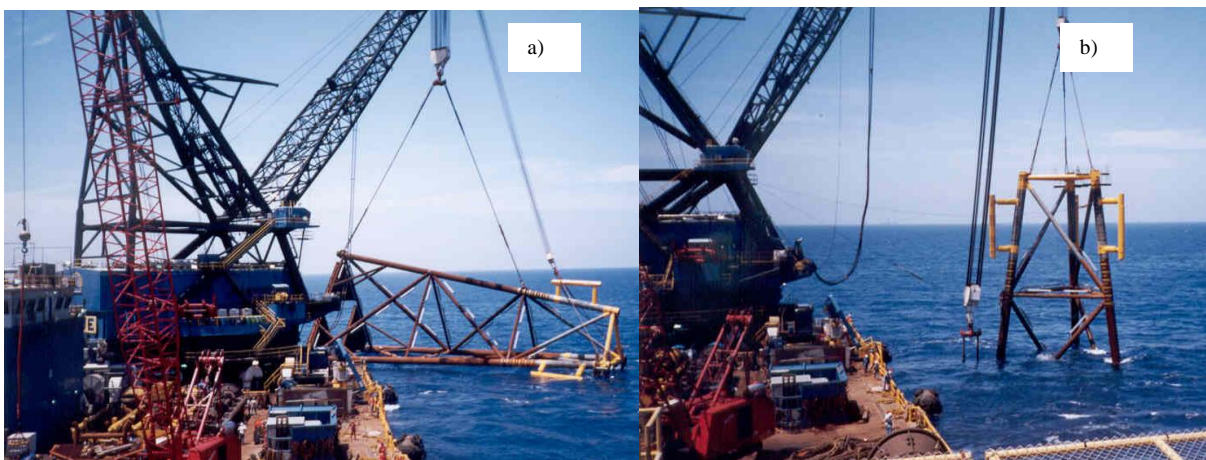


Fig. 1.4 Posicionamiento y orientación de la subestructura en el sitio donde se instalará ésta (Ibarra y Luna, 2000)

A continuación se realiza el hincado de pilotes. Actualmente Petróleos Mexicanos considera pilotes con diámetros de 762 mm (30 in), 914 mm (36 in), 1067 mm (42 in), 1219 mm (48 in), 1371 mm (54 in) y 1524 mm (60 in) con paredes de 30 y 63 mm de espesor que varía en función del momento flexionante a resistir, además de diversas longitudes (80 m a 110 m) de acuerdo a su diseño, que es función a su vez del tipo, uso de la plataforma, tirante a cubrir, etcétera.

Estos enormes tubos metálicos son hincados a percusión con martillos de vapor y diesel (generalmente no mayores a las 130 toneladas) como el mostrado en la Fig. 1.5 y por tramos unidos mediante soldadura; algunas veces son necesarios martillos diesel o de presión hidráulica de gran capacidad para hincar pilotes en suelos marinos más competentes.

El procedimiento de hincado de los pilotes para la cimentación de estructuras marinas requiere de un estudio adecuado para evitar fracasos que puedan llegar a provocar daños o pérdidas totales de una estructura. Se sabe que existe una gran experiencia en el hincado de pilotes en tierra; sin embargo, no se puede hacer uso total de ese acervo, porque en el medio marino se presentan otros tipos de problemas como son:

1. Manejo de pilotes de mayores dimensiones (150 m de longitud y 1.58 m de diámetro) y peso (hasta 150 t), para los que se necesitan equipos de hincado mucho más grandes y pesados.
2. Por las longitudes de los pilotes se requieren uniones de soldadura, cuya ejecución representa periodos de suspensión en el hincado.
3. Los grandes tirantes de agua y los cambios meteorológicos extremos del sitio de hincado en el medio marino.
4. La tecnología de construcción nacional limitada en esta especialidad, por lo cual se recurre a compañías internacionales con estos recursos.
5. El costoso alquiler de estos equipos del orden de 100,000 dólares por día que obligan a planear su utilización.

La instalación de los pilotes se inicia dejándolos caer desde la parte superior de la subestructura. Los pilotes en su caída, rompen los tapones formados en las patas de la subestructura y penetran en el suelo blando. Posteriormente, con un martillo de vapor con un peso menor de 1,300 kN (132 t), provisto de un martinete de 244.05 kJ (180,000 lb-pie) de energía, se van hincando los pilotes hasta un nivel en el que es accesible soldar el siguiente tramo del pilote. La suspensión del hincado para la soldadura es del orden de 8 horas; esto provoca un efecto de endurecimiento (fenómeno de sensibilidad y tixotropía). Existen otros periodos de interrupción del hincado, debido al cambio de martillo, que debe ser reempaquetado después de un cierto número de golpes, y a la suspensión temporal del trabajo debido al mal tiempo, cuando tal ocurre. Para despegar el tramo de pilote se usa un martillo de mayor energía 406.5 kJ (300,000 lb-pie) y en caso extremo se perfora a través del pilote restituyendo el material téreo en el interior del pilote, mediante inyecciones de concreto masivo. Esta operación se repite a lo largo de todo el hincado hasta llegar a la profundidad de desplante que se haya señalado y se cumpla con el rechazo; para esto, el rechazo se define según el API (2000) como la resistencia que opone un pilote a ser hincado con el martinete en uso mediante 1,000 golpes por metro (300 golpes por pie) en un tramo de 1.5 m (5 pies) consecutivos ó 2,600 golpes en un metro (800 golpes en un pie) (esta definición es aplicable siempre y cuando el peso del pilote no exceda en cuatro veces el peso del martinete empleado, si el peso del pilote es mayor, entonces los golpes empleados se incrementan proporcionalmente, pero en ningún caso deberán exceder a 800 golpes por cada 6 pulgadas (152 mm) de penetración).



Fig. 1.5 Hincado de pilotes (Ibarra y Luna, 2000)

Finalmente, ya hincados todos los pilotes, se procede a colocar la superestructura (Fig. 1.6), en donde se encuentra el equipo y la maquinaria que se utilizará en la exploración, explotación o distribución de los hidrocarburos, o bien viviendas u otros usos.



Fig. 1.6 Colocación del *deck*

Atendiendo entonces a su función, se presenta a continuación una descripción somera de las plataformas marinas instaladas en esa región marina (PEMEX, 1986):

- Plataformas de perforación, que tienen como función colocar la tubería que permitirá perforar el pozo y explotarlo e instalar el cabezal donde se empezará más tarde la plataforma de producción; su cubierta consta de dos niveles, uno de producción a 16 m sobre el nivel del mar y otro de perforación. Es soportada por ocho columnas, y se construye con travesaños armados de acero, que unidos a la columna, forman marcos rígidos. El peso estimado de esta plataforma es de 3,000 toneladas, que incluye la subestructura, los pilotes y la superestructura, sin equipo de perforación.
- Plataformas de producción, cuya función consiste en separar el gas del crudo y bombear este último a tierra; están compuestas por una subestructura, formada por ocho columnas y una superestructura que consta de dos niveles al igual que la de perforación, pero su peso es de

3,600 toneladas, debido al peso del trípode quemador y a los puentes de acceso tanto a la plataforma de perforación cercana, como a la plataforma de enlace.

- Plataformas de enlace, que tienen la función de recolectar el crudo con gas procedente de las plataformas de perforación y lo distribuyen a la de producción para su procesamiento; también une los ductos que recolectan el crudo con los oleoductos que lo transportan a tierra firme.
- Plataformas habitacionales, que tienen la capacidad de albergar de 45 a 127 trabajadores de los diferentes complejos. Además cuentan con helipuerto, caseta de radio, equipo contra incendio, planta potabilizadora de agua, planta de tratamiento de aguas negras, cocina, comedores, salas de recreo, biblioteca, plantas generadoras de energía eléctrica, clínica, gimnasio, etc.
- Plataformas de compresión que tienen la función de alojar los equipos compresores de gas para su transporte.
- Plataforma de rebombeo que tiene la función de aumentar la presión para el transporte del crudo desde el punto medio entre las plataformas de enlace y las instalaciones en tierra. Alojan las turbinas de gas para accionar las bombas y generadores eléctricos suficientes para satisfacer sus propias necesidades de energía eléctrica.

1.3 Evolución de los sistemas de cimentación para plataformas marinas

La explotación petrolera en el mar usando estructuras de madera tuvo sus inicios a finales de 1800 en las costas de California, donde los equipos de perforación se apoyaban en muelles de madera sobre caballetes; hacia 1910 estos sistemas se utilizaron en las costas de Louisiana, apoyando las estructuras en cimentaciones a base de pilotes hechos de madera de ciprés (Det Norske Veritas, 1981).

Hacia 1938 Superior Oil instaló exitosamente la primera plataforma fija en el fondo marino en el mundo, frente a las costas de Louisiana a una profundidad de 5.0 m. Después de la Segunda Guerra Mundial, en 1947 la compañía Kerr-McGee instaló la primera plataforma metálica no visible desde la costa, denominada Kermac-16 en un tirante de 6.0 m, a 1,600 m mar adentro frente a las costas de Louisiana, cimentada en 16 pilotes tubulares de acero de 0.61 m de diámetro.

La información recabada no es concluyente en cuanto a la primera plataforma marina instalada en aguas mexicanas. Acuña (1991) indica que las primeras plataformas para explotación petrolera marina fueron instaladas en la Barra de Santa Ana, Tabasco, en 1958. PEMEX (1986) apunta que la primera plataforma fija instalada en la Faja de Oro Marina se completó en el campo “El Tiburón”, en abril de 1967. Evidencias documentales señalan que el primer pozo mexicano fuera de costa fue perforado alrededor de 1949, en la Sonda de Campeche, a unos 700 m de la playa (Barbosa, 2000).

La Fig. 1.7, actualización de la original realizada por Dunn en 1982, presenta gráficamente las profundidades históricas de explotación en aguas del Golfo de México por los Estados Unidos, la mayoría realizadas en profundidades menores a los 200 m.

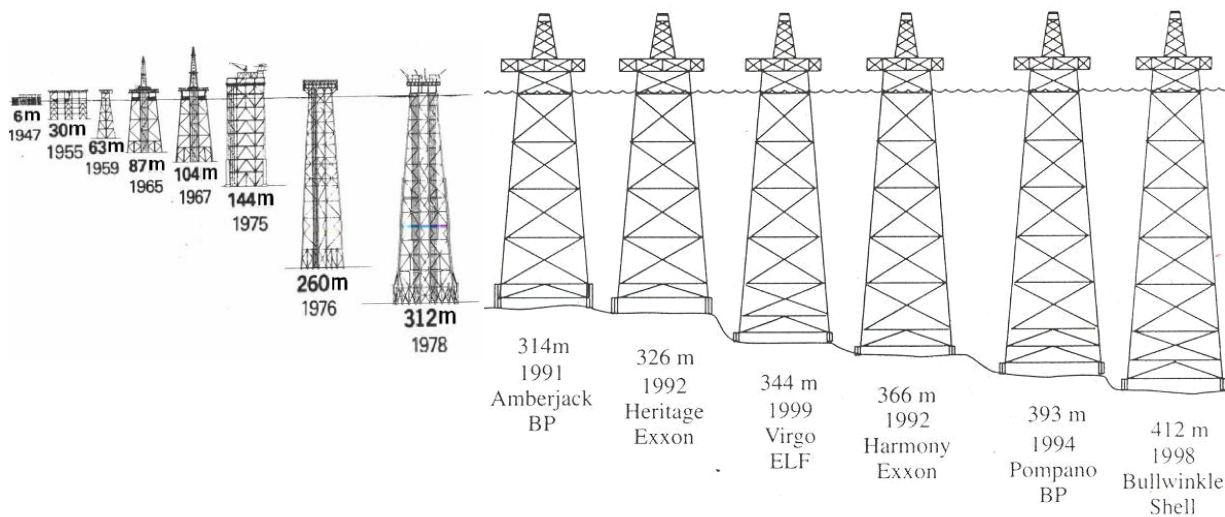


Fig. 1.7 Plataformas marinas tubulares en las décadas de los 40's a los 90's (Dunn, 1982 y Leffler, *et al.*, 2003)

La búsqueda de yacimientos en aguas cada vez más profundas usando el enfoque basado en plataformas tubulares tipo *jacket* con cimentación a base de pilotes, es una tendencia que se ha observado históricamente, como se ilustra en la Fig. 1.7; sin embargo, a grandes profundidades se han empleado, además de las plataformas de estructura fija otros tipos de plataformas como son: la torre desplantada en el fondo que se mantiene en posición vertical por medio de tensores múltiples anclados en el piso marino; la de columnas tensadas, que está constituida esencialmente por una balsa semisumergida con nivel de flotación constante, soportada mediante columnas tubulares a tensión cimentada en el fondo marino mediante pilotes; y la llamada instalación flotadora de producción, que es del tipo semisumergible (Christophersen, 1993) y otros sistemas para exploración y producción que han sido usados exitosamente con la finalidad de extraer petróleo costa afuera a profundidades cada vez mayores, y donde las plataformas tubulares tipo *jacket* no son factibles.

Además de las plataformas de subestructura metálica tubular ya mencionadas, se han desarrollado las de concreto asentadas sobre el fondo marino. Estas últimas más pesadas y su cimentación es mediante una gran superficie de contacto con el terreno para absorber los momentos y fuerzas horizontales de diseño. Ejemplos de este tipo de plataformas son las de CONDEEP de Norwegian Contractors para tirantes de agua de 70 a 300 m.

La Fig. 1.8 muestra el uso cronológico de algunos sistemas de explotación usados para extraer petróleo a diferentes profundidades del fondo marino.

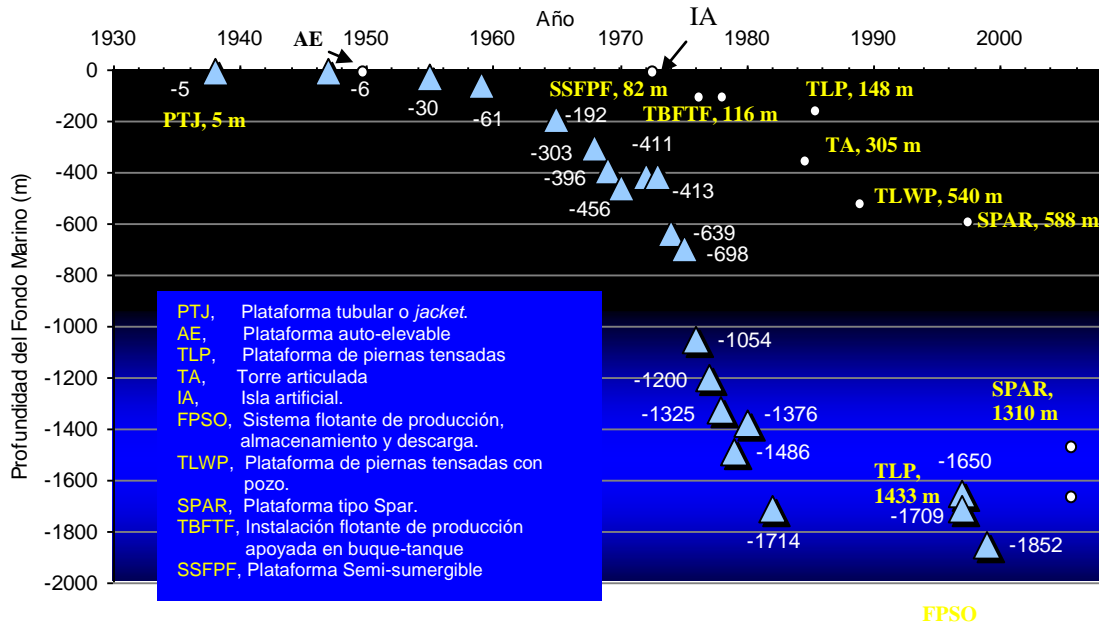


Fig. 1.8 Records mundiales de explotación de hidrocarburos en el mar (Δ) y primeros sistemas en su tipo (O) (según Leyte y Córdova, 2004)

En los últimos años la tecnología de desplante de plataformas tipo *jacket* en aguas cada vez más profundas ha progresado en forma importante, siendo comunes las plataformas con tirantes de agua de 150 a 300 metros como las de Murchison de 156 m y Magnus de 185 m, en el Mar del Norte; la de Hondo, en California de 260 m y la de Cognac, en el Golfo de México de 310 m en Estados Unidos. Sin embargo para el futuro, las experiencias alcanzadas en el diseño contemplan la instalación de plataformas a profundidades de hasta de 1,500 metros o más, usando diferentes sistemas de soporte y cimentación.

Como es obvio, las cimentaciones de estas estructuras han ido evolucionando a partir de pequeños pilotes de madera a enormes tubos de acero. Los métodos de construcción han cambiado y evolucionado a la par de las necesidades; para el hincado de pilotes de gran diámetro, se ha pasado de los martinets accionados a vapor, a maquinas complicadas y a métodos altamente especializados.

Sin embargo, a nivel técnico, este avance en aquellos países en vías de desarrollo ha sido importado de igual manera que el desarrollo teórico implícito, y en el mejor de los casos, haciendo extrapolaciones razonables. No se ha llegado a establecer un enfoque verdaderamente racional que permita estudiar más a fondo las condiciones de trabajo de las cimentaciones piloteadas y analizar el comportamiento de un pilote individual o de un grupo de ellos. La práctica de ingeniería, aún en la actualidad, se basa en reglas más o menos empíricas, omitiendo procesos constructivos que causan en el estado inicial del suelo cambios radicales. En México, la mayoría de los criterios con los que se analizan y diseñan las cimentaciones de las plataformas se sustentan en enfoques desarrollados en el extranjero y en la extrapolación de condiciones imperantes en sitios diferentes a los de la Sonda de Campeche.

Las investigaciones realizadas durante mucho tiempo sobre cimentaciones piloteadas giraron alrededor de determinar la carga última de un pilote individual. Para ello se desarrollaron en el pasado fórmulas de hincado basadas en la hipótesis entonces aparentemente confiable, de que la energía de hincado necesaria para instalar el pilote debía tener cierta relación con la capacidad de carga estática del pilote. Son muchos los inconvenientes de esta hipótesis y resulta probable que las fórmulas dinámicas de hincado de pilotes permitan cuando mucho aproximar la resistencia al hincado, pero no la capacidad de carga del pilote.

Los estudios recientes están orientados a investigar y comprender mejor el comportamiento de pilotes, a analizar la interacción entre pilotes y suelo, a establecer sus modos de falla, y a estimar el asentamiento resultante de la deformación del suelo bajo diversas condiciones de cargas.

1.4 Panorama general del experimento

La importancia de este estudio estriba en que se abordan las cimentaciones de vitales obras de infraestructura petrolera con un rol estratégico significativo y de costos muy elevados, para los que se buscan enfoques y diseños propios y con ello la reducción de la dependencia tecnológica externa.

Aunque el diseño de cimentaciones piloteadas recurre a métodos fundamentados de análisis, requiere calibrar sus resultados con los de pruebas de carga de pilotes. Sin embargo, cuando se realizan tales ensayos, dado el costo que representan, se emplean pilotes de mucho menor tamaño. Fenómenos complejos ocurren en la interacción suelo-pilote, máxime cuando se encuentran bajo cargas dinámicas.

La información y herramientas con que contamos en la actualidad en nuestro país para afrontar el problema de la interacción dinámica suelo-pilotes-plataforma en un ambiente marino, son muy reducidas.

La gran mayoría de los criterios con los que se analizan estos sistemas estructurales se sustentan en enfoques desarrollados en el extranjero y en la extrapolación de condiciones imperantes en sitios diferentes a los de la Sonda de Campeche. Lo anterior pone en evidencia las incertidumbres que se afrontan al diseñar este tipo de cimentación.

A continuación se describen brevemente los componentes del experimento efectuado para el proyecto de investigación, patrocinado por el Instituto Mexicano del Petróleo y realizado en las instalaciones del Instituto de Ingeniería de la UNAM: “Respuesta de la cimentación de una plataforma marina fija bajo el efecto de cargas cíclicas y dinámicas en la Sonda de Campeche”.

Reconstitución de un suelo arcilloso marino. Se reconstituyó una gran muestra de suelo marino traído de la Sonda de Campeche, sobre el cual se realizaron los ensayos con los modelos de pilotes. Para alojar a la gran muestra, se diseñó y construyó un odómetro denominado O-97-5 junto con dos extensiones, las cuales se fueron retirando de acuerdo con el nivel de suelo que se tenía durante los procesos de sedimentación y consolidación por peso propio, luego por presión neumática y finalmente por presión mecánica ejercida por un gato hidráulico. El seguimiento de tal reconstitución fue expuesto en diversos informes y publicaciones (Mendoza *et al.*, 1998; Mendoza *et al.*, 2000a; Mendoza *et al.*, 2000b), y motivó una tesis de maestría (Ibarra, 2002).

Sistemas auxiliares. Para la experimentación con modelos de pilotes instrumentados fue necesario contar con un sistema de aplicación de cargas, un sistema de adquisición automática de datos y un mecanismo para el hincado del modelo; dichos sistemas fueron diseñados y construidos en el IIUNAM.

Modelo de pilote instrumentado. La experimentación se realizó con un modelo de pilote de fricción instrumentado de 0.90 m de longitud y 2.64 cm de diámetro exterior, el cual cuenta con 21 sensores capaces de medir carga axial, presión total, presión de poro y flexión. El diseño, construcción y calibración del modelo fue presentado en diversos informes y publicaciones (Mendoza *et al.*, 2000a; Mendoza *et al.*, 2000b; Mendoza *et al.*, 2001) y fue motivo de otra tesis de maestría (Luna, 2002).

Ensayes preliminares. Con el fin de verificar la instrumentación del modelo y el funcionamiento de los sistemas auxiliares, se realizaron ensayos preliminares con el modelo de pilote instrumentado, hincándolo en un suelo artificial con características similares a las del suelo que se encuentra en el O-97-5, estos ensayos se efectuaron bajo carga estática monotónicamente creciente y desplazamiento controlado. Los resultados de estos ensayos están debidamente presentados en congresos nacionales (Mendoza *et al.*, 2000a; Mendoza *et al.*, 2000b; Mendoza *et al.*, 2001) y en una tesis de maestría (Luna, 2002).

Ensayes definitivos. Después de la verificación de los sistemas, se ejecutó una campaña de ensayos con modelos de pilote no instrumentados, cuyo objetivo era estudiar el fenómeno de envejecimiento del sistema suelo-pilote; dicho estudio fue tema de otra tesis de maestría (Cruz, 2003). Finalmente se realizó una campaña de 27 ensayos con el modelo de pilote instrumentado hincándolo en el suelo del odómetro O-97-5, abarcando la ejecución de ensayos axiales estáticos y dinámicos, además de ensayos con cargas laterales. En el presente trabajo sólo se abordarán los ensayos a modelos de pilotes hincados y ensayados bajo carga monotónicamente creciente estática axial, haciendo variar la velocidad de aplicación de la carga y la relación de preconsolidación del suelo reconstituido.

En la Fig. 1.9 se muestran de manera general los cinco componentes (odómetro O-97-5, modelo de pilote, sistema de aplicación de cargas, sistema de adquisición de datos y el suelo marino reconstituido).

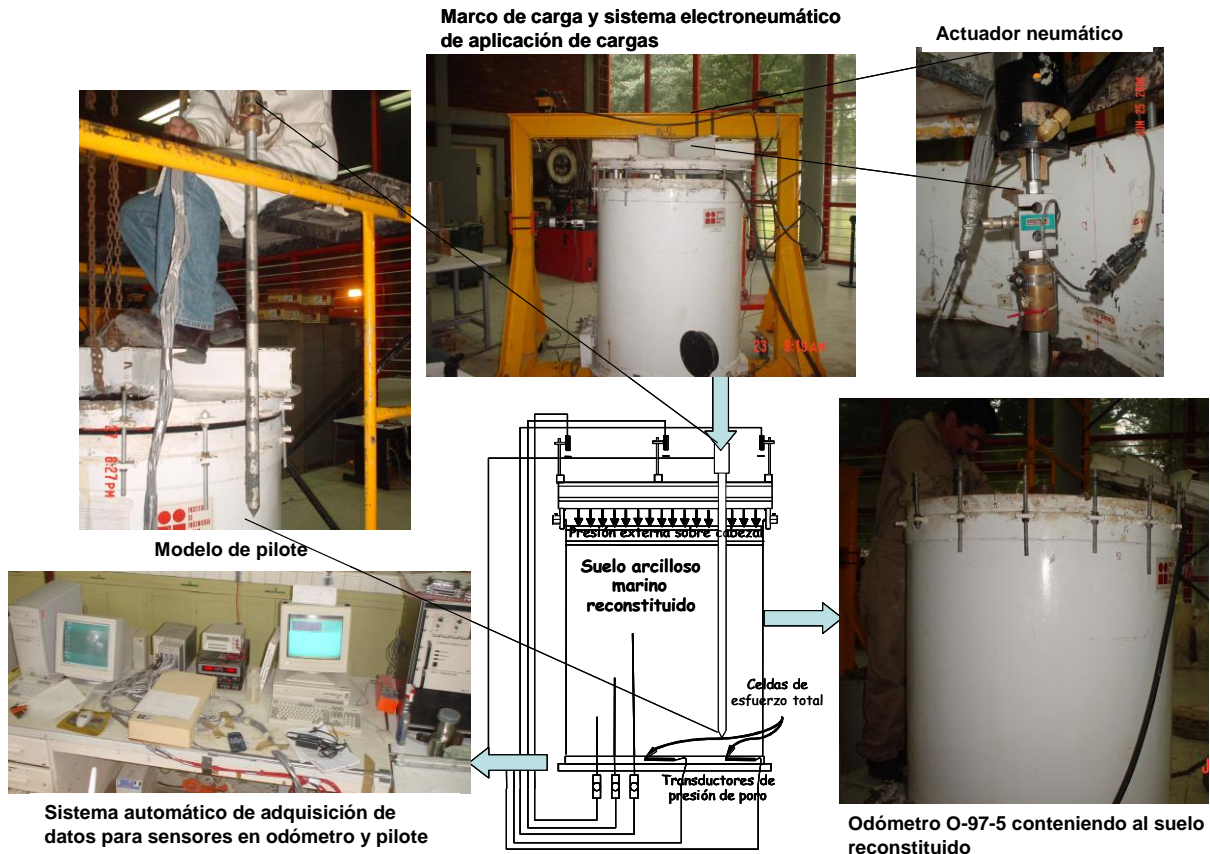


Fig. 1.9 Esquema general del experimento con el modelo de pilote en el suelo marino reconstituido

Los modelos de pilotes utilizados en esta investigación son herramientas calibradas y equipadas con instrumentación, capaces de monitorear la interacción pilote-suelo a través del tiempo (historia del pilote). Este monitoreo incluye desde la instalación del modelo en el suelo reconstituido, la disipación de la presión del poro combinada con la consolidación y el equilibrio de las presiones en el mismo, y en una última instancia, el comportamiento del pilote bajo carga hasta alcanzar la falla.

La instalación de los modelos de pilote y la interacción pilote-suelo, simula en condiciones controladas en el laboratorio aquellas que se presentan en pilotes a escala real instalados en campo. Por lo tanto, la información obtenida puede ser utilizada directamente (e.g., fricción en el fuste) o extrapolada (e.g., tiempo de disipación de la presión del poro) para entender la respuesta del suelo durante la instalación de pilotes a escala real.

El modelo de pilote cuenta con: cuatro celdas de carga denominadas CC 1, CC 2, CC 3 y CC 4; cuatro sensores de presión total PT 1, PT 2, PT 3 y PT 4; cuatro transductores de presión de poro PP 1, PP 2, PP 3 y PP 4; y nueve celdas de flexión, tres sensores en tres niveles, definidos como CF 1-1, CF 1-2, CF 1-3, CF 2-1, CF 2-2, CF 2-3, CF 3-1, CF 3-2 y CF 3-3. Las posiciones entre sí de los sensores se muestran en la Fig. 1.10.

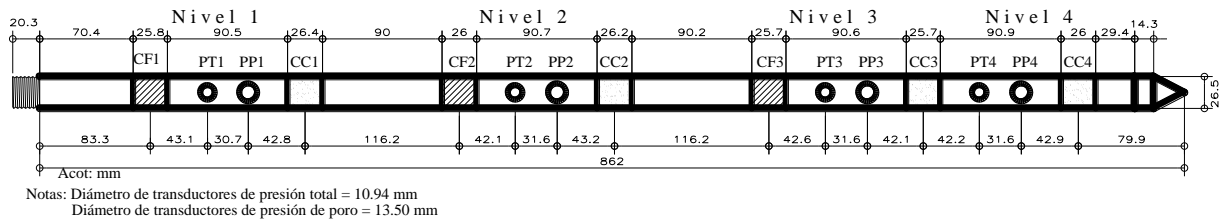


Fig. 1.10 Distribución de los sensores y dimensiones (Luna, 2002)

Por su parte, la medición de la presión de poro es un aspecto importante en los modelos de pilote, especialmente al pretender manejar resultados en términos de esfuerzos efectivos como base para el modelado del pilote y su interacción con el suelo. Los modelos de pilote utilizan piedras porosas para separar el agua del suelo y hacer el contacto de ésta con el transductor de presión del poro, y así monitorear esta variable.

Los sensores de presión total permiten medir los esfuerzos radiales totales a los que es sometido el fuste del modelo de pilote durante su vida (desde el hincado y hasta la etapa de falla), con lo que se tendrán parámetros de resistencia en el fuste en términos de esfuerzos efectivos.

Por otra parte, los sensores de carga axial permiten definir la transferencia de ésta a lo largo del modelo ante diversas condiciones de carga. Con ellas se puede inferir la resistencia al esfuerzo cortante en tres tramos, obteniendo la diferencia de cargas en las celdas y dividiendo este valor entre el área de falla considerada en el sistema suelo-pilote.

Adicionalmente se incluyeron celdas de flexión, a tres profundidades, con el objetivo de determinar la flexión que se presenta en el pilote en ensayos bajo cargas axiales y laterales, estáticas y cíclicas.

1.5 Objetivos generales de la tesis

El objetivo principal de la tesis es estudiar el comportamiento de modelos instrumentados de pilotes ante carga axial estática en suelos arcillosos marinos, teniendo los alcances siguientes:

1. Definir la capacidad de carga estática axial mediante diversas teorías comparándola con la medida durante los ensayos.
2. Estudiar el incremento de la resistencia al esfuerzo cortante como consecuencia de la consolidación radial después del hincado del pilote.
3. Estudiar el comportamiento del modelo de pilote ante carga axial estática en términos de esfuerzos efectivos.
4. Comparar los mecanismos de transferencia de carga experimentales contra modelos analíticos y numéricos para establecer las virtudes y deficiencias de las diferentes teorías y herramientas de análisis.
5. Investigar el efecto de la velocidad de aplicación de la carga axial y la relación de preconsolidación (OCR) en la capacidad de carga de pilotes hincados en arcilla.

Cabe mencionar que aunque el modelo de pilote instrumentado, no cumple cabalmente con las leyes de similitud, estos ensayos permitirán contar con datos experimentales suficientes para calibrar modelos matemáticos que representen ciertos fenómenos de los pilotes desplazantes durante su instalación en suelos arcillosos marinos y actividades subsecuentes hasta el proceso de carga axial al momento de la falla.

1.6 Organización de la tesis

En el capítulo 2 se exponen las diversas teorías que existen en la actualidad para evaluar la capacidad de carga axial de pilotes de fricción instalados en suelos arcillosos marinos, resaltando los efectos de la instalación de pilotes desplazantes en el estado esfuerzo-deformación inicial del suelo. Además se exponen los efectos de la velocidad de aplicación de carga axial en la respuesta del sistema suelo-pilote.

En el capítulo 3 se hace una descripción del experimento, detallando componentes y equipos utilizados para efectuar los ensayos al modelo de pilote de fricción instrumentado, además del procedimiento ejecutado. Posteriormente se realiza la descripción de los ensayos bajo carga axial estática monótonicamente creciente, con diversas velocidades de aplicación y bajo dos relaciones diferentes de preconsolidación.

Dentro de este capítulo se presentan los resultados obtenidos de los ensayos estáticos ejecutados. Estos resultados incluyen:

- a) Historia de los registros de celdas de carga, presión de poro y total; desde el momento del hincado, hasta el término del ensaye.
- b) Curvas de distribución de carga axial, distribución de la fricción lateral a lo largo del pilote (Fricción lateral vs penetración) y curvas de transferencia de carga (T-z).

En el capítulo 4 se analizan los resultados experimentales y se simula por medio de los modelos matemáticos (Randolph y Wroth, 1981; Roy, 1981; D'Appolonia y Lambe, 1971 y Vesic, 1972) el incremento de la presión de poro en la masa de suelo debido al hincado del modelo de pilote, además del tiempo necesario para su disipación y se compara con los datos obtenidos durante el proceso de hincado del modelo de pilote y los adquiridos posteriormente.

Mediante esos modelos matemáticos se obtiene la ganancia de la resistencia al esfuerzo cortante debido a la disipación del exceso de la presión de poro, a partir de los datos medidos en el laboratorio y se extrapola a pilotes reales.

Considerando las propiedades mecánicas del suelo arcilloso reconstituido obtenidas a partir de ensayos en el laboratorio se analiza y se compara la capacidad de carga del modelo de pilote predicha bajo las diversas teorías existentes en el estado del arte, tanto en términos de esfuerzos totales como en términos de esfuerzos efectivos, contra la medida en los ensayos efectuados.

Utilizando una resolución axisimétrica en dos dimensiones por medio del método de los elementos finitos MEF, se obtiene el comportamiento del modelo de pilote ante carga axial estática (curvas T-z, fricción lateral vs penetración) y se compara con el observado en el laboratorio.

Por último, en el capítulo 5 se exponen las conclusiones del trabajo y recomendaciones para futuras líneas de investigación.

CAPÍTULO 2

MARCO TEÓRICO

2.1 Tipos de análisis

El conocimiento concerniente a la fricción lateral de pilotes hincados en arcilla es algo limitado especialmente al variar ésta con el tiempo, al proceso de instalación del pilote y al tipo de cargas a las cuales será sometido.

Por otra parte, es importante señalar que en el diseño de la cimentación de las plataformas marinas, la interpretación y aplicación de los parámetros del subsuelo está influenciada por las dificultades que existen en la obtención de muestras inalteradas y en los ensayos del subsuelo desde el barco de exploración. De tal forma que las instituciones de investigación y las empresas de los países desarrollados dedicadas al diseño y construcción de estructuras marinas dedican esfuerzos a la investigación para el mejoramiento de los ensayos *in situ* y del muestreo, así como de los métodos de análisis y de diseño.

Se han realizado muchos esfuerzos para tratar de predecir la capacidad de pilotes hincados, algunos de ellos exitosos. A continuación se presenta una recopilación de los métodos que existen para definir el comportamiento de los pilotes bajo carga axial estática hincados en suelos arcillosos marinos. A grandes rasgos, el análisis y los procesos de diseño de los pilotes pueden ser divididos en tres tipos; dependiendo del grado de complejidad y rigurosidad de las soluciones, Poulos y Hull (1989b) los clasificaron como se muestra en la Tabla 2.1

Tabla 2.1 Tipos de análisis y procesos de diseño (Poulos & Hull, 1989b)

Tipo	Subdivisión	Características	Método para la determinación de parámetros
1	---	Empíricos –Sin bases en los principios de la Mecánica de Suelos	Pruebas simples <i>in situ</i> o en laboratorio, y posteriormente usando correlaciones
2	2A	Basados en simplificaciones teóricas o nomogramas –Usando principios de la Mecánica de Suelos, muy fáciles y usualmente se calculan a mano. Teoría utilizada: Elástica lineal (deformación) o plástica rígida (estabilidad)	Rutinariamente se utilizan pruebas <i>in-situ</i> , las cuales requieren algunas correlaciones
	2B	Al igual que 2A pero la teoría empleada es no lineal (deformaciones) o elasto-plástica (estabilidad)	
3	3A	Basados en análisis específicos del sitio, usando principios de la Mecánica de Suelos. Teoría utilizada: Elástica lineal (deformaciones) o rígida plástica (estabilidad)	Pruebas sumamente cuidadosas efectuadas en laboratorio y/o <i>in situ</i> , las cuales siguen trayectorias apropiadas de esfuerzos
	3B	Al igual que 3A pero la teoría es no lineal (deformaciones plásticas). Están permitidas simplificaciones relativas	
	3C	Al igual que 3A pero la teoría utilizada es no lineal (deformaciones) y es admitida para obtener modelos constitutivos del comportamiento del suelo	

La categoría ó tipo 1 es probablemente la más utilizada para un sinnúmero de diseños de pilotes en todo el mundo. La categoría 2 ha sido propuesta bajo bases teóricas y es usada cada vez más para cálculos de deflexión de pilotes. Estos procesos involucran el uso de métodos simples de cálculo o nomogramas de diseño, y generalmente no demanda el uso de computadoras. La categoría 3 involucra el uso de análisis específicos del sitio y procedimientos basados en avances analíticos o técnicas

numéricas tal como el método de los elementos finitos o el método de elementos frontera; tales procesos requieren el uso de una computadora y con frecuencia se usan para plantear soluciones sencillas o desarrollar nomogramas de diseño que pueden emplearse en la categoría 2. Algunos ejemplos de los diversos tipos de análisis de pilotes cargados axialmente e instalados en suelos cohesivos se muestran en la Tabla 2.2, que fue realizada por Poulos (1989a).

Tabla 2.2 Ejemplos de métodos para evaluar la respuesta axial de pilotes (Poulos, 1989a)

Categoría	Capacidad de carga axial	Asentamientos
1	Correlaciones con CPT (e.g. Schmertmann, 1978; Ruiter y Beringen, 1979). Correlaciones con SPT (Shioi y Fukui, 1982; Meyerhof, 1976; Begemann, 1974) Método de esfuerzos efectivos y resistencias al corte (λ) (Vijayvergiya y Focht, 1972; Kraft <i>et al.</i> , 1981)	Correlaciones aproximadas con el diámetro del pilote (Meyerhof, 1959; Frank, 1985) Deflexiones como columna multiplicada por un factor (Focht, 1967)
2A	Método en términos de esfuerzos totales (α) (Tomlinson, 1957, 1970; McClelland 1974) Método en términos de esfuerzos efectivos (β) (Burland, 1973; Meyerhof, 1976; Stas & Kulhawy, 1984)	Soluciones elásticas (Randolph & Wroth 1978; Poulos & Davis 1980)
2B	Método en términos de esfuerzos efectivos (Fleming <i>et al.</i> , 1985)	Soluciones elásticas modificadas para deslizamientos (Poulos & Davis 1980)
3A	Soluciones plásticas para capacidad por punta (Giroud <i>et al.</i> , 1973; Meyerhof, 1963)	Análisis de elemento finito elástico (e.g. Valliappan <i>et al.</i> , 1974)
3B	Análisis de transferencia de carga no lineal (e.g. Coyle & Reese, 1966; Kraft <i>et al.</i> , 1981) Análisis no lineal de elementos frontera (e.g. Poulos & Davis, 1980) Análisis no lineal de elementos finitos (e.g. Desai 1974; Jardine <i>et al.</i> , 1986)	
3C	Análisis mediante elementos finitos, incluyendo simulaciones de la instalación del pilote (e.g. Randolph <i>et al.</i> , 1979; Withiem & Kulhawy, 1979; Nystrom, 1984)	

Como se observa, existen varias soluciones cada una con ventajas y desventajas; pero en general, ninguna de ellas aborda al problema en toda su complejidad, a excepción de aquellas mostradas en la categoría 3C. En efecto, la mayoría de las soluciones parten del hecho de que el pilote ha sido colocado en el suelo, sin considerar que el proceso constructivo genera alteraciones en el estado de esfuerzos y en el campo de deformaciones iniciales del suelo.

A continuación se presenta de manera general, las soluciones que permiten evaluar la capacidad de carga de pilotes trabajando principalmente a fricción en suelos arcillosos.

2.2 Métodos en términos de esfuerzos totales (método α)

Los factores principales que definen el comportamiento de un pilote son los siguientes:

- Dimensiones del pilote
- Estratificación y propiedades mecánicas e hidráulicas de los suelos
- Métodos de instalación
- Dirección de la carga : Axial o lateral
- Tipos de cargas: Estáticas o dinámicas
- Condiciones de carga: Intensidad, frecuencia, velocidad de aplicación, etc.

Atendiendo por lo tanto a estas variables, en la actualidad comúnmente se considera que la capacidad última de carga axial estática de un pilote individual Q_u es la suma de su capacidad de punta Q_b y su capacidad de fricción Q_{fu} , menos el peso propio del pilote W_p ; matemáticamente queda expresada por:

$$Q_u = Q_b + Q_{fu} - W_p \quad (2.1)$$

La capacidad última de punta puede ser evaluada como:

$$Q_b = A_p q_p = A_p (\bar{c}_u N_c + p_v N_q) \quad (2.2)$$

Donde:

- A_p Área de punta del pilote
- \bar{c}_u Resistencia cortante media no drenada del suelo
- q_p Resistencia unitaria de punta
- p_v Esfuerzo vertical total al nivel de la punta del pilote
- N_q, N_c Factores de capacidad de carga

Usualmente, la capacidad última de fricción puede valorarse de manera general como:

$$Q_{fu} = C \sum_{i=1}^{i=n} f_i h_i \quad (2.3)$$

Donde:

- C Perímetro del pilote
- f_i Fricción media entre el estrato i del suelo y el fuste
- h_i Espesor del estrato i de suelo
- n Número de estratos donde queda embebido el pilote de longitud l

Soluciones basadas en CPT

La prueba o ensaye de cono eléctrico (CPT) permite definir las resistencias de punta y fricción que opone el suelo a ser penetrado y a su vez, la interpretación de esta información, basada en correlaciones empíricas y semi-empíricas, conlleva a la identificación indirecta del tipo de suelo y a la estimación de sus propiedades mecánicas (Briaud y Meyer, 1983).

Cuando sólo se conoce la resistencia de punta del cono eléctrico q_c , se pueden emplear correlaciones empíricas para determinar la resistencia cortante del suelo; entonces, la capacidad última de pilotes trabajando principalmente a fricción puede ser evaluada como:

$$Q_{uf} = C \sum_{i=1}^{i=n} \frac{q_{ci}}{N_k} h_i \quad (2.4)$$

Donde:

- Q_{uf} Resistencia última del pilote a fricción, en kN
- C Perímetro del pilote, en m

- q_{ci} Resistencia de punta del cono estático del estrato i del suelo, en kPa
- N_k Coeficiente de correlación
- h_i Espesor del estrato i de suelo, en m
- n Número de estratos donde queda embebido el pilote de longitud l

Los valores de N_k se pueden estimar de la Tabla 2.3. En caso de que la variación de q_c con la profundidad se pueda considerar lineal, la expresión (2.4) se puede simplificar a:

$$Q_{uf} = \frac{\bar{q}_c}{N_k} A_s \quad (2.5)$$

Donde:

- \bar{q}_c Valor medio de q_c
- A_s Área lateral del pilote

Tabla 2.3 Valores típicos del coeficiente N_k (varios autores)

Tipo de suelo	N_k	Forma del penetrometro	Autor
Todo tipo de suelo	5-70	----	Amar <i>et al</i> (1975)
Arcillas marinas de blandas a duras	13-24	Cilíndrica	Lunne <i>et al</i> (1978)
Arcillas preconsolidadas	17	Cilíndrica	Lunne <i>et al</i> (1978)
Arcilla normalmente consolidada ($q_c < 20$)	15-18	Punta de 60° y área transversal de 10 cm ²	Mac Carthy (1977)
Arcilla suave con falla local	10-14	Punta de 60° y área transversal de 10 cm ²	Mac Carthy (1977)
Arcillas preconsolidadas ($q_c > 25$)	22-26	Punta de 60° y área transversal de 10 cm ²	Mac Carthy (1977)
Arcillas abajo del nivel freático	14	Punta de 60° y área transversal de 10 cm ²	Begemann (1963)
Arcillas blandas	20	Cilíndrica	Montañez <i>et al</i> (1980)

La fricción media en el fuste del pilote se define según Ruitter y Beringen (1979) como:

$$f = \alpha \frac{q_c}{N_k} \quad (2.6)$$

Donde:

- q_c Resistencia de punta en la prueba de cono estático
- N_k Coeficiente de correlación, aproximadamente igual a 20
- $\alpha = 1$ para arcillas normalmente consolidadas y 0.5 para arcillas preconsolidadas.

Un método que emplea directamente los datos del cono eléctrico para determinar la capacidad de carga de pilotes es el propuesto por Nottingham (1975) y Schmertmann (1978). Estos autores evalúan la resistencia de punta del pilote mediante las resistencias del suelo entre 0.7 y 3.75 B (donde B es la anchura o diámetro del pilote en m), por debajo de la punta del pilote; además, la resistencia de fricción del pilote se obtiene con la adherencia calculada del tramo definido entre la punta y 8 B por arriba de ella.

La resistencia por punta es calculada como:

$$Q_b = A_p \bar{q}_c \quad (2.7)$$

Donde:

A_p Área del pilote en la punta, en m^2

$\overline{q_c}$ Resistencia media de punta del cono, en kPa

$$\overline{q_c} = \frac{q_{c1} + q_{c2}}{2} \quad (2.8)$$

Donde:

q_{c1} Valor mínimo de la resistencia media entre el valor 0.7 y 3.75 B por debajo de la punta, que se obtiene dando mayor peso a los valores mínimos de ese tramo.

q_{c2} Resistencia media que se tiene entre la punta y 8 B arriba de ella.

Por otra parte, la resistencia de fricción Q_{uf} se calcula con la expresión:

$$Q_{uf} = k_s f_s A \quad (2.9)$$

Donde:

Q_{uf} Resistencia última del pilote a fricción

k_s Coeficiente de correlación, que depende del material del pilote. En arcillas puede variar de 0.2 a 1.25. En la Fig. 2.1 se muestra la variación de los valores del coeficiente de corrección (k_s) respecto a la fricción medida (f_s) con el cono estático, para dos tipos de pilotes instalados en arcilla.

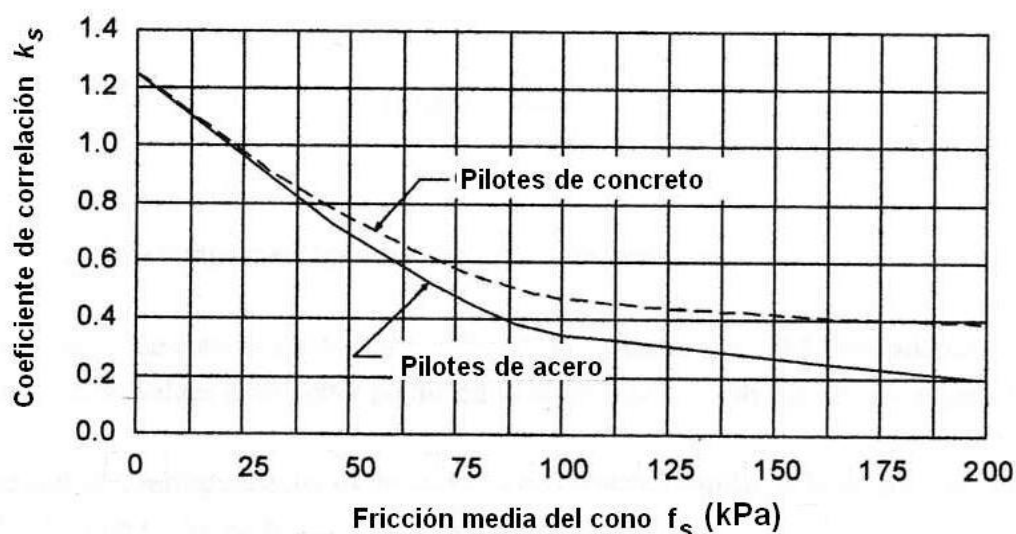


Fig. 2.1 Factor de correlación para pilotes hincados en arcillas (Schmertmann, 1978)

Además recomiendan restringir el valor de la fricción f_s a 120 kPa (1.20 kg/cm^2) en arcillas y a 100 kPa (1.00 kg/cm^2) para arenas limosas, sobre todo si los pilotes no quedan bien confinados lateralmente.

Algunos inconvenientes de utilizar los datos de la prueba de cono estático son:

Las correlaciones varían considerablemente desde $5 < N_K < 70$, además son válidas únicamente para el sitio en donde fueron determinadas, poniendo de manifiesto sus aplicaciones de manera reservada.

Por otra parte, el conservar valores extremos de los datos adquiridos en campo podría resultar en un promedio no representativo de la resistencia del pilote en ese sitio. Entonces, antes de promediar, es común la práctica de un filtrado manual de los datos, o más subjetivo el remover aquéllos del conjunto que presentan valores altos. Aunque esta técnica tiene el inconveniente de influir de manera definitiva en el cálculo de capacidad de carga del pilote.

Estos métodos emplean valores de esfuerzos totales, en lugar de los esfuerzos efectivos que gobiernan el comportamiento de los pilotes.

El criterio API y otras soluciones teóricas

El American Petroleum Institute (API) en su código *Recommended Practice 2A-WSD* (RP 2A-WSD, 2000) de diseño estipula que para pilotes tubulares instalados en suelos cohesivos, la fricción en el fuste a lo largo del pilote puede evaluarse mediante:

$$f = \alpha c_u \quad (2.10)$$

c_u Resistencia al corte no drenada del suelo

α Factor de adherencia (adimensional)

Recomendando un valor α cercano a la unidad para las arcillas del Golfo de México; sin embargo, el mismo código propone que el coeficiente α en cualquier profundidad sea evaluado como:

$$\alpha = 0.5\psi^{-0.5} \text{ para } \psi \leq 1.0 \quad (2.10a)$$

$$\alpha = 0.5\psi^{-0.25} \text{ para } \psi > 1.0 \quad (2.10b)$$

Donde el cociente ψ , es función de la resistencia no drenada al corte y del esfuerzo vertical inicial efectivo σ_{vo} :

$$\psi = \frac{c_u}{\sigma_{vo}} \quad (2.10c)$$

Para arcillas normalmente consolidadas donde ψ es constante y generalmente menor que 0.40, el rango de α varía entre 0.80 y 1.0. Aunque los valores más cercanos a la unidad corresponden a los suelos con mayor índice plástico y con menor cociente de resistencia (Randolph y Murphy, 1979).

Para pilotes instalados en arcilla, un método tradicionalmente utilizado, por muchos años prácticamente el único, ha sido el de definir un factor de adherencia, α , como la relación entre la adherencia y la resistencia al corte no drenada, c_u , es decir:

$$\alpha = \frac{c_a}{c_u} \quad (2.11)$$

Los resultados de estas investigaciones se han presentado como conjuntos de puntos empíricos, notoriamente dispersos, de valores de α en función de la resistencia al corte no drenada del suelo. Los autores de estos trabajos han propuesto interpretaciones de esta información para el diseño como intervalos de valores de α , curvas promedio para tipos de pilotes o curvas promedio generales (Fig. 2.2). A partir de este factor o coeficiente de adherencia, α , se calcula la resistencia por fricción lateral.

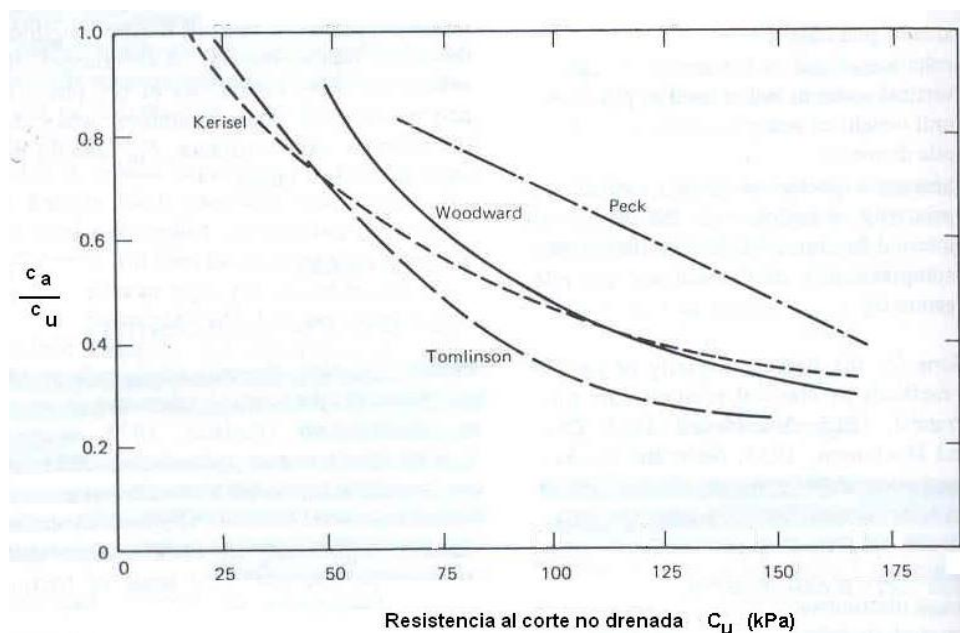


Fig. 2.2 Factor de adherencia para pilote hincados en arcillas (McClelland, 1974)

Es un hecho comprobado, con las mediciones realizados en un caso histórico de la ciudad de México (Mendoza, 2004c), que la resistencia adherencia-fricción en el fuste de los pilotes resulta una fracción de la resistencia no drenada inalterada; pudo verificarse que el cociente α adquiere un valor de 0.74. Sin embargo este valor se refiere al suelo arcilloso de la ciudad de México y no para arcillas marinas, aunque ambas sean de consistencia blanda.

Tomlinson (1970) encontró que el cociente c_a/c_u puede ser marcadamente influenciado por la estratificación de los suelos, y sugiere los factores que se muestran en la Tabla 2.4.

Tabla 2.4 Valores de adherencia para pilotes hincados en suelos estratificados

Caso	Condiciones de estratificación del suelo	Relación de penetración	α
I	Arena o suelos arenosos sobre suelos cohesivos firmes	<20	1.25
		<20	Fig. 2.3
II	Arcillas suaves o limos sobre suelos cohesivos firmes	<20 pero no mayor de 8	0.40
		>20	0.70
III	Suelos cohesivos firmes sin estratos	<20	0.40
		>20	Fig. 2.4

Estos factores no deberán ser aplicables a secciones H. La relación de penetración se refiere al cociente entre la profundidad de penetración en la arcilla rígida entre el diámetro de pilote.

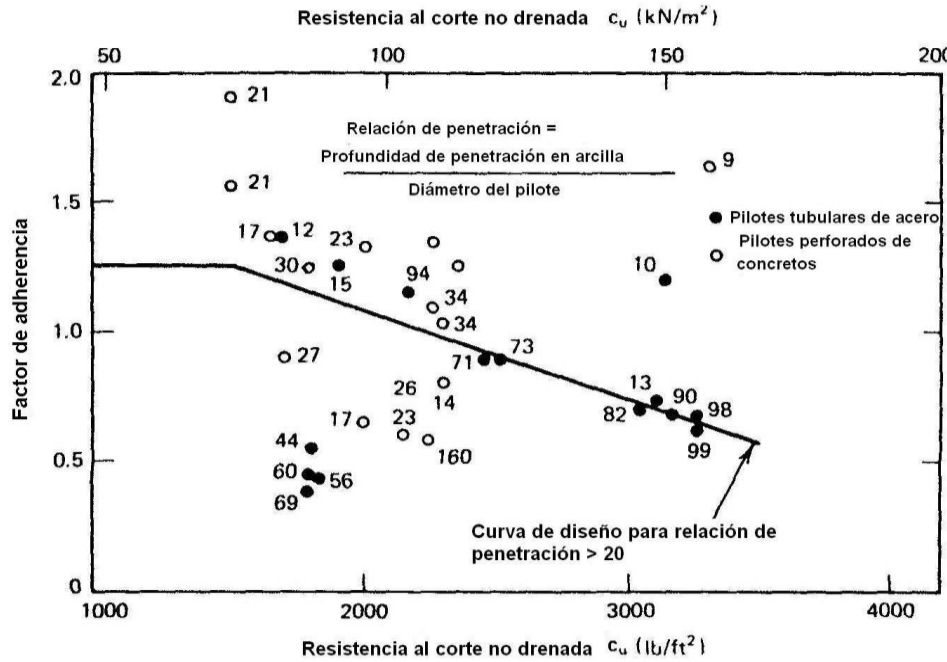


Fig. 2.3 Factor de adherencia para pilotes hincados caso I (Tomlinson, 1970)

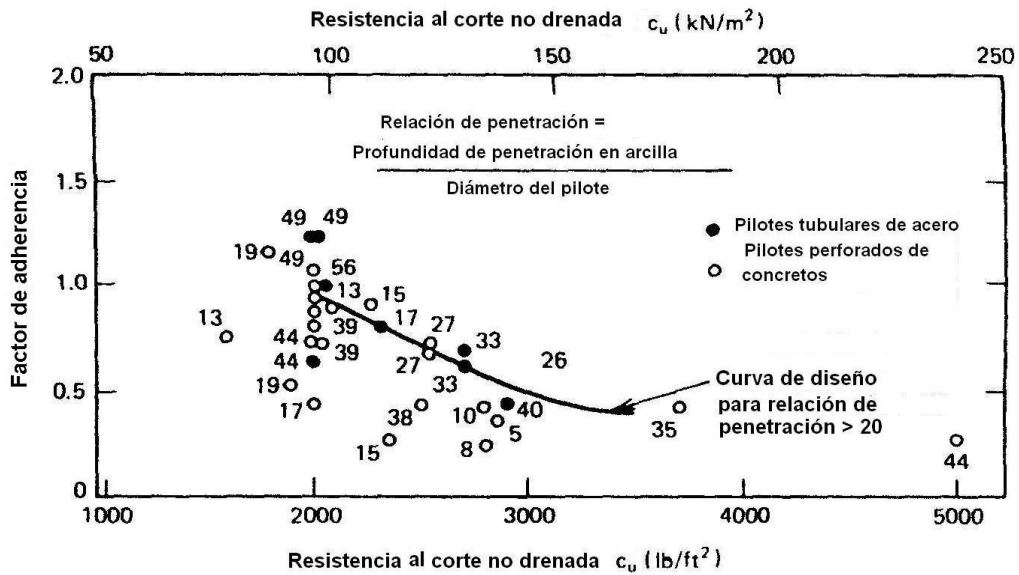


Fig. 2.4 Factor de adherencia para pilotes hincado caso III (Tomlinson, 1970)

Cabe destacar que las gráficas anteriores (Figs. 2.3 y 2.4) fueron determinadas a partir de datos costa adentro y que actualmente no se tiene algo parecido para el diseño de pilotes hincados en suelos marinos.

Investigaciones orientadas a seguir, teóricamente, la historia completa de esfuerzos de elementos del suelo, en la vecindad de pilotes hincados, han demostrado que el valor apropiado de la fricción depende no sólo de la resistencia cortante del suelo, sino también de la historia pasada de esfuerzos y de la relación de preconsolidación (Randolph *et al.*, 1979; Randolph y Wroth, 1981; Kraft *et al.* 1981, Kraft, 1982). Ésta resulta mejor reflejada por la relación de resistencia y del esfuerzo vertical inicial efectivo del suelo (Randolph, 1983).

2.3 Método en términos de esfuerzos efectivos (método β)

La resistencia unitaria tangencial sobre la superficie lateral de los pilotes en arcilla es de carácter friccionante, dado que la capacidad para transferir carga depende de la presión efectiva horizontal actuante contra el fuste del pilote, la que a su vez depende del esfuerzo vertical efectivo, σ_{vo} .

Cuando un pilote se hinca en arcilla, el desplazamiento asociado produce grandes distorsiones en el suelo que lo rodea y la consiguiente alteración y pérdida de resistencia al corte de la arcilla. Esto va acompañado de incrementos en la presión de poro, la que luego se disipa con el transcurrir del tiempo; con el fenómeno de consolidación que, en definitiva, ocasiona una disminución del contenido de agua y un aumento de la resistencia cortante del suelo cercano al fuste del pilote.

En el método β propuesto por Burland (1973), la fricción media del fuste del pilote f puede determinarse en función de los parámetros para esfuerzos efectivos del material cohesivo en estado remoldeado. Así entonces para una profundidad dada

$$f = \beta \sigma_{vo} \quad (2.12)$$

Donde β es evaluado como: $K \tan \delta$

K Coeficiente de presión lateral de tierras

δ Ángulo drenado de fricción entre arcilla y pilote

En su definición, β está relacionado con los parámetros fundamentales para esfuerzos efectivos K y δ . En el caso de pilotes en arcillas normalmente consolidadas se supone que la falla tiene lugar en la delgada zona del suelo remoldeado vecina al fuste del pilote, en forma tal que $\delta = \phi_d$, en donde ϕ_d es el ángulo drenado de fricción del suelo remoldeado. Para un pilote hincado podría esperarse que K , sea mayor que K_0 , coeficiente de presión lateral de tierra en reposo, de tal manera que al tomar $K = K_0$ se adopte un límite inferior. Para arcillas normalmente consolidadas se conoce que $K_0 = 1 - \text{sen} \phi_d$. Si se remplazan estos valores en la expresión para β se obtiene:

$$\beta = (1 - \text{sen} \phi_d) \tan \phi_d \quad (2.13)$$

Al remplazar en esta expresión valores de ϕ_d en el intervalo de 20° a 30°, β varía entre 0.24 y 0.29. Esto implica que en arcillas blandas normalmente consolidadas β no es muy sensible al ángulo de fricción interna.

La determinación de valores promedios de β a partir de ensayos de carga requiere que éstos se hagan después de un tiempo adecuado posterior a la instalación, para garantizar la recuperación de la resistencia, y en forma suficientemente lenta.

Valores promedio de β a partir de expresiones propuestas por Burland(1973), Kerisel (1976) y Zeevaert (1973) caen dentro de un intervalo de 0.25 y 0.35, Fig. 2.5.

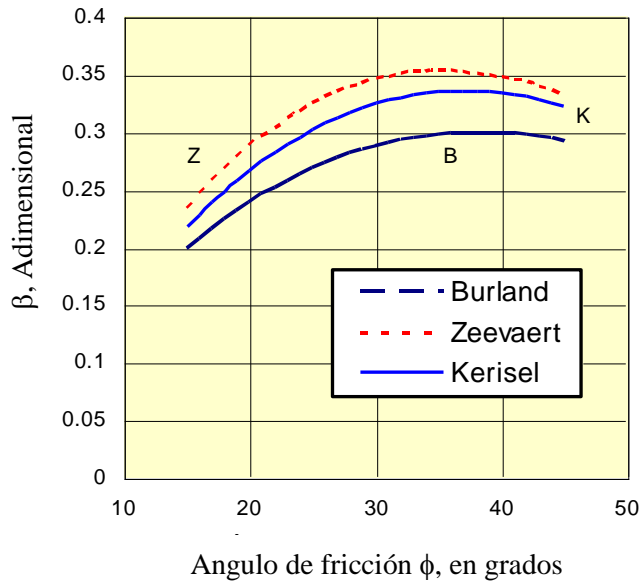


Fig. 2.5 Término β , según tres soluciones diferentes (Mendoza, 2004c)

Burland (1973) recomienda un valor de 0.30 para arcillas normalmente consolidadas. Mientras que las mediciones realizadas por Bjerrum *et al.* en 1969 en un limo arcilloso blando apuntan que el coeficiente β se encuentra entre un rango de 0.20 a 0.30. Este rango es considerado como un límite inferior del coeficiente β . La tabla 2.5, muestra un rango relativo de los valores de β .

Tabla 2.5 Rangos del coeficiente β (Fellenius, 1991)

Tipo de suelo	Ángulo de fricción interna	β
Arcilla	25-30	0.23
		0.40
Limo	28-34	0.27
		0.50

En el caso de arcillas preconsolidadas ($OCR > 1$), según Meyerhof (1976), se puede usar la siguiente expresión para calcular K_0 :

$$K_0 = (1 - \sin \phi_d) \sqrt{OCR} \tag{2.14}$$

Donde OCR es la relación de preconsolidación.

2.4 Método de esfuerzos efectivos y resistencia al corte (método λ)

Este método, propuesto por Vijayvergiya y Focht (1972), postula que el desplazamiento del suelo durante el hincado del pilote genera una presión pasiva en el suelo que lo rodea; y que esta presión pasiva condiciona la evolución de la fricción resistente sobre el fuste del pilote. Los citados autores encontraron que es posible relacionar la fricción unitaria en el fuste del pilote f con la presión pasiva de Rankine, por medio de un coeficiente empírico λ , si la información relativa al pilote se interpreta en la forma descrita en la Fig. 2.6.

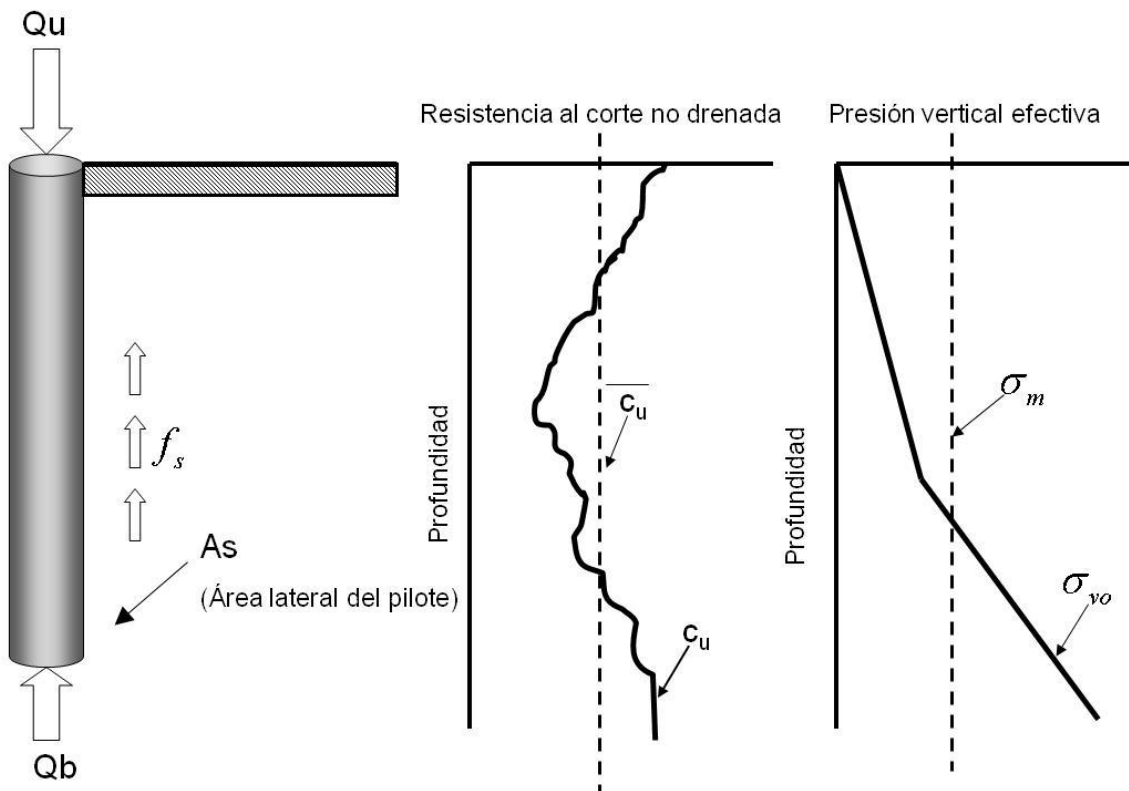


Fig. 2.6 Significado de los términos para el cálculo de la fricción lateral última mediante el método λ

$$f = \lambda(\sigma_m + 2\bar{c}_u) \quad (2.15)$$

Donde:

- σ_m Esfuerzo vertical efectivo medio para toda la longitud embebida
- λ Coeficiente de capacidad de fricción dependiente de la longitud de penetración del pilote
- \bar{c}_u Resistencia cortante media no drenada del suelo

A partir de los resultados de varios ensayos de carga, conociendo la carga en la cabeza, en la punta y las características indicadas del suelo, es posible calcular un valor de λ . El gráfico propuesto en la Fig. 2.7 para la obtención de λ proviene del análisis de regresión hecho sobre la graficación de un número elevado de ensayos de carga, y representa valores medios de λ en función de la longitud del pilote.

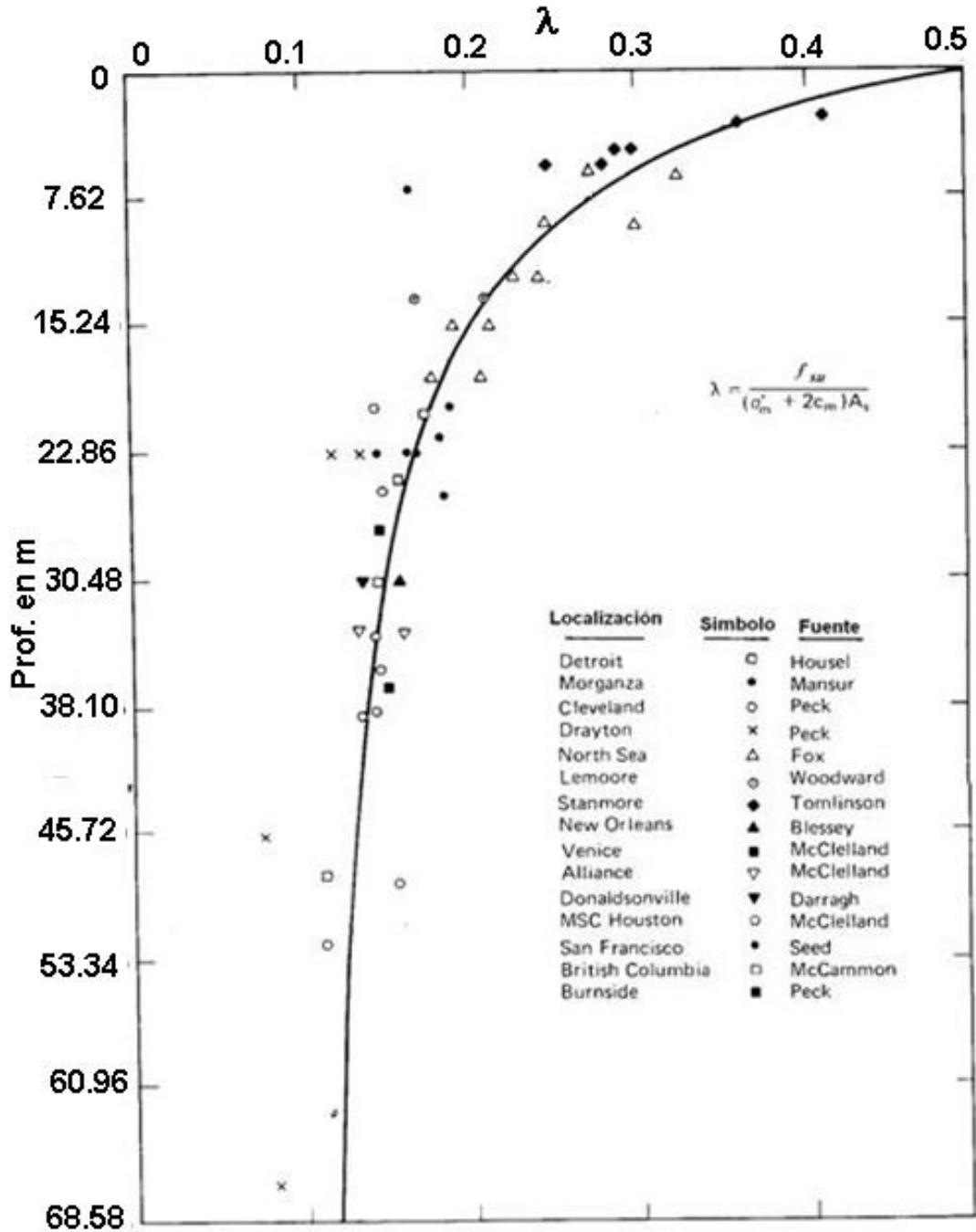


Fig. 2.7 Variación del coeficiente λ contra la penetración del pilote (Vijayvergiya y Fotch, 1972)

2.5 Análisis de transferencia de carga

La capacidad de carga en general se calcula suponiendo que tanto la punta como el fuste del pilote se han desplazado lo suficiente, con respecto al suelo vecino, como para desarrollar al mismo tiempo la carga de falla del pilote. Este criterio no es correcto en definitiva, ya que mientras que el desplazamiento necesario para activar la fricción lateral es en general de pequeña magnitud, el desplazamiento para desarrollar la resistencia por punta puede llegar a ser tan grande como 25% del diámetro de la punta, para suelos cohesivos. En consecuencia, la mejor manera de llegar a un entendimiento razonable del comportamiento de la capacidad de carga de los pilotes será a partir del análisis de la transferencia de carga del pilote al suelo, es decir conocer el aporte de la punta y el de la fricción, para diferentes niveles de carga aplicadas en su cabeza.

El problema de transferencia de carga ha sido abordado por varios investigadores, aquí se muestra el presentado por Vesic (1970). En la Fig. 2.8, se muestra el mecanismo de transferencia de carga para un pilote, para una distribución de los esfuerzos verticales debido al peso propio de la masa térrica aumentando con la profundidad de manera lineal (Fig. 2.8a). Los esfuerzos horizontales actuando en el fuste son función de los esfuerzos verticales (Fig. 2.8b). A continuación se muestra (Fig. 2.8c) el desplazamiento vertical de distintas secciones transversales del pilote. Ya que el material del pilote es deformable, este valor no será constante en toda la longitud del mismo, sino que dependerá de la carga vertical, P_z , transmitida a través de la sección transversal del pilote. La razón de disminución de la carga vertical depende de la magnitud de los esfuerzos cortantes actuando sobre el fuste, los que están relacionados con la función de transferencia que proporciona los valores de P_z mediante la expresión mostrada en la Fig. 2.8d.

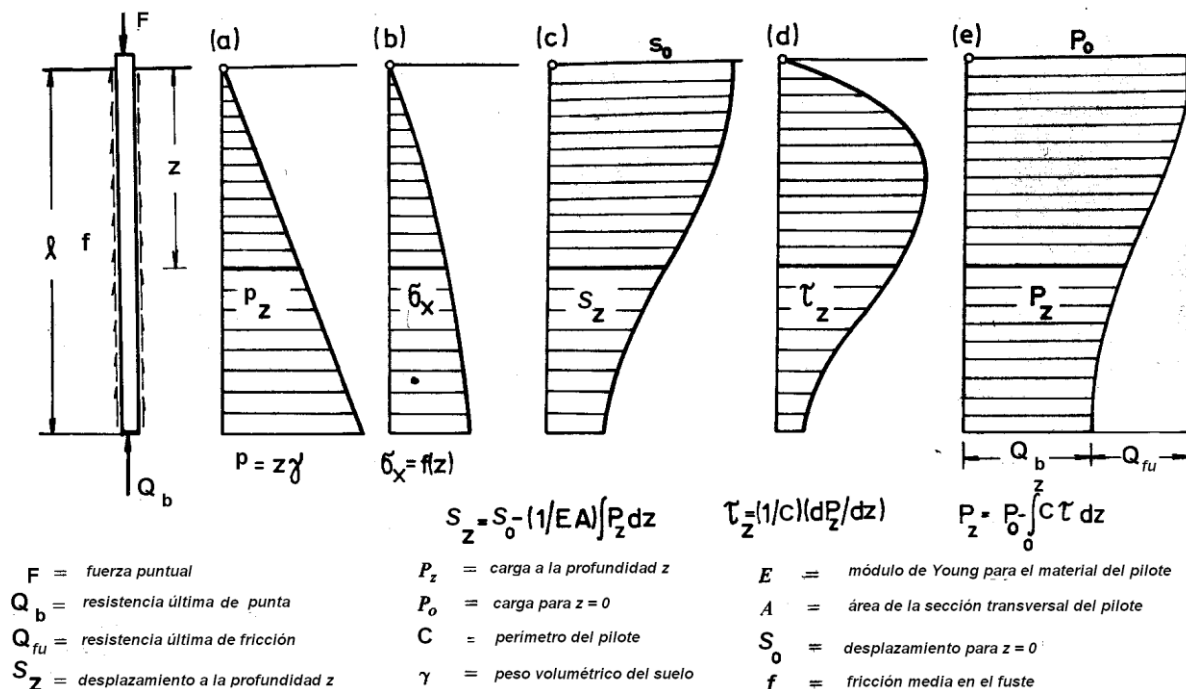


Fig. 2.8 Curvas de transferencia de carga para un pilote (caso general) (Vesic, 1970)

Existen dos maneras para determinar las características de la transferencia de carga para una cimentación piloteada dada, una de ellas definiendo experimentalmente la curva P-z y de ella calcular con las ecuaciones correspondientes la distribución de la fricción lateral así como de los desplazamientos verticales relativos de los elementos del fuste; o en su defecto, se puede aplicar la llamada función de transferencia que es una relación empírica o bien analítica. Para esta última, se han empleado funciones basadas en la teoría de elasticidad.

La manera experimental más sencilla de visualizar la transferencia de carga a lo largo del fuste de un pilote es instalando celdas de carga dentro de éste y a diferentes profundidades. Cuando se realiza la prueba de carga del pilote, se obtendrán cargas axiales a diferentes profundidades; si esos valores se grafican contra la profundidad, se obtiene una curva P-z que proporcionará la carga axial que está actuando sobre el pilote a diferentes profundidades.

Seed y Reese (1957) realizaron pruebas de carga a un pilote metálico circular hueco, de 6 pulgadas de diámetro e hincado 14 pies en una secuencia de suelos arcillosos, el pilote fue instrumentado con 14 celdas de carga a varios niveles. Las pruebas se llevaron a cabo al Este de la Bahía de San Francisco. Con los datos obtenidos de estas pruebas se obtuvieron las curvas de transferencia de carga. Por otra parte, ejecutaron una serie de sondeos y de ensayos a materiales muestreados del sitio, por lo que se pudo conocer la resistencia al corte del suelo con respecto a la profundidad (Fig 2.9).

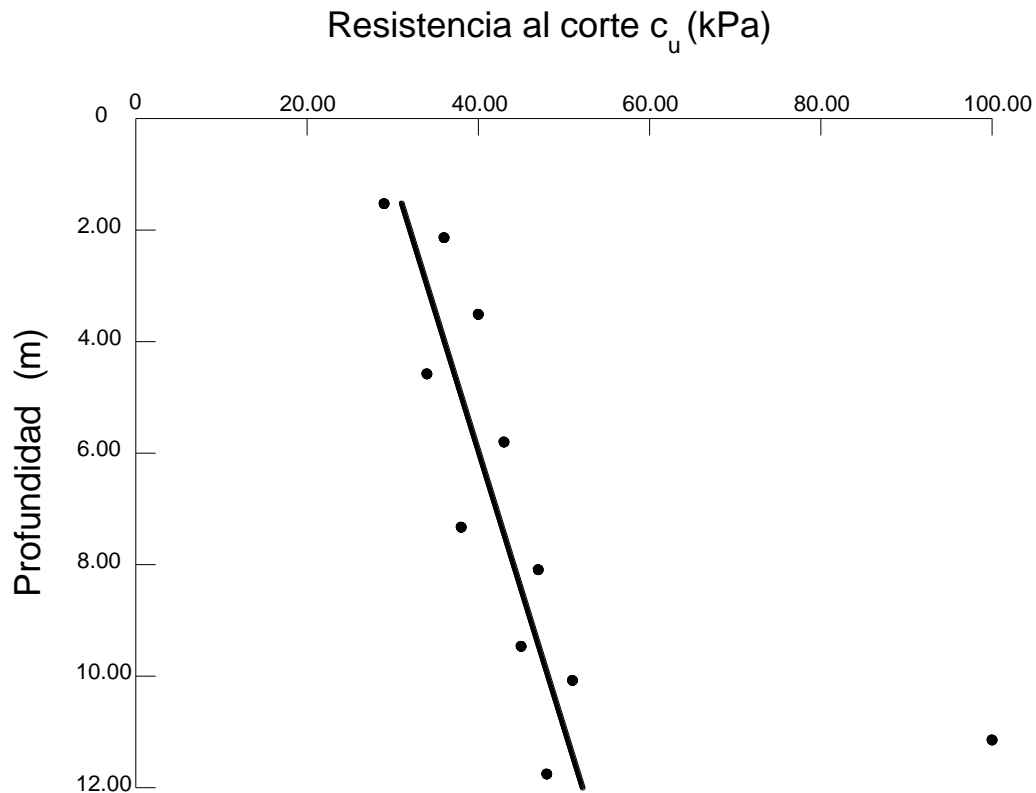


Fig. 2.9 Resistencia al corte contra la profundidad (Seed y Reese, 1957)

Posteriormente se procedió a graficar la relación de carga transferida y la resistencia al corte, obteniéndose la gráfica que se muestra en la Fig. 2.10.

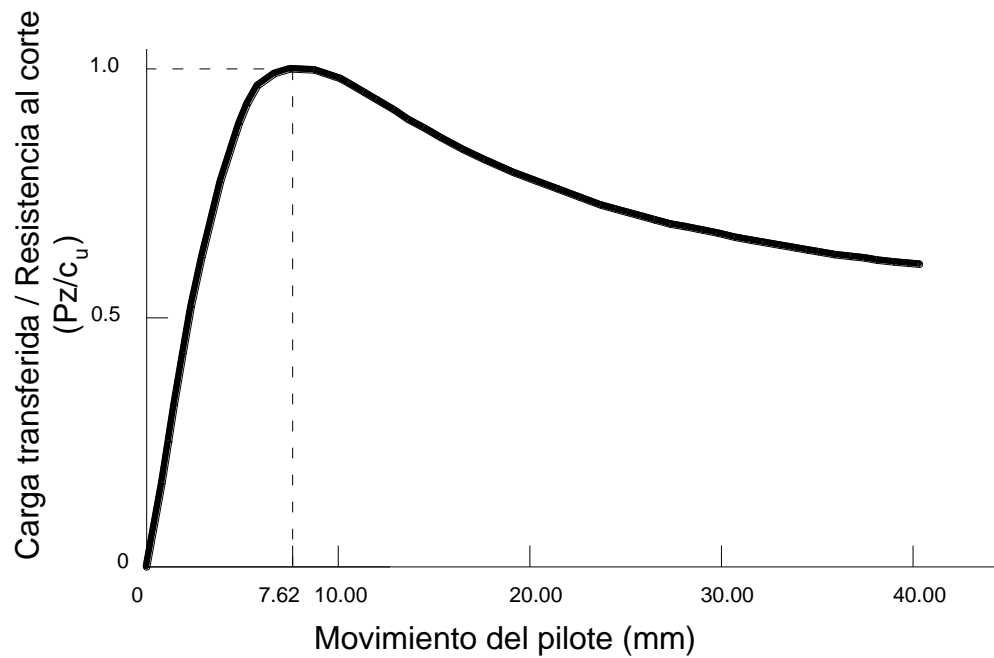


Fig. 2.10 Movimiento del pilote contra la relación carga transferida/resistencia al corte (Seed y Reese, 1957)

El método propuesto por Coyle y Reese (1966) es un método no lineal para obtener la transferencia de carga de un pilote al suelo en donde se ha instalado, dicho método se basa en los resultados obtenidos de las pruebas de carga (Seed y Reese, 1957) y es sintetizado a continuación:

- 1.- Se divide el pilote en un cierto número de segmentos, Fig. 2.11.

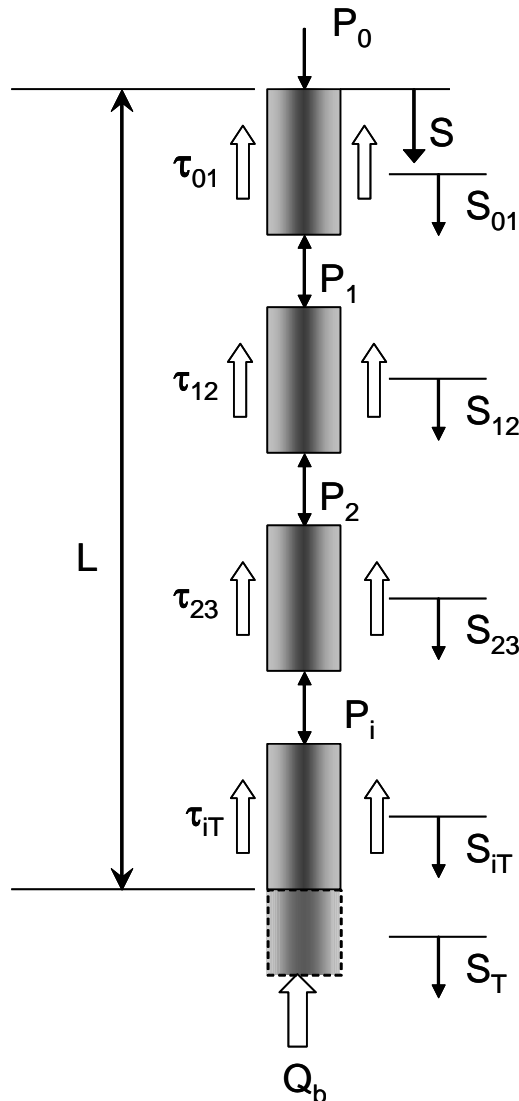


Fig. 2.11 Pilote cargado axialmente mostrando las fuerzas que actúan en cada segmento (Coyle y Reese, 1966)

2.- Establecer un pequeño movimiento de la punta, S_T

3.- Calcular la resistencia por punta causada por el movimiento inicial, S_T . Se puede realizar aproximadamente, considerando la punta de sección circular y rígida, suponiendo deformación elástica del suelo; por lo tanto:

$$Q_b = \frac{\pi d E_s S_T}{4(1-\nu^2)} \quad (2.16)$$

Donde:

E_s Módulo de elasticidad del suelo

ν Relación de Poisson

d Diámetro del pilote

4.- Asignar un movimiento S_{iT} al punto medio del segmento analizado; hacer:

$$S_T = S_{iT} \quad (2.17)$$

5.- Con el valor de S_{iT} encontrar la relación de carga transferida y resistencia al corte movilizada en la Fig. 2.10.

6.- Determinar la resistencia al corte a la profundidad analizada, Fig. 2.9.

7.- Calcular la carga transferida por adherencia como:

$$\tau_{iT} = (P_z / c_u)_i \times \text{Resistencia al corte en el segmento } i \quad (2.18)$$

La carga P_3 en la parte superior del segmento 3 se calcula como sigue:

$$P_3 = Q_b + \tau_{3T} l_3 C \quad (2.19)$$

Donde:

Q_b Carga en la parte inferior del segmento 3

l_3 Longitud del segmento i

C Perímetro del segmento i

8.- Calcular la deformación elástica del punto medio del segmento, considerando deformación bajo carga axial:

$$\Delta d_i = \frac{P_m + P_i}{2} \frac{l_i}{2A_i E_p} \quad (2.20)$$

$$P_m = \frac{P_i + Q_b}{2} \quad (2.20a)$$

Donde:

A_i Área transversal del segmento i

E_p Módulo de elasticidad del pilote

9.- Obtener el nuevo desplazamiento del punto medio del segmento, que es la suma del desplazamiento de la punta (asentamiento del suelo) más la deformación elástica que sufre el pilote al verse sometido a una carga axial.

$$S_{iT}' = S_T + \Delta d_i \quad (2.21)$$

10.- Comparar S_{iT}' con el valor estimado de movimiento S_T (paso 4)

11.- Si S_{iT}' y S_T no se encuentran dentro de la tolerancia especificada, repetir los pasos 2 al 10 para determinar un nuevo desplazamiento del punto medio.

12.- Cuando la convergencia es alcanzada, se pasa al segmento inmediato superior y así sucesivamente, hasta obtener el valor de P_0 y el desplazamiento S de la parte superior del pilote.

Otro método empleado para obtener la transferencia de carga de un pilote en arcillas y en especial para la arcilla blanda y muy plástica de la ciudad de México, es el propuesto por Mendoza y Hernández (1988), que en esencia es similar al de Coyle y Reese, ya que conserva los primeros cuatro pasos del método original, continuando de la manera siguiente:

5.- Con el valor del desplazamiento inicial (S_{IT}) y utilizando la curva nominal relación transferida / resistencia al corte contra desplazamiento del pilote, se encuentra un valor del cociente $(P_z/c_u)_i$ (carga transferida / resistencia al corte), Fig. 2.12.

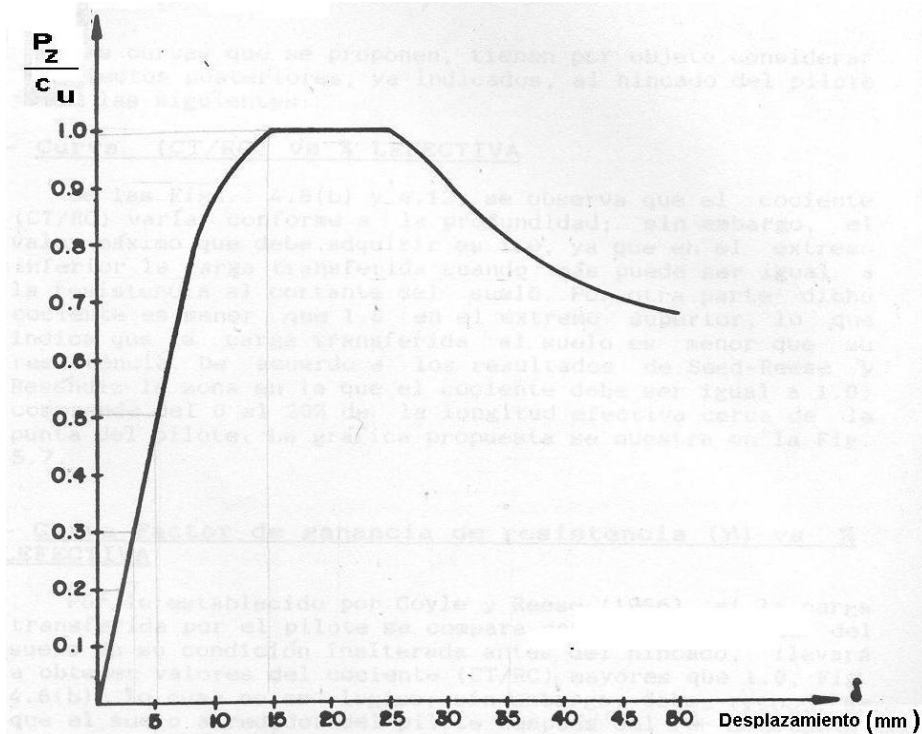


Fig. 2.12 Curva nominal relación carga transferida / resistencia al corte contra desplazamiento del pilote para la arcilla de la ciudad de México (Mendoza, 1988)

6.- Se determina a qué porcentaje de la longitud efectiva de fricción se localiza el punto medio del segmento analizado y utilizando la curva de la Fig. 2.13 se obtiene el valor del factor κ que se utiliza para determinar el valor corregido del cociente (P_z/c_u) ; es decir:

$$(P_z/c_u)_{FP} = \kappa(P_z/c_u)_i \quad (2.22)$$

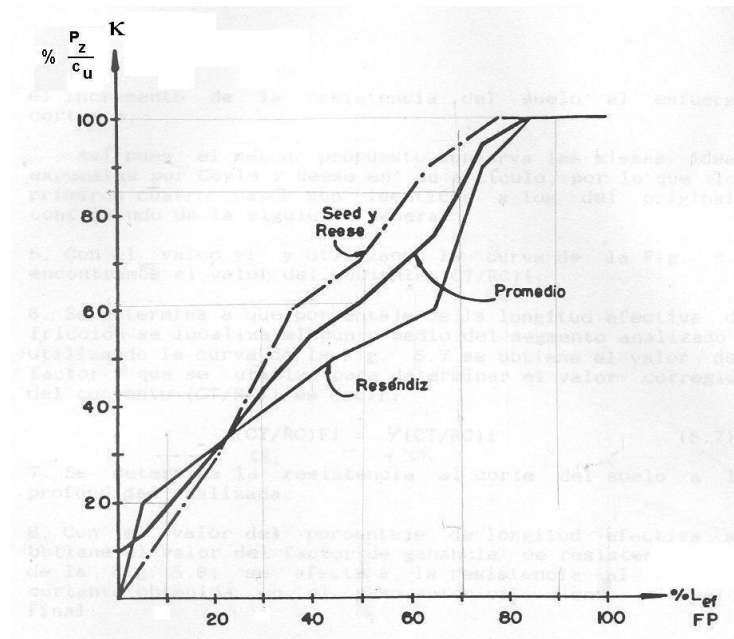


Fig. 2.13 Curva porcentaje de longitud efectiva de fricción contra porcentaje de relación carga transferida / resistencia al corte (Mendoza, 1988)

7.- Se determina la resistencia al corte del suelo a la profundidad analizada.

8.- Con el valor del porcentaje de longitud efectiva se obtiene el valor del factor de ganancia de resistencia, (χ) de la Fig. 2.14 debido a la reconsolidación del suelo; se afecta a la resistencia al esfuerzo cortante obtenida en el paso anterior, siendo el valor final:

$$c_{uf} = \chi c_u \tag{2.23}$$

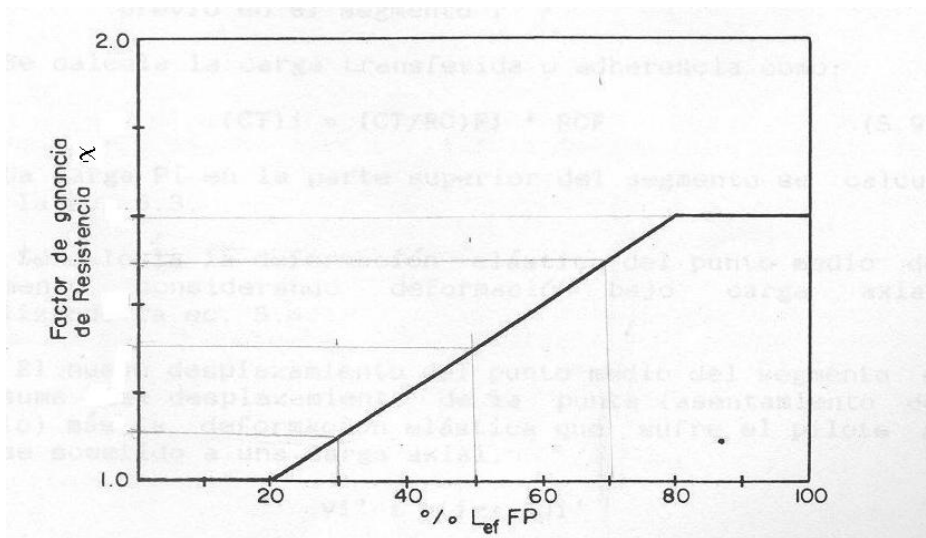


Fig. 2.14 Curva porcentaje de longitud efectiva de fricción contra factor de ganancia de resistencia al corte del suelo (Mendoza, 1988)

Donde c_{uf} resistencia al corte final, en el segmento i

c_u resistencia al corte en el estado inalterado previo en el segmento i

9.- Se calcula la carga transferida o adherida como:

$$P_z = (P_z / c_u) F_i c_{uf} \quad (2.24)$$

La carga P_i en la parte superior del segmento se calcula con la ec. 2.19.

10.- Se calcula la deformación elástica del punto medio del segmento, considerando deformación bajo carga axial, utilizando la ec. 2.20 y 2.20a.

11.- El nuevo desplazamiento del punto medio del segmento es la suma del desplazamiento de la punta (asentamiento del suelo) más la deformación elástica que sufre el pilote al verse sometido a una carga axial, ec. 2.21.

12.- Comparar S_i' con el valor estimado de movimiento S_i (paso 4)

13.- Si S_i' y S_i no se encuentran dentro de la tolerancia especificada, repetir los pasos 2 al 10 para determinar un nuevo desplazamiento del punto medio.

14.- Cuando la convergencia es alcanzada, se pasa al segmento inmediato superior y así sucesivamente, hasta obtener el valor de P_0 y el desplazamiento S_0 de la parte superior del pilote.

El método anteriormente descrito tiene la ventaja fundamental de que el fenómeno de transferencia de carga se presenta de la misma manera, independientemente del tipo de arcilla en que se encuentre el pilote y de la longitud del mismo (Mendoza *et al.*, 1988).

Debe reconocerse que en general la capacidad de carga aumenta con el tiempo, por lo tanto, la transferencia de carga es variable para cada tiempo (edad del pilote) implicando entonces que los resultados obtenidos al aplicar este análisis sean únicamente válidos para los tiempos a los cuales fueron ensayados los pilotes instrumentados de donde se obtuvieron los datos de la relación carga transferida y resistencia al corte. Por otra parte es un hecho bien conocido que el hincado produce esfuerzos residuales en la masa de suelo, lo que es omitido en este método.

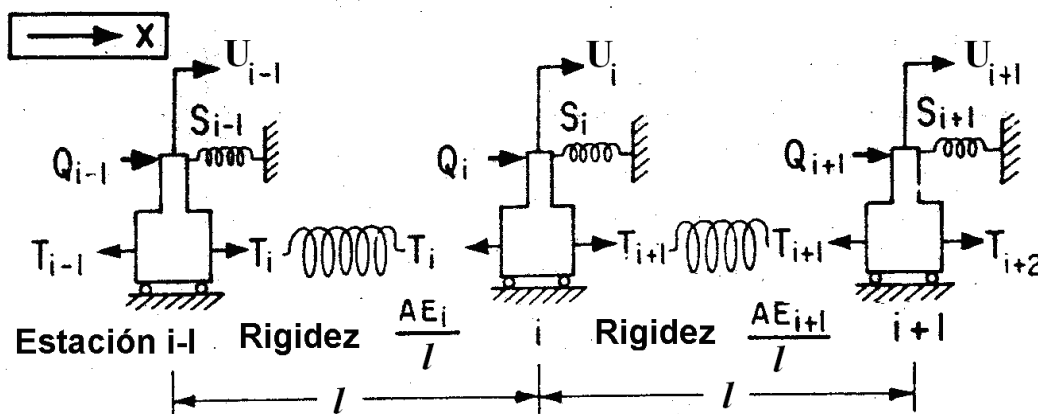
Sin embargo se han desarrollado modelos matemáticos más complejos que simulan la no linealidad del suelo (Meyer *et al.*, 1975). Dichos investigadores reconocen que el modelado del comportamiento del sistema suelo-pilote debe considerar varios aspectos; entre ellos, (1) predicción de la reacción del suelo *versus* desplazamiento del pilote para diferentes suelos y a varias profundidades, (2) consideración sobre la respuesta histerética y (3) estimación de los esfuerzos residuales después del hincado o la descarga.

El método propuesto por Meyer (1975) para obtener el comportamiento de pilotes bajo cargas axiales, considera que el pilote está compuesto por varios elementos discretos (estaciones), cada uno con una rigidez axial, una carga y una restricción.

Las condiciones de soporte o restricción pueden ser consideradas no lineales o lineales; sin embargo, los tramos de pilotes siempre son considerados como elementos elásticos. Si hay soportes no lineales se requiere utilizar una solución iterativa, mientras que para soportes lineales la solución es directa. De

ahí que el problema fundamental sea el definir la rigidez axial y las condiciones de restricción a lo largo de todo el pilote.

El modelo columna - axial usado, Fig. 2.15, es una analogía mecánica que ha mostrado una adecuada representación de la interacción pilote-suelo para pilotes cargados axialmente.



- i = estación externa número i
- x = longitud de la columna a partir de la estación cero (Arriba)
- U_i = desplazamiento en la estación i
- l_i = longitud del elemento i
- AE_i = producto del área y módulo de Young para el tramo entre la estación i y la estación $i - 1$

Fig. 2.15 Modelo propuesto por Meyer *et al.*, 1975

El pilote es dividido en un número conveniente de estaciones de igual longitud en un rango de 50 hasta 200 partes para pilotes muy largos.

La técnica de solución involucra soluciones de un conjunto de ecuaciones simultáneas de diferencias finitas las cuales son formuladas a partir del modelo mostrado en la Fig. 2.15. La ecuación de equilibrio puede ser escrita para cada estación como:

$$-T_i + T_{i+1} + Q_i - S_i U_i = 0 \tag{2.25}$$

La carga axial en cada elemento puede ser expresada en términos del valor de la rigidez axial y de los desplazamientos axiales.

$$T_i = \frac{(AE)_i}{l} (-U_{i-1} + U_i) \tag{2.26a}$$

$$T_{i+1} = \frac{(AE)_{i+1}}{l} (-U_i + U_{i+1}) \tag{2.26b}$$

Las ecuaciones que gobiernan la solución pueden ser formuladas al sustituir las ecs. 2.26a y 2.26b en la ec. 2.25 y arreglando términos queda finalmente:

$$b_i U_{i-1} + c_i U_i + d_i U_{i+1} = -f_i \quad (2.27)$$

Donde:

$$b_i = \frac{AE_i}{l}$$

$$c_i = -\frac{AE_i}{l} - \frac{AE_{i+1}}{l} - S_i$$

$$d_i = \frac{AE_{i+1}}{l}$$

$$f_i = Q_i$$

Las literales usadas son definidas como se muestra en la Fig. 2.15. La solución de las ecuaciones simultáneas que tienen la forma de la ec. 2.27, emplea el procedimiento de “eliminación directa” (Holmquist, *et al.*, 1975) y son resueltas a partir de las incógnitas, los desplazamientos u_i .

Las restricciones están dadas por curvas, las cuales son compuestas por dos partes: (1) la estimación de la resistencia pico del suelo, la cual puede ser desarrollada en alguna sección del pilote y (2) la forma de la curva que describe la variación de las fracciones de ésta con el desplazamiento del pilote. Usando el criterio de Vijayvergiya y Focht (1972), o del API se puede determinar la resistencia pico a utilizarse, la cual se desarrollará a lo largo del fuste. Aunque el sustentante recomienda utilizar pruebas de carga en pilotes instrumentados que permitan medir la variación de la carga a lo largo del pilote.

Sin embargo, el método propuesto por Meyer (1975) para obtener el comportamiento de pilotes bajo cargas axiales tiene algunas ventajas sobre el de Coyle y Reese, en cuanto al modelado del pilote, ya que éste es simulado tomando en cuenta los posibles cambios de sección y de rigidez en su longitud (en pilotes fuera de costa esto es común debido a las cargas laterales que deberá soportar el pilote); sin embargo, no incluye los cambios en los esfuerzos efectivos que existen debidos principalmente a los efectos del hincado.

En la actualidad, debido al desarrollo de computadoras más potentes, a los avances del método de elementos finitos y a la teoría de expansión de cavidades, se han hecho esfuerzos por diversos investigadores, para desarrollar métodos de análisis de capacidad de carga que simulen y tomen en cuenta los efectos del hincado en la capacidad de carga de pilotes. Por ejemplo PLAXIS es un programa de ordenador de elementos finitos bidimensionales diseñado específicamente para la realización de análisis de deformación y estabilidad de problemas geotécnicos. Las situaciones modelables corresponden a problemas de deformación plana o axisimetría. El programa utiliza una interfaz gráfica que permite a los usuarios generar rápidamente un modelo geométrico y una malla de elementos finitos basada en la sección transversal vertical representativa del problema que se trate.

Plaxis se desarrollo en la Universidad Tecnológica de Delf , en Holanda (Burd, 1999) , a finales de 1970 para el diseño geotécnico empleando el método de elemento finito. El desarrollo de Plaxis inicia en 1974, cuando Pieter Vermeer comienza con el desarrollo de un programa análisis de deformación plana empleando elementos finitos en la Universidad Tecnológica de Delf, para analizar bordos que se construían en Eastern Scheldt, Holanda.

Posteriormente en 1981 Rene de Borst comienza a trabajar en una tesis de maestría bajo la supervisión de Pierter Vermeer. El proyecto de Borst fue encaminado para analizar la prueba de penetración del cono en arcillas y requería la extensión de la primera versión del programa, para permitir estudios de problemas axisimétricos. El programa final fue re-nombrado PLAXIS (PLasticity AXISymmetry) que reflejaba su nueva capacidad en el modelado de problemas.

2.6 Efectos de la instalación de pilotes desplazantes en suelos arcillosos

Un criterio aplicado en muchos sistemas de clasificación de pilotes es distinguir dos grandes categorías con referencia a las diferencias básicas de las acciones sobre el suelo vecino debido a la instalación del pilote y, por consiguiente, al comportamiento de los mismos bajo la acción de las cargas.

Atendiendo a su instalación los pilotes se clasifican en: Pilotes desplazantes y pilotes preexcavados (o perforados).

Los pilotes perforados, son aquellos en los que el suelo es removido del espacio que va a ocupar el pilote mediante excavación o perforación, formando así una cavidad que en caso necesario se protegen sus paredes para evitar derrumbes; en su interior, se cuela el propio pilote. Estos pilotes por lo general son usados en suelos arenosos o granulares, aunque en la actualidad existen barrenas que tanto perforan como cuelean la cimentación simultáneamente. Sin embargo cabe mencionar, que son pocos usados en la cimentación de estructuras en ambientes marinos.

Los pilotes desplazantes son aquellos en los que el suelo es movido del espacio que va a ocupar el pilote, por acción de los esfuerzos de penetración, los cuales pueden generar una densificación, posiblemente benéfica en los suelos granulares, mientras que en los suelos arcillosos sufren un remoldeo. Otros efectos pueden ser el levantamiento del terreno adyacente a donde se hinca el pilote, empujes sobre elementos vecinos y otras consecuencias casi siempre nocivas para estructuras y servicios aledaños al sitio de instalación, y adicionalmente ruido y vibraciones. Algunos ejemplos de estos pilotes son:

- Pilotes prefabricados, hincados por el impacto de martillos, comúnmente usados en las plataformas marinas instaladas en la sonda de Campeche.
- Pilotes hincados por impactos y colados en el sitio
- Pilotes atornillados
- Pilotes penetrados mediante presión continua, como la producida con gatos hidráulicos

Entonces, debido al método de instalación de los pilotes, es indudable que éste influye en el comportamiento carga-deformación del sistema suelo-pilote, debido a los cambios del estado inicial del subsuelo. Los efectos del hincado de pilotes en arcilla fueron clasificados en cuatro grandes categorías por De Mello (1969):

- Remoldeo o alteración parcial de la estructura del suelo próximo al pilote
- Alteración del estado de esfuerzos en el suelo en la vecindad del pilote
- Incremento de presión de poro por hincado y su disipación alrededor del pilote
- Fenómeno de envejecimiento

2.6.1 Modificaciones al estado inicial de esfuerzos como consecuencia de la instalación de pilotes desplazantes

Remoldeo o alteración parcial de la estructura del suelo próximo al pilote

Consideremos un pilote hincado en un depósito profundo de arcilla saturada. El pilote tiene un volumen de varios metros cúbicos, un volumen igual de arcilla deberá de ser desplazada cuando el pilote sea hincado. La operación de hincado puede causar los siguientes cambios en la arcilla:

1.- El suelo puede ser desplazado lateralmente de una posición original "BCDE" a una posición "B'C'D'E'" (Fig. 2.16) o bien de la posición "FGHJ" a la "F'G'H'J'". La resistencia de la arcilla se pierde al ser remoldeada, por lo que se desarrollan magnitudes pequeñas de fricción lateral durante el hincado.

2.- Desde el momento en que el pilote está siendo hincado dentro de la arcilla saturada, el terreno superficial puede levantarse considerablemente debido al volumen desplazado de arcilla.

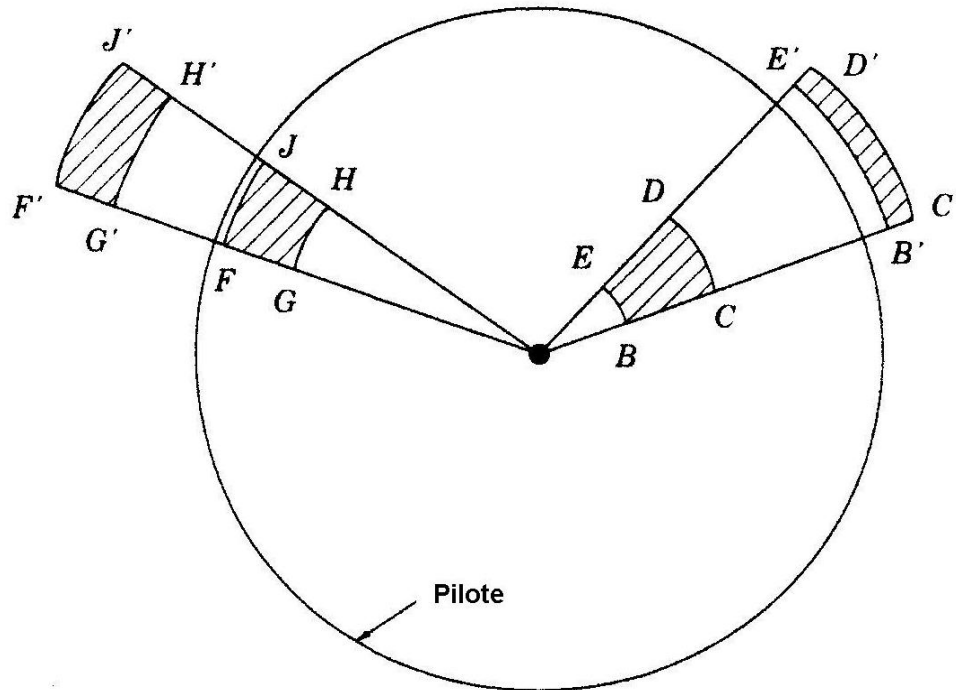


Fig. 2.16 Desplazamientos y distorsiones del suelo causados por un pilote durante su hincado (Prakash, 1990)

Un pilote de radio "ao" es mostrado en la Fig. 2.17 embebido en un estrato de arcilla. Los cambios en el esfuerzo cortante a lo largo del pilote y lejos de éste son representados en la figura "obcd" con el punto "o" como origen.

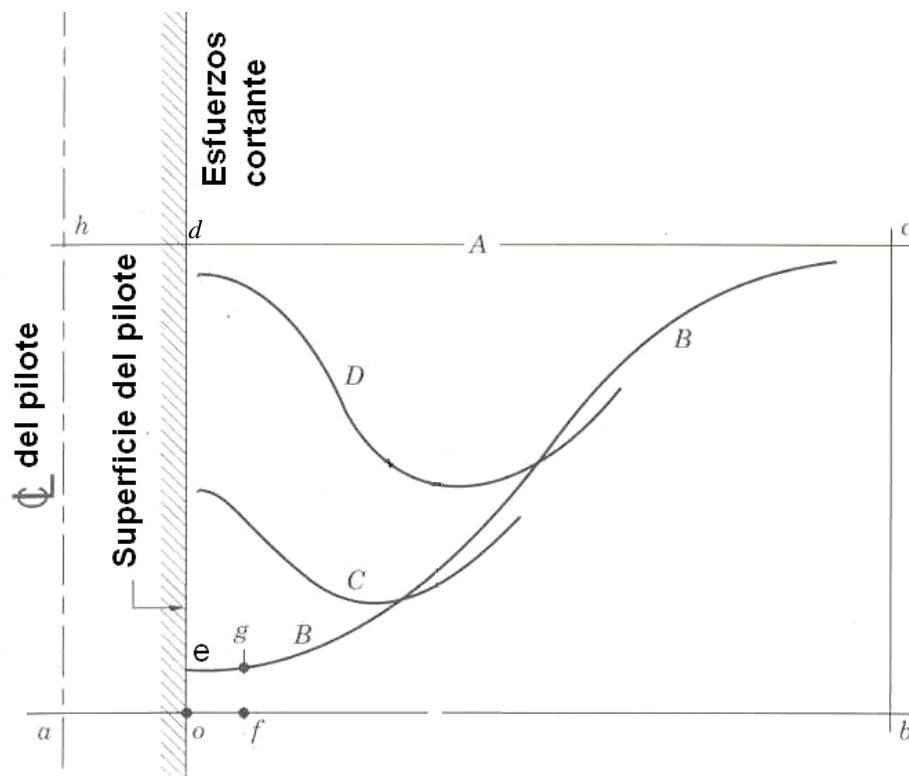


Fig. 2.17 Esfuerzos cortantes en arcilla saturada antes y después de las operaciones de hincado (Prakash, 1990)

La línea “A” representa a los esfuerzos cortantes antes del hincado del pilote y corresponde al esfuerzo cortante inalterado de la arcilla. Más allá del plano “bc”, existe arcilla no remoldeada (inalterada).

Inmediatamente después del proceso de hincado, los esfuerzos cortantes están representados por la curva “B”. La arcilla que está en el punto “a” antes del hincado ha sido movida al punto “o”; y el punto “o” fue movido al punto “f”. La fricción lateral es ahora “oe”, la cual representa la reducción del esfuerzo cortante y una fracción pequeña de la resistencia original “od”. La arcilla del punto “o” fue remoldeada y desplazada; por lo tanto, la mayor parte de la presión de poro fue disipada, mientras que la presión total, continúa esencialmente sin cambio.

Con base en mediciones realizadas en pilotes instrumentados se determinó que la instalación de pilotes desplazantes en arcillas causa un remoldeo, sobre todo en el suelo que se encuentra próximo al fuste del pilote y aun al que se encuentra a una distancia radial de 5% del radio del pilote (Zeevaert, 1957); este remoldeo a su vez implica una pérdida de resistencia al corte. Sin embargo existen evidencias (de De Mello, 1969) que inmediatamente después del hincado, la magnitud de remoldeo decrece de un 100% en la interfaz pilote-suelo a virtualmente cero a una distancia de 1.5 a 2.0 diámetros de distancia medidos a partir del fuste del pilote.

Incremento de presión de poro por hincado y su disipación alrededor del pilote

La arcilla en el punto “o” ha sido remoldeada (Fig. 2.17), y por lo tanto, la mayor parte de su presión efectiva ha desaparecido. El esfuerzo total, suma de la presión efectiva más la de poro (presión del agua), no presenta cambio. Por lo que, la pérdida de presión efectiva ha sido transferida a la presión de

agua en forma de exceso de presión hidrostática. De manera que existe un aumento en la presión de poro en la arcilla adyacente al pilote inmediatamente después de su hincado.

Este incremento de presión de poro disminuye inmediatamente debido, por una parte, a la permeabilidad del pilote, y a la permeabilidad de la masa del suelo circundante; al disminuir la presión de poro comienza un proceso de consolidación. Como se sabe, los flujos siempre parten de aquellos puntos de presiones mayores a puntos con presiones menores, por lo que el flujo debido al exceso de presión hidrostática ocurre en dirección radial a partir del pilote; sin embargo, también podrían haber algunos flujos ascendentes. Durante la consolidación, las partículas de arcilla se mueven radialmente al pilote adhiriéndose algunas al fuste. La relación de vacíos de la arcilla adyacente a la superficie del pilote decrece, y el contenido de agua también presenta un decremento.

Existen algunos métodos semiempíricos y analíticos para predecir el incremento de presión de poro que ocurre durante el hincado y su disipación con el tiempo, con el consecuente incremento en resistencia, que incluyen correlaciones para predecir los tiempos requeridos para alcanzar diferentes niveles de resistencia, considerando sólo mecanismos de consolidación local.

Basados en la teoría de consolidación unidimensional de Terzaghi, D'Appolonia y Lambe (1971) presentan un método alternativo para calcular el incremento de presión de poro y su disipación con el tiempo, mientras que Vesic (1972) obtuvo una expresión a partir de la teoría de expansión de cavidades para estimar el incremento de presión de poro en la cercanía del fuste.

De igual manera, otros autores han presentado mediciones del exceso de presión de poro que se desarrolla en el suelo por el hincado de pilotes (Randolph *et al.*, 1979; Bjerrum *et al.*, 1958; Lambe y Horn, 1968; Lo y Stermac 1965). Algunos de ellos registraron la presión de poro en el fuste del pilote, encontrando que puede llegar a igualar o superar hasta en tres veces la magnitud del esfuerzo vertical efectivo. Sin embargo, este exceso de presión de poro decrece rápidamente con la distancia medida a partir del fuste del pilote y se disipa rápidamente; en efecto, Poulos y Davis (1980) muestran mediciones del incremento de la presión de poro Δu normalizada con respecto al esfuerzo vertical efectivo *in situ* antes del hincado σ_{vo} , que se grafican contra la distancia radial d de un pilote hincado de radio r (Fig.2.18).

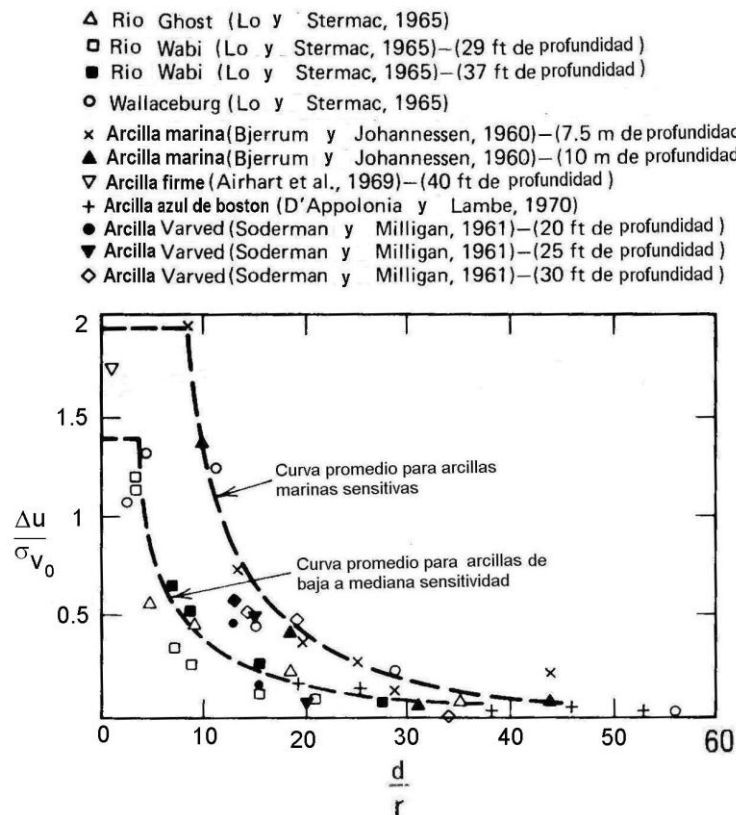


Fig. 2.18 Resumen de mediciones de la presión de poro (Poulos y Davis, 1980)

Se observa que más allá de la relación d/r igual a 4 para arcillas no sensitivas y aproximadamente 8 para arcillas sensitivas, ocurre un rápido decremento en la presión de poro conforme aumenta la distancia; y más allá de $d/r = 30$, el exceso de presión de poro es prácticamente nulo, para todo fin práctico. Los datos presentados por otros autores sugieren que cerca de la punta, las presiones de poro son más altas, aproximadamente tres a cuatro veces el esfuerzo vertical efectivo *in situ*. Debe decirse que ambos fenómenos se observaron claramente en las mediciones del modelo de pilote, que aquí se presentan y se describen más adelante.

2.6.2 Evolución de la capacidad de carga con el tiempo

Ahora bien, el remoldeo, el cambio de esfuerzos y el aumento de presión de poro son algunas de las consecuencias del hincado. Ellas originan que la capacidad de carga no sea constante con el tiempo, debido a la disipación del exceso de presión de poro que origina una consolidación radial y ésta a su vez una ganancia de resistencia al esfuerzo cortante.

La capacidad de carga de pilotes hincados varía con el tiempo. Seed y Reese reportan un incremento de seis veces en la capacidad de un pilote ensayado después de un periodo de 30 días, en comparación de aquel ensayado después de algunas horas de hincado. Similar incremento en la capacidad ha sido discutido por Vesic (1970) y por Thorburn y Rinden (1980). Estudios analíticos de los cambios de esfuerzos causados por la instalación del pilote, y del proceso de consolidación, han mostrado que el

esfuerzo cortante del suelo puede incrementarse entre 30% y 100% muy cerca del pilote, después de un periodo de tiempo, el cual es gobernado por el factor adimensional $c_h t / r_0^2$, donde c_h es el coeficiente de consolidación en un plano horizontal, t es el tiempo a partir de la instalación del pilote, y r_0^2 es el radio del pilote (Randolph *et al.*, 1979; Randolph y Wroth, 1979). Estos estudios se realizaron para pilotes hincados en arcillas limosas blandas. La experiencia con pilotes hincados en la arcilla muy blanda de la ciudad de México es que la baja resistencia al esfuerzo cortante que se tiene durante el hincado (algunos pocos golpes para hincar el pilote alrededor de 8 m, o en un caso crítico sujetarlo para no perderlo) es recuperada e incrementada; en efecto, después de dejar reposar el pilote por varias semanas, puede soportar cargas de varias decenas de toneladas.

La Fig. 2.19 muestra el incremento de la capacidad de carga con el tiempo, para tres pilotes hincados en un suelo limo-arcilloso. La escala del tiempo ha sido normalizada por el cuadrado del diámetro del pilote.

La Fig. 2.19 también muestra una curva teórica del cambio en la presión de poro con el tiempo normalizada, al valor máximo con el tiempo. La curva tomada de Randolph y Wroth (1979), asume que la presión de poro se extiende más allá de la distancia de diez veces el diámetro del pilote a partir del eje del mismo. El coeficiente de consolidación fue igualado a un valor de $10 \text{ m}^2/\text{año}$, el cual es bastante razonable para suelos limosos-arcillosos bajo condiciones de drenaje horizontal. Las mediciones de la capacidad del pilote siguen la curva teórica razonablemente bien. Por lo que esta gráfica muestra que el incremento en la capacidad última de un pilote está muy ligada a la razón de la disipación del exceso de presión de poro con el tiempo.

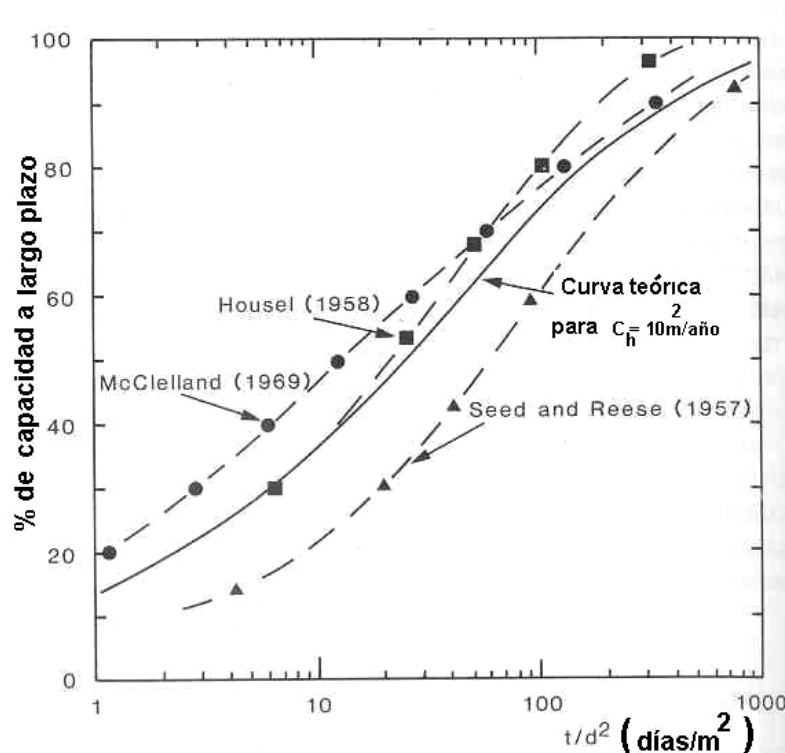


Fig. 2.19 Variación de la capacidad de carga con el tiempo (Randolph y Wroth, 1979)

Otros factores que afectan la velocidad de la disipación del exceso de presión de poro son (a) el coeficiente de consolidación, c_h , las condiciones de las fronteras permeables y (b) la magnitud del área de suelos en donde se presenta el incremento de presión de poro. Esta última puede ser función de la sensibilidad del suelo y del índice de rigidez, G/c_u (donde G es el módulo cortante).

Existen otros factores que contribuyen al aumento en la capacidad de carga de los pilotes (Soderberg, 1962; Schmertmann, 1991; Cruz, 2003), conforme el tiempo transcurre, algunos factores son: Procesos de solidificación, compresión secundaria y la tixotropía. A continuación se procede a explicar brevemente cada uno de estos factores para posteriormente dar una explicación del aumento en la capacidad de carga de pilotes en suelos arcillosos que involucre estos fenómenos.

Proceso de solidificación

Terzaghi propuso en 1941 una explicación de la manera en que las arcillas inalteradas adquieren su resistencia y rigidez. De acuerdo con su teoría, éstas la obtienen primordialmente por “procesos fisicoquímicos lentos” ocasionados por la actividad superficial de sus partículas arcillosas. Considera que alrededor de los minerales se tiene una capa de agua adsorbida sólida. Al continuar la sedimentación y consolidación, las porciones sólidas de las capas adsorbidas van entrando lentamente en contacto verdadero, lo que Terzaghi denominó proceso de solidificación; como consecuencia, la masa se hace más rígida. Supone que el remoldeo rompe los contactos entre las capas sólidas, desplaza las partículas y pone en contacto las capas adsorbidas viscosas, la arcilla se encuentra en un estado lubricado y se muestra plástica.

Compresión secundaria

La compresión secundaria es un proceso fenomenológico que se caracteriza por un comportamiento viscoso intergranular; esto origina un reordenamiento de las partículas del suelo a una estructura ligeramente más densa. A su vez, este factor tiene una asociación muy cercana con los efectos del envejecimiento, Schmertmann (1991). Mesri (1990) y otros autores atribuyen que alguno o todos los efectos del envejecimiento pueden ser explicados por cambios en la densidad del suelo que se lleva a cabo durante la compresión secundaria.

Tixotropía

El término “tixotropía” se emplea para describir un aumento de la resistencia con el tiempo sin variar la composición del suelo. Mitchell (1960), Moretto (1948) y otros han dado numerosos datos sobre los efectos tixotrópicos. Estos efectos son generalmente más importantes en suelos remoldeados con un elevado índice de liquidez.

Terzahi y Peck (1967) se refieren a la tixotropía de suelos arcillosos, cuando éstos se someten a una acción de remoldeo, por lo que se presenta un desequilibrio entre las fuerzas de atracción y repulsión de las partículas de arcilla. De manera que las partículas tienden a rotar y asumir configuraciones más estables con el tiempo. Así, la resistencia al esfuerzo cortante puede incrementarse, y se dice entonces que el suelo presenta tixotropía.

Posteriormente, Mitchell (1976) puntualiza otros aspectos. Explica la tixotropía como un proceso isotérmico, reversible y dependiente del tiempo que ocurre bajo condiciones de composición y volumen constante por medio del cual, un material se rigidiza con el paso del tiempo y se ablanda con el remoldeo. Cabe aclarar que estos estudios sobre tixotropía fueron realizados inicialmente en mezclas

diluidas agua-arcilla, cuyos resultados se extrapolan a los sistemas agua-arcilla muy concentrados como la de suelos arcillosos reconstituidos. La tixotropía es fundamentalmente un efecto estructural; es decir, esta propiedad cambia con el tiempo, como resultado de arreglos de partículas, estructuras de agua adsorbida y distribuciones de iones en el fluido de poro. Adicionalmente, algunos efectos químicos pueden tomarse en consideración.

Entonces de los fenómenos discutidos anteriormente; el aumento de la capacidad de carga de pilotes hincados en suelos arcillosos se puede explicar de la siguiente manera, según Cruz (2003):

El proceso de hincado de un pilote induce remoldeo en la masa de suelo y genera a su vez, un incremento en la presión de poro en el suelo circundante al pilote. Con el tiempo, durante y después de la instalación, el incremento de la presión de poro se disipa por un proceso de consolidación radial, con el consecuente aumento en esfuerzos efectivos. Paralelamente, se lleva a cabo un mecanismo tixotrópico, por medio del cual, la estructura no equilibrada de la arcilla tiende a asumir configuraciones más estables con el tiempo (en función de la movilidad de las partículas), con viscosidad intergranular o compresión secundarias, aunado al proceso de solidificación en el cual ocurren cambios en la estructura de agua adsorbida que favorecen el contacto en los arreglos de las partículas de arcilla.

2.7 Efectos de la velocidad de aplicación de la carga en la respuesta del sistema suelo-pilote

Las condiciones que impone el ambiente marino a las plataformas petroleras fuera de costa debido a huracanes, variación del oleaje, velocidad del viento y los sismos, hacen que estas estructuras, quizás más que ningunas otras, tengan un alto cociente fluctuante entre las cargas accidentales y las cargas permanentes. Las condiciones anteriores, inducen componentes cíclicos significativos axiales y laterales que se transmiten a la cimentación y que son de suma importancia para el diseño de estas estructuras.

El problema de capacidad de carga es muy difícil de resolver, debido por una parte, a los fenómenos inherentes a la instalación que la hacen variable en el tiempo (remoldeo, consolidación radial; tixotropía y envejecimiento), y por otra, existen otros fenómenos que surgen debidos a la propia aplicación de carga (velocidad de aplicación, dirección, tipo, etcétera).

Se ha visto por ejemplo, que cargas dinámicas debidas al oleaje y a terremotos, pueden incrementar sustancialmente la resistencia axial del sistema pilote-suelo, en un rango de 1.20 a 1.80 veces la resistencia estática del pilote (Bea, 1980). Otro fenómeno que se ha observado es el incremento de la rigidez del sistema pilote-suelo en casi tres veces, aunque se han medido hasta en diez veces este incremento (Woodward, 1978; Bea y Audibert, 1979).

Resultados a partir de ensayos a pilotes sujetos a cargas dinámicas e instalados en arcilla dura se muestran en la Fig. 2.20.

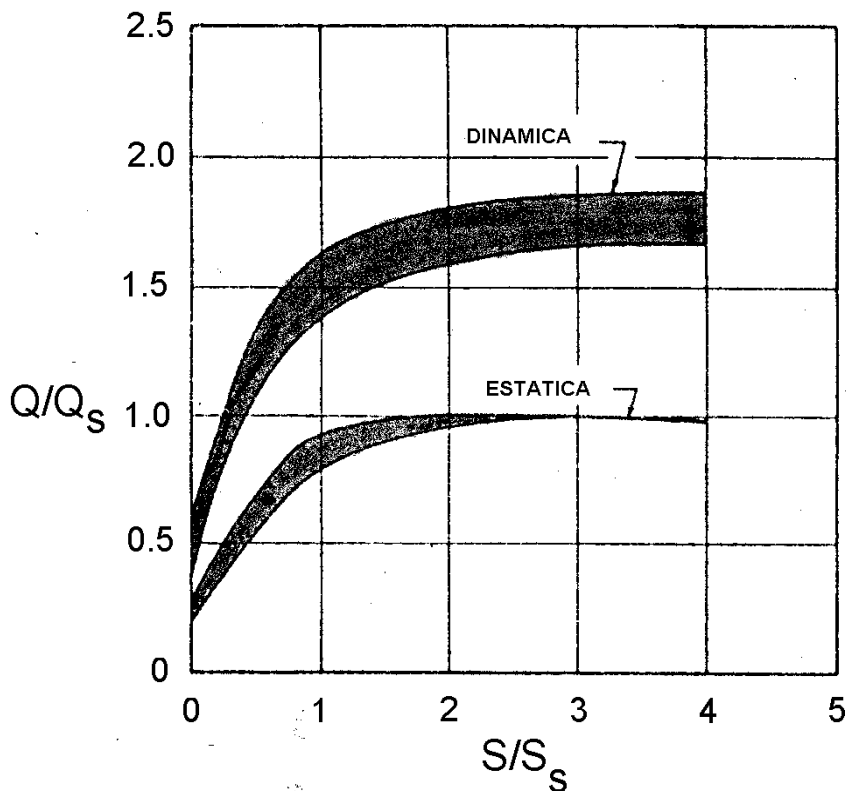


Fig. 2.20 Efectos de la velocidad de carga en la resistencia del pilote (Bea, 1980)

Los pilotes ensayados por Cox y Kraft (1979) fueron instalados tierra adentro, en un sitio llamado Empire, Louisiana en los Estados Unidos. El suelo compuesto principalmente por arcilla normalmente consolidada, con contenido natural de agua del 40%, límite plástico de 20% y límite líquido de 80%, y una resistencia de apenas 24 kPa (0.5 kpis/ft²) a los 0.9 m (3 ft) de profundidad y conforme la profundidad es mayor la resistencia aumenta llegando a presentar un valor de 143.6 kPa (3kpis/ft²) a la profundidad de 135.3 m (440 ft). El número de golpes de la prueba de penetración estándar es de 9 en la parte superior y no mayor de 30 para la máxima profundidad de exploración.

Cuatro tramos de pilotes metálicos instrumentados de 14 pulgadas de diámetro (35.56 cm) fueron hincados a cuatro diferentes profundidades: 34.5, 62.48, 82.3 y 97.23 m (115, 205, 270 y 319 pies) ensayados después de cuatro a diez días posteriores al hincado. Sin embargo los resultados que muestra la Fig. 2.20 corresponden a los ensayos realizados a casi un año después del primer ensaye.

A partir de los resultados obtenidos por Cox y Kraft en 1979; Bea en 1980 obtiene la Fig. 2.20 donde las cargas dinámicas fueron impuestas a los pilotes en un tiempo aproximado de 10 segundos (tiempo para alcanzar la carga de falla). Las cargas estáticas fueron impuestas a los pilotes en un tiempo de 2,000 a 10,000 segundos. La carga resistente del pilote (Q) esta referenciada a la máxima capacidad estática (Q_s). El desplazamiento de la cabeza del pilote (S), esta referenciado al desplazamiento de la cabeza del pilote como consecuencia de aplicar la carga estática (S_s). La capacidad de carga última del sistema ante carga dinámica cae dentro del rango de 1.7 a 1.9 veces la capacidad de carga última del sistema ante carga estática.

La Fig. 2.21 muestra el cambio en la rigidez inicial aparente del sistema pilote-suelo. La rigidez dinámica (K_d) esta referenciada a la rigidez estática (K_s). La velocidad de aplicación de las cargas es expresada como un porcentaje de la capacidad de carga última impuesta por hora. Cargas debidas al oleaje resultan en valores de 10^4 a 10^5 para esta escala. La rigidez dinámica del sistema pilote-suelo se encuentra en un rango de 3 a 10 veces la rigidez estática para las relaciones de carga del oleaje.

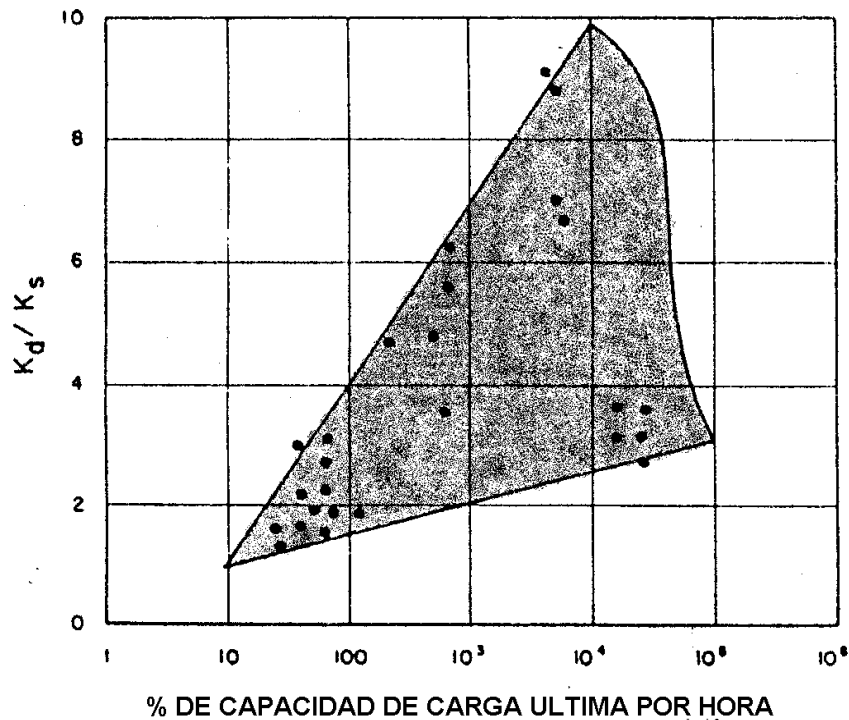


Fig. 2.21 Efectos de la velocidad de carga en la rigidez del pilote (Bea 1980)

En la Fig. 2.22 se muestran los resultados encontrados por Bjerrum en 1973, después de realizar ensayos de carga a pilotes instalados en tres arcillas noruegas de diferentes propiedades. Los promedios de la adherencia en el fuste del pilote fueron graficados *versus* la velocidad a la cual los pilotes fueron forzados a penetrar. Encontrando un incremento en la magnitud de la relación de carga de tres a cuatro veces, además de un incremento en la adherencia efectiva del fuste del pilote de 1.7 a 2.1.

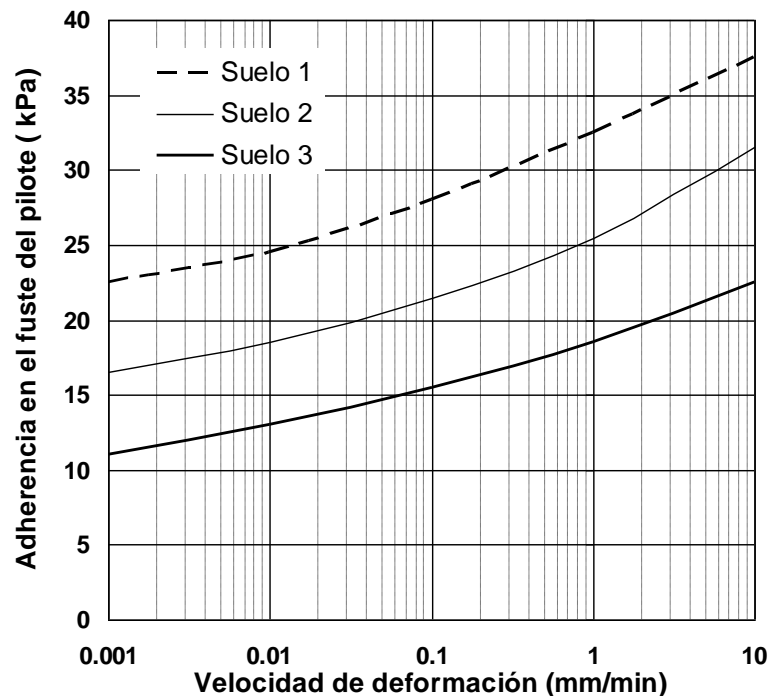


Fig. 2.22 Efectos de la razón de carga en la adherencia del pilote (Bjerrum, 1973)

Algunos estudios sobre el efecto de la velocidad de deformación en la interacción entre suelo y pilote, para el diseño de pilotes contra cargas sísmicas para suelos cohesivos, han sido realizados por varios investigadores (por ejemplo Bea y Audibert, 1979; y Audibert y Dover, 1982). Sin embargo, la mayoría de los estudios hasta la fecha se basan principalmente en las observaciones de los efectos de la velocidad de deformación en muestras de suelo ensayadas en pruebas de laboratorio o en pruebas *in situ* a pequeña escala. Esto es debido a las dificultades en el campo para llegar a velocidades de deformación de los desplazamientos del pilote que sean representativas de las condiciones de carga sísmica usando pruebas convencionales de carga con pistón hidráulico. Un programa de pruebas de carga a gran escala fue realizado por el Departamento de Transporte de California (Caltrans) en la autopista Sur (I-280) en San Francisco, California. El programa incluyó una serie de pruebas de carga STATNAMIC (Birmingham, 1993) alcanzando velocidades de carga extremadamente rápidas. También se realizaron pruebas de carga de pistón hidráulico convencional en varios tipos de pilote en el mismo sitio.

La Fig. 2.23 muestra los resultados de una prueba de carga de un pilote tubular de 406 mm (16 in) hincado en suelo de San Francisco, el cual se asemeja parcialmente al comportamiento de las arcillas blandas del Golfo de México. La curva de la prueba estática se aproxima mucho a la prueba de carga lenta en tensión realizada en el mismo sitio. La curva de la prueba STATNAMIC se obtuvo de una prueba de compresión a alta velocidad en donde la parte superior del pilote fue forzada a penetrar aproximadamente 25.4 mm en 178 segundos (a una razón de 0.145 mm por segundo). Una comparación entre las pruebas lentas y rápidas indica que antes de la deformación plástica, las curvas de carga-desplazamiento son virtualmente idénticas. Sin embargo, durante la deformación plástica, la resistencia máxima aumenta dramáticamente (de 330 kips a 820 kips) al incrementarse la velocidad del desplazamiento entre el suelo y el pilote. El efecto de este cambio de velocidad de deformación estimado corresponde a un aumento del 31 por ciento aproximadamente, para cada ciclo logarítmico de

deslizamiento (asumiendo que los efectos del desplazamiento comienzan a los 0.0254 mm/s). Debe notarse que los resultados de la prueba STATNOMIC incluyeron los efectos debido al cambio de velocidad tanto en la resistencia a la fricción unitaria como en la resistencia de punta del pilote. Parte de la resistencia observada también estará asociada con la inercia del pilote (una aceleración máxima de 4 g).

CALTRANS

Fecha: Abril 20, 1993
 RESULTADOS DE LAS PRUEBAS STATNOMIC

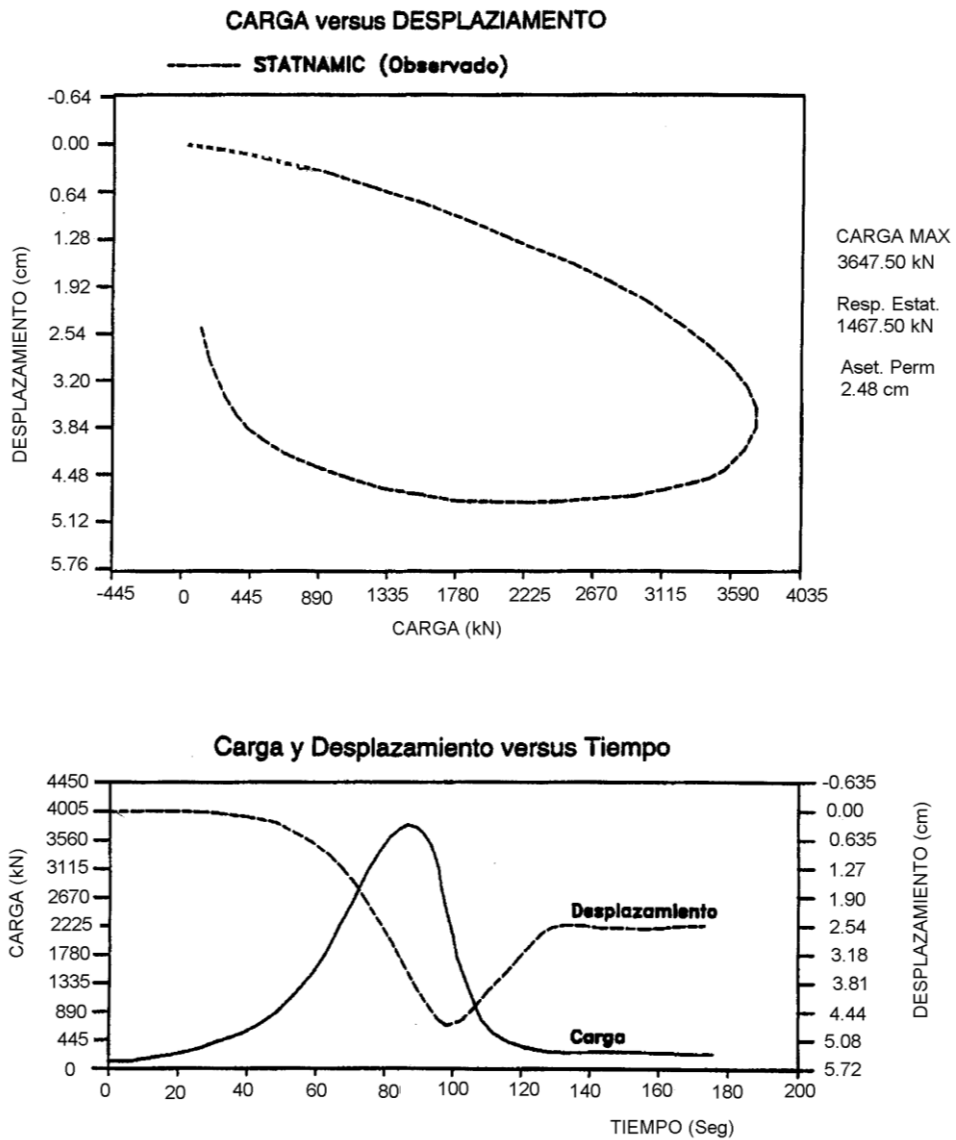


Fig. 2.23 Efectos de la velocidad de aplicación de cargas en la interacción suelo-pilote a partir de las pruebas STATNOMIC (Birmingham, 1993)

Bogard y Matlock en 1990 realizaron pruebas de carga cíclica *in situ* en un segmento de modelo de pilote de 76 mm (3in) de diámetro y en pilotes a escala natural (de 762 mm de diámetro) en arcillas del Golfo de México. Un resumen de los efectos de la velocidad de deformación se presenta en la Fig. 2.24. Sus resultados son muy similares a los de las pruebas STATNAMIC a gran escala, aunque las velocidades de carga logradas por las pruebas STATNAMIC son mucho más altas que las de las pruebas convencionales usando un pistón hidráulico.

Los ensayos realizados por Bogard y Matlock, muestran que la relación máxima de Q_d/Q_s es de 1.25 como valor máximo para velocidades de aplicación de la carga estática.

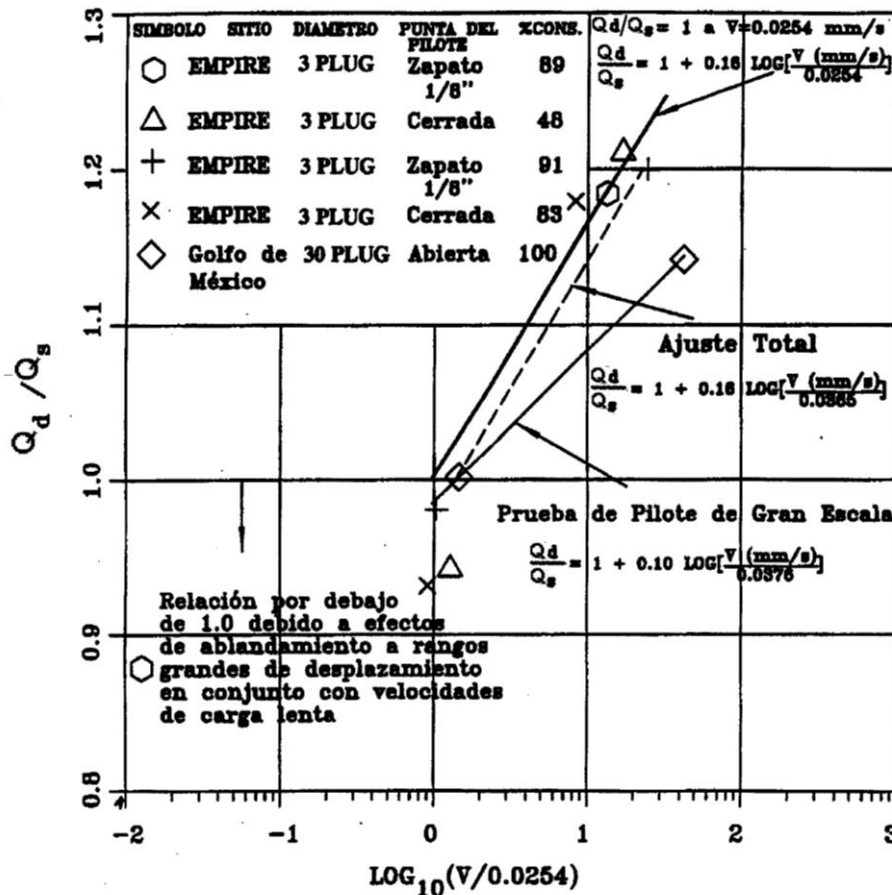


Fig. 2.24 Efectos de velocidad en la interacción suelo-pilote a partir de las pruebas a gran escala (Bogard y Matlock, 1990)

Bogard y Matlock observaron los siguientes efectos de la velocidad de deformación en sus pruebas:

Las características de carga-desplazamiento antes del deslizamiento plástico entre el suelo y pilote son virtualmente independientes de las velocidades de la aplicación de carga (como se observa en la prueba STATNAMIC).

Los efectos de la velocidad de deformación son virtualmente nulos a un deslizamiento plástico entre el suelo y el pilote menor de 0.0254 mm por segundo (0.001 in/s).

Los aumentos observados en la resistencia a la fricción varían entre 12 y 18 por ciento por ciclo logarítmico de velocidad de desplazamiento en arcillas del Golfo de México a velocidades de deslizamiento mayores a los 0.0254 mm/s (0.001 in/s).

Tanto los datos de las pruebas de Bogard y Matlock como los de Birmingham indican que el aumento en la resistencia de la fricción unitaria durante una aplicación de carga más rápida es simplemente un fenómeno de viscosidad en la región de deformación plástica. Como tal, la cantidad de aumento en la capacidad de fricción unitaria última dependerá de los siguientes factores:

- 1.- La amplitud de desplazamiento (ya sea que se alcance el nivel para iniciar el desplazamiento plástico o no), y
- 2.- La velocidad del desplazamiento entre el suelo y pilote.

CAPÍTULO 3

ENSAYES DE LABORATORIO

3.1 Descripción general del experimento

En este capítulo se presenta con detalle el diseño del experimento y alcances del mismo, partiendo de una descripción de los elementos que lo conforman, posteriormente se detallan los aspectos teóricos y prácticos que se tomaron en cuenta para el diseño de los ensayos.

En la Fig. 3.1 se muestra un esquema general del experimento en el que se reconocen los cinco componentes siguientes: el odómetro O-97-5, el suelo marino reconstituido, el modelo de pilote instrumentado, el sistema de adquisición de datos, y el sistema electroneumático para la aplicación de cargas axiales y laterales, que a continuación se describen.

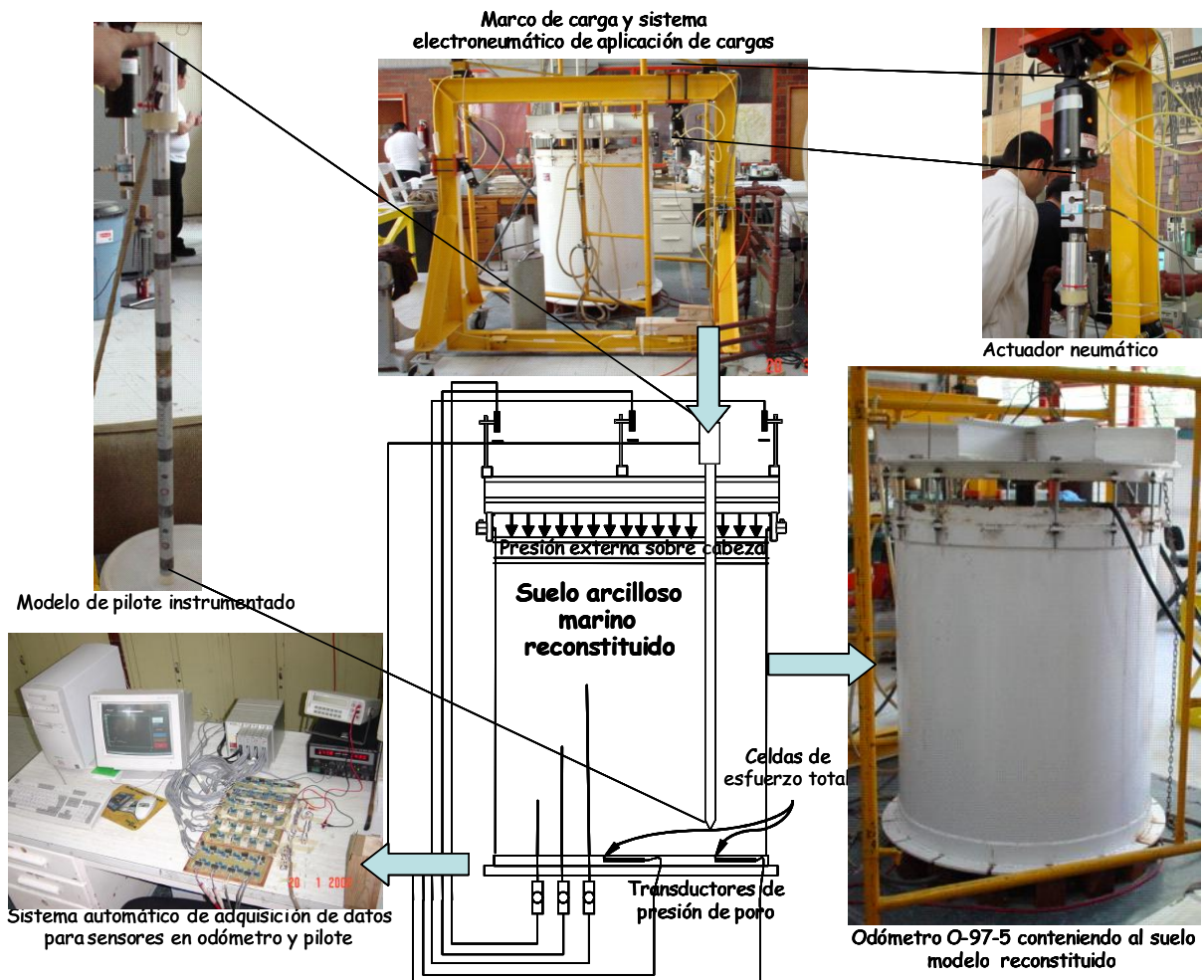


Fig. 3.1 Esquema general del experimento con el modelo de pilote en el suelo marino reconstituido (Ibarra, 2002)

3.1.1 Suelo marino reconstituido en odómetro O-97-5

El odómetro gigante, que en lo sucesivo se reconocerá como O-97-5, atendiendo en la nomenclatura a su diámetro (97 cm) y a la presión máxima de diseño (5kg/cm^2), se instrumentó interiormente para registrar en cada etapa de la formación del suelo el esfuerzo total en dos zonas de la base, la presión de poro a tres alturas en el interior de la masa de suelo, así como las deformaciones superiores en tres puntos, todos estos sensores conectados a un sistema automático de adquisición de datos. A continuación se expone de manera general el proceso que llevó a la formación del suelo, en otros trabajos (Mendoza *et al.*, 2000a; Ibarra 2002) se ha expuesto de manera detallada.

La reconstitución se inició a partir de una suspensión arcillosa muy diluida formada con agua marina y muestras alteradas de arcilla recuperadas del lecho marino de la Sonda de Campeche, estas muestras se vertieron en el gran odómetro instrumentado e interconectado con dos extensiones cilíndricas, que en conjunto formaron un gran cilindro con altura de 2.82 m para contener el volumen inicial de la suspensión, Fig. 3.2 (Ibarra, 2002). La reconstitución empezó con la floculación y sedimentación de la suspensión depositada en el odómetro (Fig. 3.2.1). Una vez que las partículas en suspensión formaron una trama tridimensional, inició la consolidación por peso propio (Fig. 3.2.2), formándose un tirante de agua clara creciente con el tiempo; al alcanzarse cierta consistencia durante este proceso, se colocó el cabezal acrílico sumergido en el tirante de agua sobre el suelo en formación, asegurando con ello una altura uniforme en toda la muestra en formación. Los procesos de consolidación por carga externa se realizaron inicialmente por la colocación de placas circulares de concreto sobre el cabezal de acrílico (Fig. 3.2.3) y posteriormente por la aplicación regulada de presión neumática a través de la membrana ahulada con aire a presión reaccionando contra las paredes de la extensión intermedia y la tapa metálica (Fig. 3.2.4), desplazando así al cabezal. Al quedar el suelo contenido totalmente dentro del odómetro, se aplicaron los últimos incrementos de carga mediante un gato hidráulico actuando sobre el cabezal y reaccionando contra la tapa (Fig. 3.2.5).

En el proceso de consolidación por peso propio se permitió el drenaje por la cara superior únicamente mientras que en los procesos de consolidación por carga externa se permitió el drenaje por ambas caras. Conforme el suelo en formación redujo su altura se fueron retirando las extensiones acrílica y metálica sucesivamente. Una vez concluida la reconstitución se contó con un medio arcilloso homogéneo para realizar el programa experimental con los modelos de pilotes.

En la Tabla 3.1 se resume el tipo, la magnitud y la duración de las cargas aplicadas al suelo marino, así como la altura de la columna de suelo al inicio y término de cada proceso.

Tabla 3.1 Historia de cargas en el suelo marino

Proceso	Fecha de inicio	Fecha de término	Esfuerzo en kPa	Deformación, en m	Columna de suelo en m
Sedimentación y consolidación por peso propio	20/12/98	5/03/99	Peso propio	0.407	2.02
Pesos muertos	9/03/99	16/08/99	2.94	0.556	1.46
Presión neumática	19/08/99	1/12/99	20.58	0.162	1.15
Presión neumática	1/12/99	16/02/00	39.20	0.513	1.10
Presión con gato hidráulico	16/02/00	15/08/00	78.40	0.108	0.99
Presión con gato hidráulico	15/08/00	01/11/02	147.00	0.198	0.80
Presión con gato hidráulico	20/02/03	01/04/04	73.50	0.501	0.75
Presión con gato hidráulico	01/04/04	A la fecha	147.00	0.250	0.55

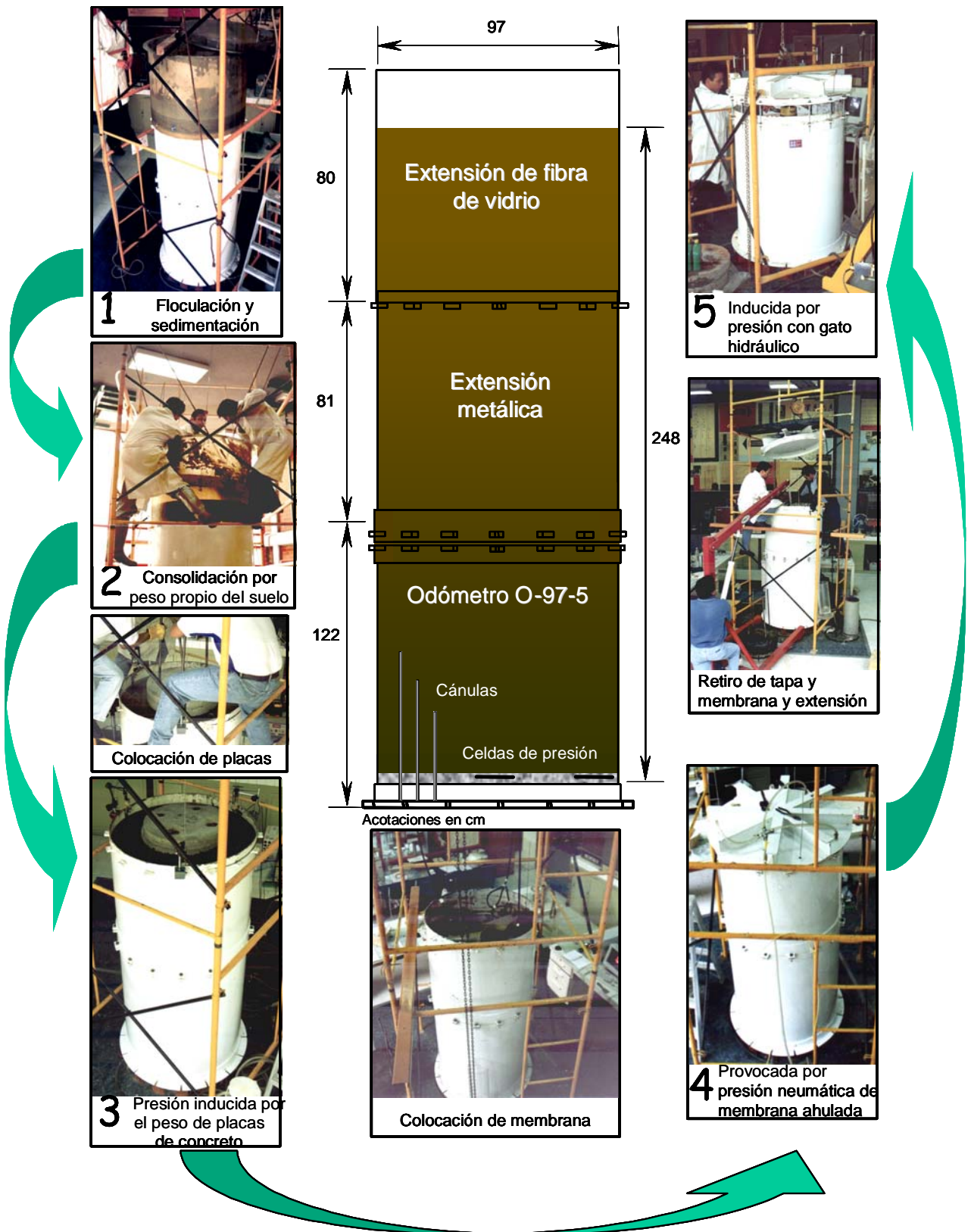


Fig. 3.2 Esquema del proceso de reconstitución (Ibarra, 2002)

3.1.2 Sistema de aplicación de presión externa

El suelo marino reconstituido se encuentra actualmente sometido a presión por medio de un gato hidráulico, dicho gato se apoya en cuatro placas de acero de diferentes diámetros, éste a su vez reacciona con la tapa de acero reforzada con seis vigas de sección I y ésta se sujeta al odómetro mediante una serie de tornillos, Fig. 3.3.

Cabe destacar que a estas cuatro placas se le realizaron varias perforaciones a diferentes distancias del centro, con el objeto de que el modelo de pilote pudiera pasar a través de estas perforaciones e hincarlo en el suelo marino que estuvo sometido a una presión de 73.5 kPa (0.75 kg/cm²), durante la primera serie de ensayos (serie A) y posteriormente a 147 kPa (1.50 kg/cm²) para la segunda serie (serie B).

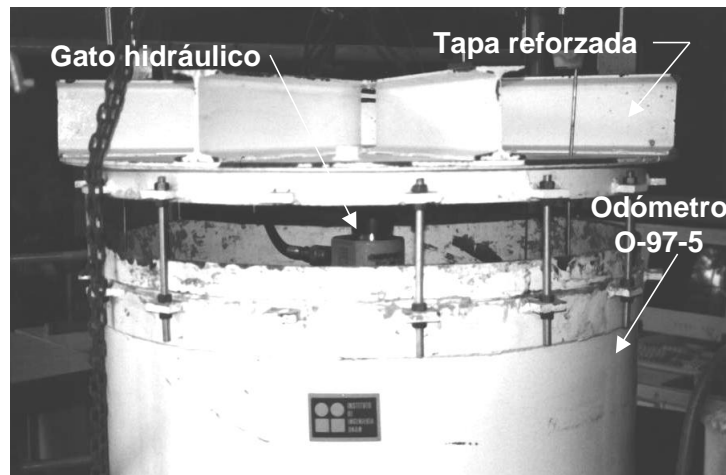


Fig. 3.3 Vista del odómetro O-97-5 conteniendo al suelo reconstituido y sometido a presión con gato hidráulico (Ibarra, 2002)

3.1.3 Modelo de pilote instrumentado, sistema de hincado y marco de reacción

Modelo de pilote de fricción

El modelo de pilote está formado por un tubo de duraluminio de 2.64 cm de diámetro exterior, 0.28 cm de espesor de pared y 90 cm de longitud. El diseño definitivo se muestra en la Fig. 3.4; se trata de un elemento monolítico que cuenta con siete secciones reducidas para alojar a los *strain gages* (SG), los cuales formarán tres celdas de flexión (CF) y cuatro celdas de carga axial (CC), además de colocar cuatro transductores de presión de poro (PP) y cuatro celdas de esfuerzo total (PT). Las secciones reducidas después de la colocación de los deformímetros o SG, fueron cubiertas con una pasta epóxica, teniendo finalmente como resultado un modelo de pilote de una sola pieza con diámetro constante en toda la longitud.

El duraluminio es un metal de mayor rigidez que el aluminio con módulo de elasticidad $E = 62,720$ MPa (640,000 kg/cm²), esfuerzo de fluencia $\sigma = 176.40$ MPa (1,800 kg/cm²) y esfuerzo de trabajo permisible $\sigma_t = 132.20$ MPa (1,400 kg/cm²).

Las variables que se midieron con esta instrumentación son: la carga axial en el pilote, con la cual se pudo inferir la resistencia cortante del fuste; el esfuerzo total normal a la cara lateral del pilote y la

presión de poro en la interfaz suelo-pilote, pudiendo obtener de la diferencia el esfuerzo efectivo actuante en el fuste; y la flexión del pilote bajo cargas laterales y/o axiales definiendo la configuración deformada del pilote.

El diseño, construcción, instrumentación y calibración del modelo se ha descrito con todo detalle en trabajos previos (Mendoza *et al.*, 1998; Luna, 2002).

Cabe destacar que al modelo de pilote en su extremo inferior se le ha colocado una punta con un ángulo de 55° cuyo objeto es proteger la instrumentación, ya que si el tubo estuviera abierto entraría agua, y suelo causando estragos en la instrumentación. Aunque los pilotes de las plataformas marinas son generalmente de tubo de acero de punta abierta.

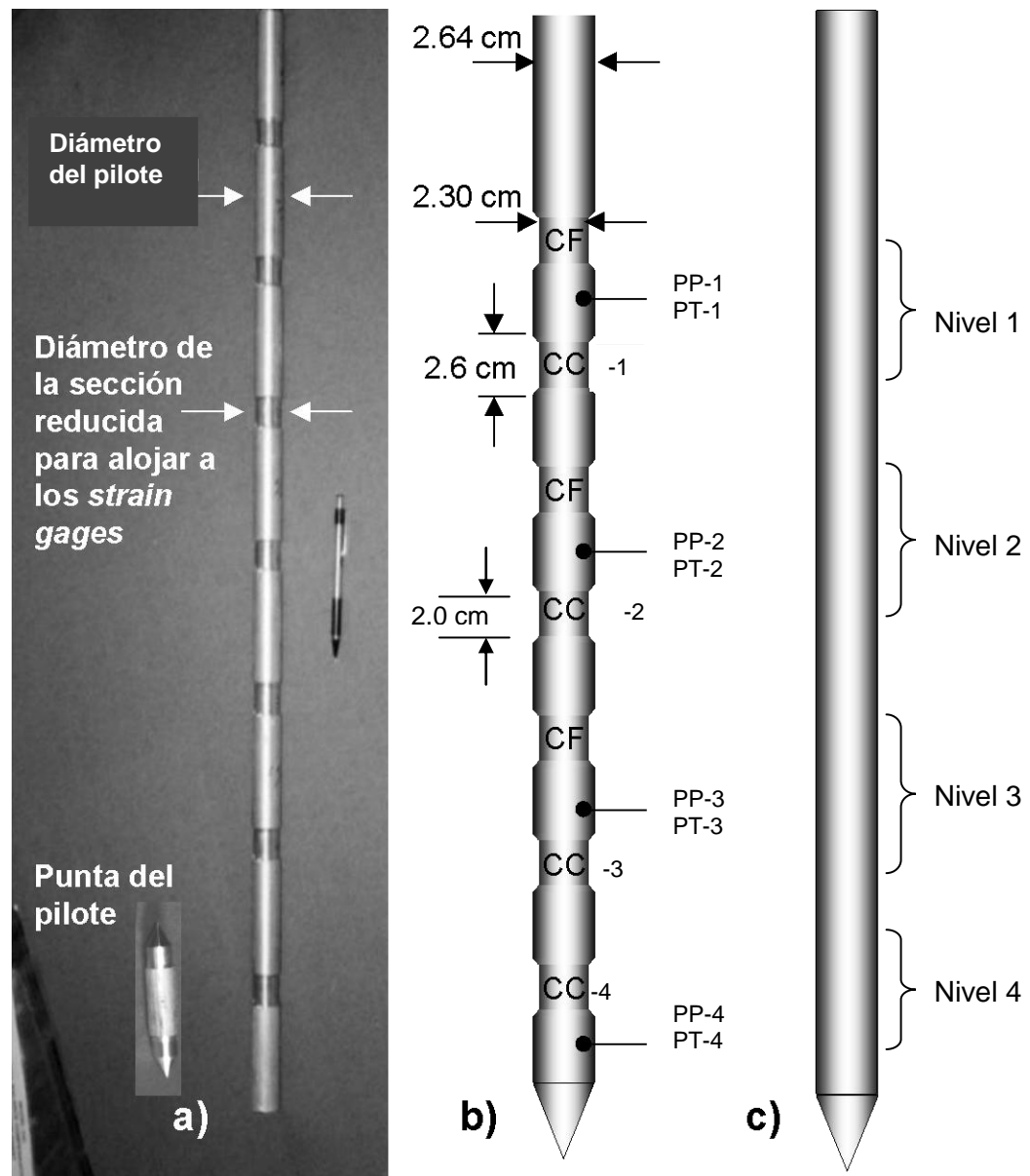


Fig.3.4 Distribución de los sensores colocados en el modelo de pilote de fricción (Luna, 2002)

Celdas de carga axial

Cada celda de carga axial esta formada con cuatro SG adheridos, colocados en el exterior de la sección reducida, colocados al mismo nivel a 90° entre sí, formando un puente completo; cada uno de ellos puede medir la deformación longitudinal y transversal del tubo, debido a la aplicación de cargas axiales.

El arreglo de los deformímetros es en puente completo teniendo en cada rama dos sensores que compensan las deformaciones en compresión y tensión, dado que al comprimir un elemento cilíndrico, se tiene deformación longitudinal negativa (C) y deformación diametral positiva (T). Como se aprecia en la Fig. 3.5, los conductores muy finos de los SG son conducidos por una pequeña perforación hacia el interior del tubo, para que finalmente salga todo el conjunto de conductores por la boca del tubo, hacia el sistema de adquisición de datos.

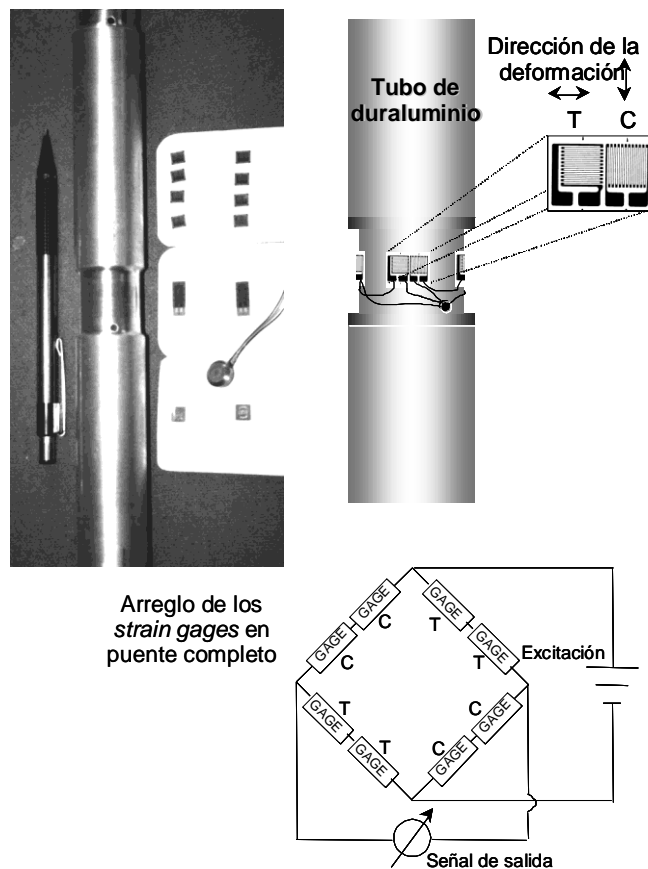


Fig. 3.5 *Strain gages* seleccionados para la celda de carga axial y su arreglo en puente completo (Luna, 2002)

Celdas de flexión

Las celdas de flexión se resolvieron colocando tres SG al mismo nivel a 120° entre sí; cada uno de éstos forma un cuarto de puente teniendo la capacidad de medir la deformación del tubo en tres direcciones, con lo cual se podrá definir el vector deformación del pilote.

Sin embargo, para las celdas de flexión utilizarán tres SG del tipo unidireccional, como se muestra en la Fig. 3.6, los que de manera individual miden la deformación longitudinal de cada sector de 120° , definiendo así la configuración deformada del pilote.

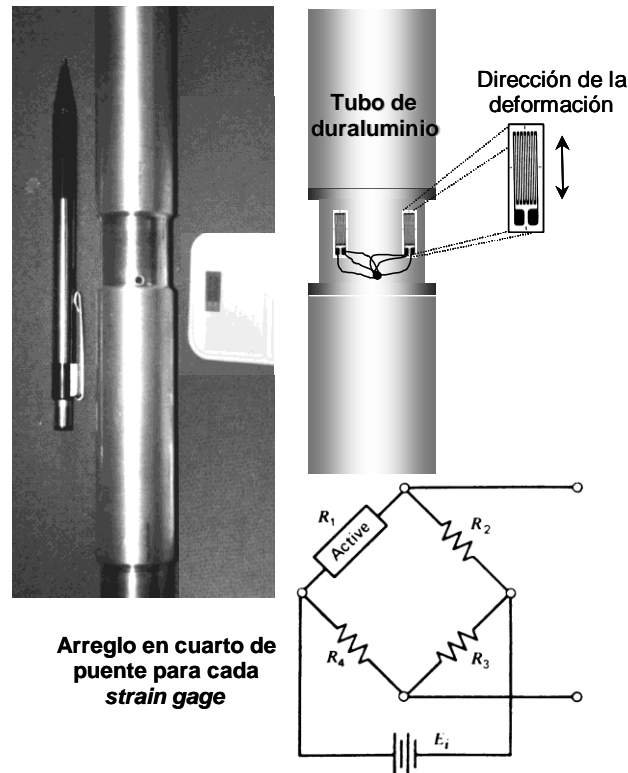


Fig. 3.6 *Strain gages* seleccionados para la celda de flexión y su arreglo en cuarto de puente (Luna, 2002)

Celdas de esfuerzo total

Las celdas de presión basadas en SG son de tipo diafragma (Dally *et al.*, 1984). Estos transductores, como su nombre lo indica, utilizan un diafragma circular el cual se somete a presión uniforme y presenta una deformación tangencial $\epsilon_{\theta\theta}$ positiva en todo el diámetro, con su valor máximo al centro; pero la deformación radial $\epsilon_{\rho\rho}$ es negativa en la zona perimetral (empotramiento); esta distribución se presenta en la Fig. 3.7.

Aprovechando tal distribución, se seleccionaron los SG tipo roseta circular, los cuales están divididos en cuatro sectores, dos en el centro que miden la deformación tangencial $\epsilon_{\theta\theta}$ máxima positiva y dos en la periferia para registrar la deformación radial $\epsilon_{\rho\rho}$ máxima negativa. Al contar con cuatro elementos, el arreglo que se forma es de puente completo.

Las celdas de esfuerzo total para nuestro modelo fueron maquinados independientemente del tubo, formando la pieza con diafragma circular y pegando el SG tipo roseta. La pieza a la que fue pegada es también de duraluminio y se fijo al pilote con pegamento epóxico; el esquema de colocación de la celda y la ubicación del SG también se incluyen en la Fig. 3.7.

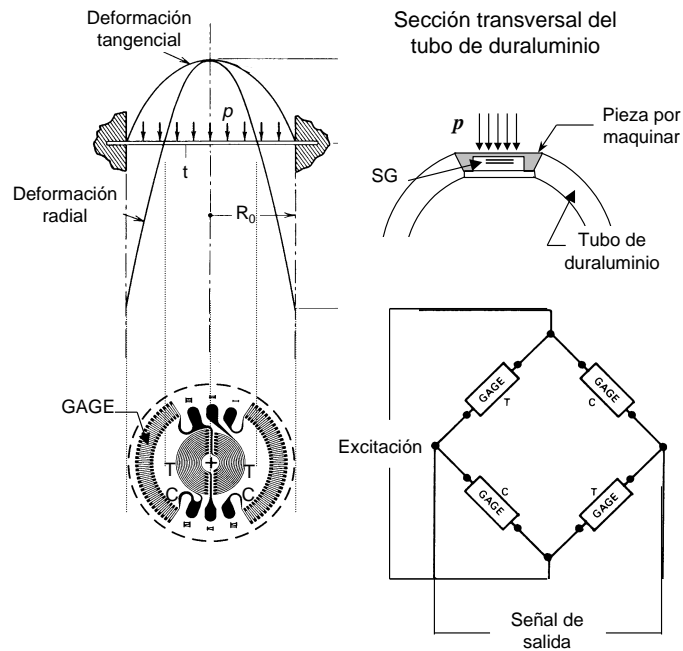


Fig. 3.7 Celdas de esfuerzo total tipo diafragma y su arreglo en puente completo (Luna, 2002)

Transductores de presión de poro

Los transductores de presión de poro se colocaron de manera semejante a las celdas de esfuerzo total, maquinando el apoyo a la forma de fábrica del transductor y pegándolo con resina epóxica al cuerpo del pilote; entre el transductor y el material se colocó un elemento poroso de acero inoxidable sinterizado, el cual permite la entrada de agua al diafragma sensible y evita el contacto de suelo. El esquema se presenta en la Fig. 3.8, mostrando el transductor de presión de poro miniatura.

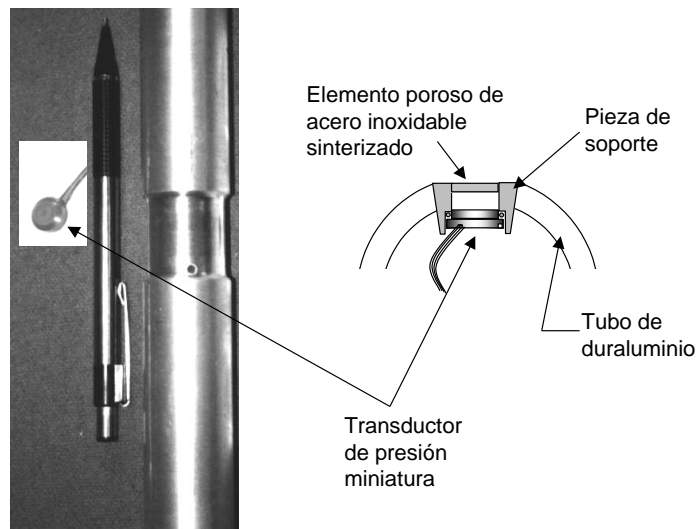


Fig. 3.8 Esquema de la implementación de los transductores de presión de poro (Luna, 2002)

Marco de hincado

Para guiar al modelo de pilote en el hincado, se utilizó un marco guía formado por tubos de acero de 2.54 cm (1 pulg.) de diámetro y de cédula 80 con conexiones del mismo material. El marco guía consiste en tres postes (tubos de acero), dos de los cuales forman propiamente el marco y el tercero se ligó a estos dos en su parte superior por medio de un cuadro tubular, con el objeto de darle estabilidad en la dirección perpendicular al mismo. El cuadro tubular permite el paso del modelo y los postes principales tienen conexiones para alojar travesaños en seis elevaciones diferentes. Además, se utilizaron unas placas guía, hechas de soleras de acero de 0.64 cm (1/4 pulg.) de espesor, con baleros que sirven para el deslizamiento y apoyo del pilote en el momento de su hincado. En la Fig. 3.9 se muestra el marco guía y las placas.

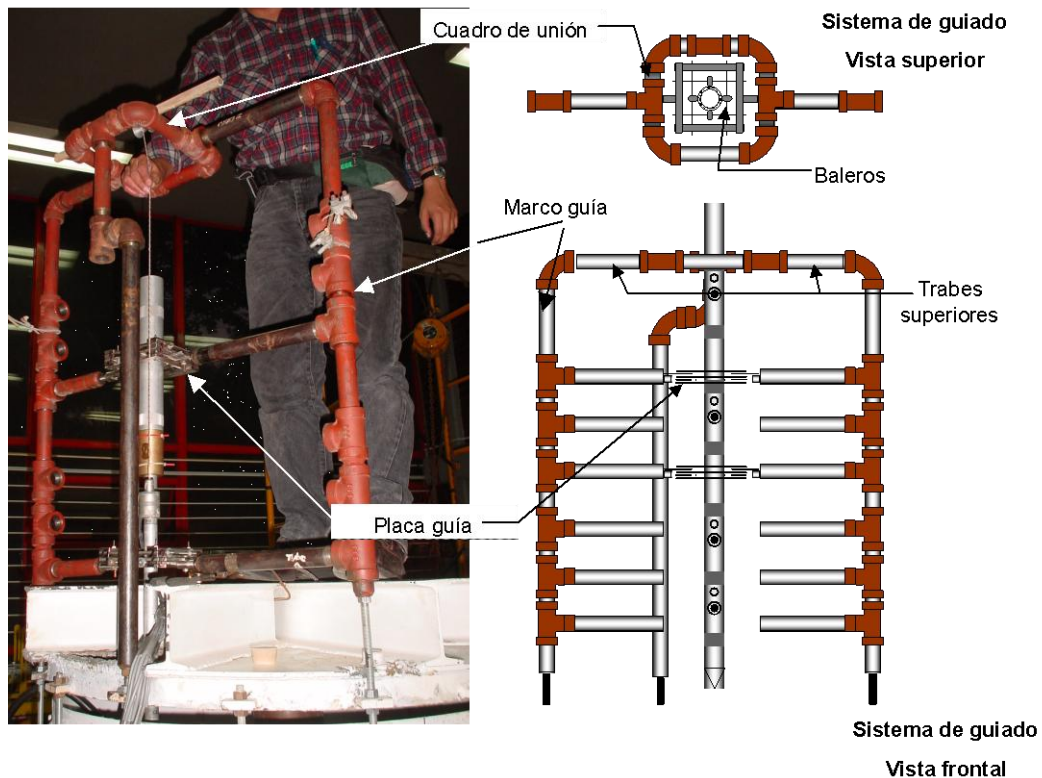


Fig. 3.9 Marco guía y placas guía para la instalación del pilote

Los baleros quedan en contacto con el fuste del pilote y a su vez, éstos se sujetan a las soleras. Estas placas guía tienen dos orejas que se sujetan a los travesaños del marco, procurando tener dos o tres niveles de sujeción.

Este marco está diseñado para sujetarse en tres puntos perimetrales del odómetro, precisamente en las orejas de sujeción, como se observa en la Fig. 3.10.

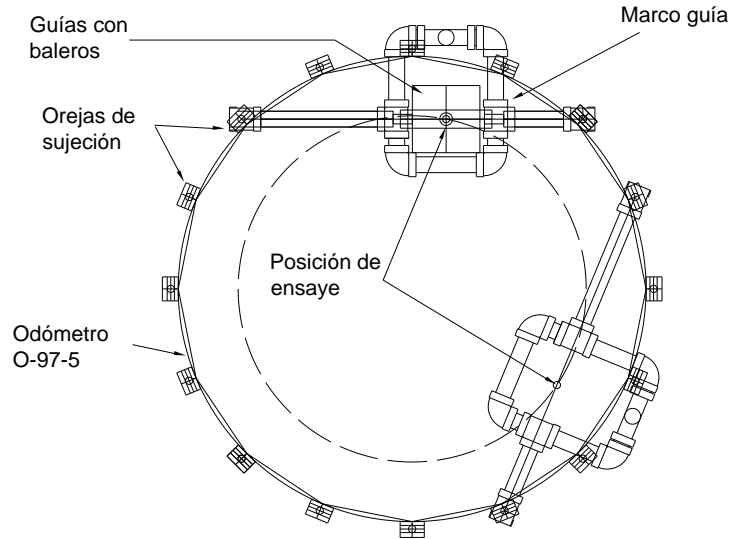


Fig. 3.10 Posición del marco guía en el odómetro O-97-5 (Luna, 2002)

Sistema de hincado

Se decidió que el hincado del modelo de pilote fuera a percusión, dado que en campo se realiza de la misma manera, además de que el hincado a presión se complicaba por los aditamentos adicionales que se hubieran necesitado.

El sistema de hincado consiste en una barra de acero inoxidable de 50 cm de largo y 1.27 cm de diámetro (1/2 pulg.), la cual sirve como guía para una masa cilíndrica de acero de 10.16 cm de diámetro externo (4 pulg.), 1.43 cm de diámetro interno (9/16 pulg.) y 14 cm de altura, que puede correr a lo largo de la barra. Esta barra se conecta a la cabeza del modelo de pilote con un soporte cilíndrico de 5.08 cm de diámetro (2 pulg.), donde se coloca un disco de neopreno y recibe el golpe de la caída de la masa. El sistema se muestra en la Fig. 3.11, distinguiéndose los elementos anteriores.

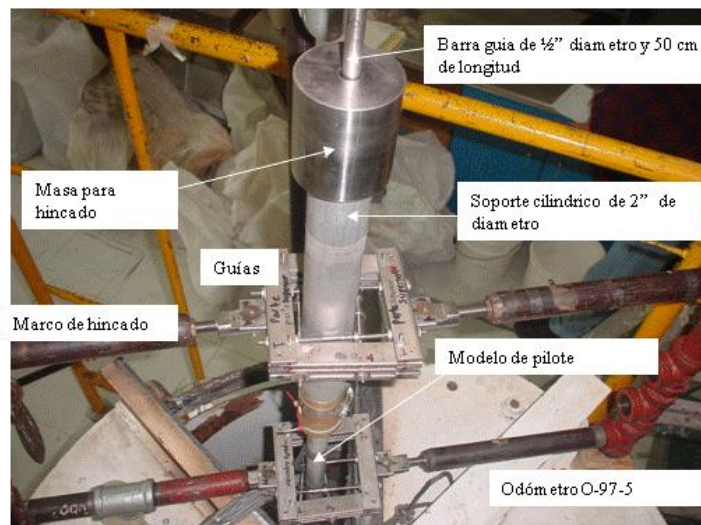


Fig. 3.11 Elementos del sistema de hincado a percusión

El peso de la barra y el soporte cilíndrico es de 11.8 N (1.20 kg), mientras que el peso del martinete es de 29.3 N (2.983 kg), teniendo un peso total del sistema de 41.03 N (4.183 kg).

El funcionamiento es simple, se conecta el soporte a la cabeza del pilote y después se une la barra de acero al soporte, se coloca un disco de neopreno y se pone el cilindro de acero que funciona como la masa o martinete; posteriormente se coloca un prisionero el cual se instala en la barra para fijar la altura de caída de la masa (20 cm). Finalmente, la aplicación de los golpes es manual levantando y dejando caer la masa con un cierto ritmo. Los golpes se dieron con una frecuencia media de 0.05 Hz ($T=19.6$ s).

Marco de reacción

Este elemento sirve de reacción a los actuadores neumáticos y fue diseñado y construido con perfiles de acero estructural. El marco se muestra esquemáticamente en la Fig. 3.12, donde se distinguen las columnas, la trabe superior, la trabe inferior, los apoyos y el arreglo de los actuadores axial y lateral.

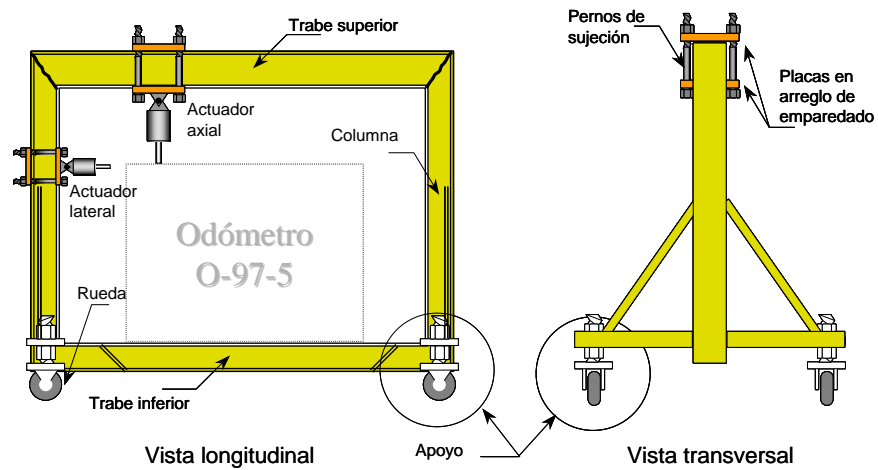


Fig. 3.12 Esquema y vista del marco de carga

Este marco se fija al odómetro mediante tornillos que unen la trabe inferior con la placa base del odómetro O-97-5, evitando movimiento relativo entre el marco y el odómetro al momento de los ensayos. Asimismo, al marco se le proveyó de ruedas fuera del plano del marco para asegurar su estabilidad, tanto transversal como longitudinal. El marco puede bajar su altura al momento de colocar la trabe inferior, y subirlo hasta llegar al contacto con la placa base del odómetro, gracias a que las ruedas cuentan con tornillos de doble tuerca.

Los actuadores se sujetan al marco por medio de placas de acero en forma de emparedado, aprisionando el perfil estructural con pernos largos. La razón de tal sujeción es la flexibilidad que se tiene de mover el actuador a lo largo de la trabe superior o de la columna del marco, pudiendo realizar los ensayos en cualquier posición en planta de la superficie del suelo.

Asimismo, puede colocarse en 8 posiciones diametrales distintas, con lo cual se pueden realizar 16 ensayos cercanos a la periferia del odómetro, además de ensayos en el centro o intermedios.

3.1.4 Sistemas automático de adquisición de datos y de aplicación de cargas

Se ha seleccionado un sistema fabricado por *National Instruments*, constituido por los componentes siguientes: a) Bloque terminal de conexiones que recibe los extremos de los cables con la señal de cada uno de los sensores, alimentados con una fuente de poder externa; b) Módulos multiplexores para la amplificación y barrido de señales de bajo nivel dispuestos en un chasis externo y relativamente cercano a los sensores; c) Chasis externo que aloja y conecta a los multiplexores; d) Tarjeta Analógica/Digital (A/D) que convierte las señales analógicas (voltajes) en señales digitales, insertada en una computadora; y e) Software *Lab View*, que es la plataforma de programación para registrar y procesar las señales digitales de los sensores.

Además de los elementos anteriores, el Sistema de Adquisición de Datos (SAD) cuenta con tarjetas de acondicionamiento de señal externas, diseñadas y construidas en el Departamento de Instrumentación del Instituto de Ingeniería, con la participación del Ing. Enrique Gómez; estas tarjetas reciben la alimentación desde la fuente de poder y la distribuyen a cada sensor de manera independiente. Asimismo, cada sensor se conecta a las tarjetas pudiendo ajustar su lectura inicial a cero, también de manera independiente, por medio de potenciómetros.

Esquemáticamente, los componentes del SAD se muestran en la Fig. 3.13, distinguiendo los elementos arriba descritos.

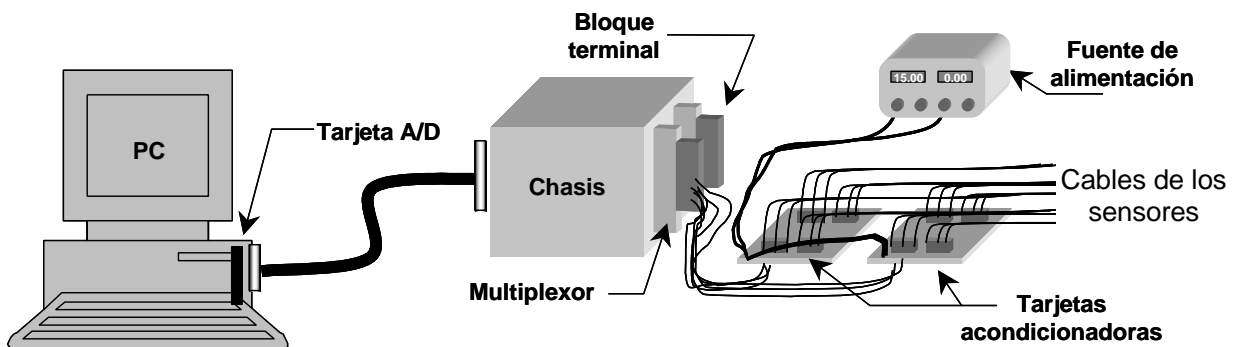


Fig 3.13 Esquema del Sistema de Adquisición de Datos (SAD) (Luna, 2002)

El Sistema electroneumático de Aplicación biaxial de Cargas (SAC) fue adquirido a la compañía *Geotechnical Consulting and Testing Systems* y está constituido por actuadores neumáticos, celdas de carga externa, transductores de desplazamiento lineal LVDT, servoválvulas electroneumáticas, un módulo acondicionador de señales, una tarjeta Analógica/Digital/Analógica (A/D/A) para computadora, una interfaz de la computadora y un servoamplificador para el manejo de las servoválvulas. Con este sistema se pueden realizar pruebas bajo carga o deformación controlada en ciclo cerrado, así como la aplicación conjunta de cargas axiales y laterales; es de llamar la atención su capacidad de reproducir registros sísmicos o de oleaje.

En forma simplificada, el funcionamiento del SAC se muestra en la Fig. 3.14. distinguiendo dos fases: la fase mecánica y la fase electrónica. En la fase mecánica, se suministra presión a las servoválvulas, las cuales generan el diferencial de presión entre las dos recámaras (presión de la recámara superior p_s e inferior p_i) del actuador neumático, generando una acción mecánica que registra el transductor y se transmite hasta el modelo. La respuesta de los actuadores depende de la eficiencia de las servoválvulas.

La fase electrónica incluye las demás partes, que interactúan por medio de un *software* proporcionado por el fabricante. Es en este programa donde el usuario selecciona el tipo de prueba, ya sea carga o deformación controlada, generando un comando o función desde la computadora (Fig. 3.14), que por medio de la tarjeta A/D/A se transforma de señal digital a analógica. Esta señal llega a la interfaz de la computadora y al servoamplificador, controlando el funcionamiento de la servoválvula. Posteriormente, el transductor manda la señal de respuesta que llega al acondicionador de señales y a la interfaz de computadora, la cual es enviada nuevamente a la tarjeta A/D/A convirtiendo tal respuesta analógica a una digital. La respuesta se compara con el comando mediante un algoritmo de control denominado PID (*Proportional Integral Derivative*: Integración derivativa proporcional), el cual corrige la señal de salida (comando) de acuerdo con la respuesta obtenida, cerrando así el ciclo. En todo el proceso se van registrando los datos de respuesta en la computadora.

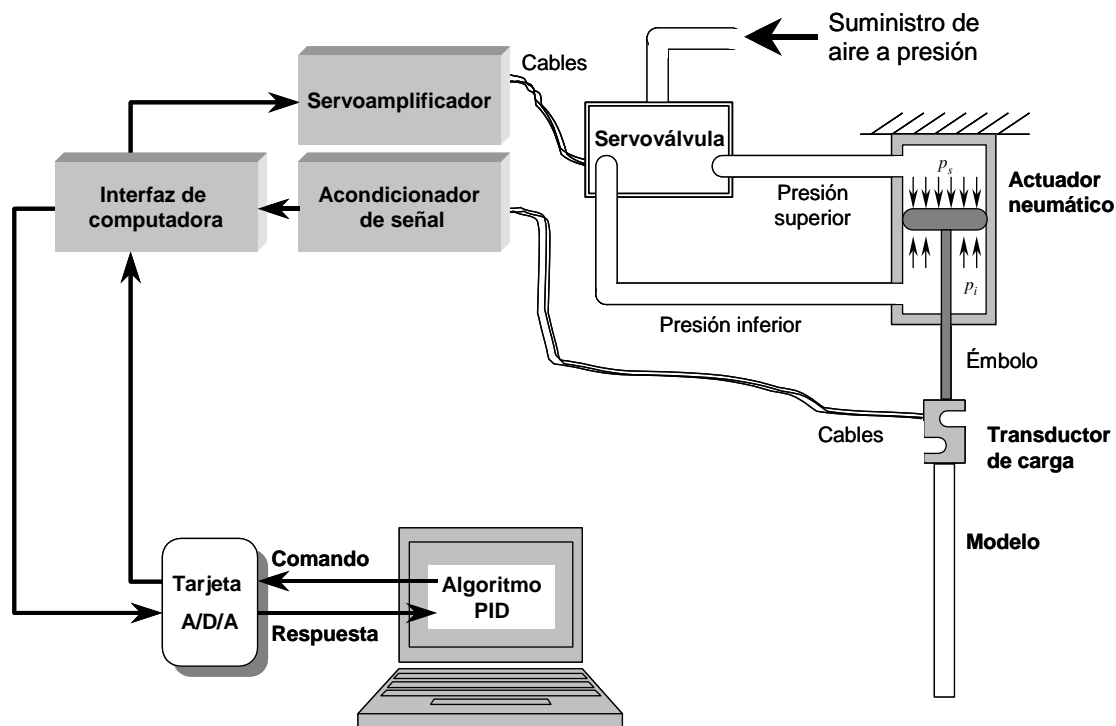


Fig 3.14 Esquema de funcionamiento del Sistema de Aplicación de Cargas (SAC) (Luna, 2002)

El sistema cuenta con dos servoválvulas, cada una controla un actuador o pistón de doble recámara para aplicar carga axial y lateral al modelo de manera simultánea, controlando su movimiento desde la computadora. La respuesta del sistema, en su arreglo completo, está dada por cuatro transductores: dos transductores de carga y dos de desplazamiento, uno de cada tipo dispuesto en cada actuador formando cuatro canales, registrando la carga y el desplazamiento aplicado al modelo por el actuador.

Los límites en el SAC adquieren importancia en el ensaye de pilotes, ya que por descuido se puede obligar al actuador a aplicar una carga mucho mayor a la capacidad de carga del modelo, obligando a un desplazamiento súbito del mismo a tal grado que el modelo penetre rápidamente en el suelo, choque con la placa base del odómetro y se dañe. Esto se evita reduciendo el intervalo de desplazamiento del transductor por medio de sus límites, con lo cual, el equipo trataría de llegar a la carga programada pero se detendría al momento de rebasar el valor de desplazamiento prescrito.

Los ensayes se pueden programar desde la computadora hasta con tres fases, por ejemplo: uno de los ensayes contemplados es la condición de carga muerta más carga viva accidental más oleaje; entonces, podemos programar un ensaye que en su primera fase aplique una carga estática inicial (carga muerta más carga viva accidental), en la siguiente fase se puede aplicar una carga cíclica con amplitud, periodo y tiempo predefinidos (oleaje), y como tercera fase, mantener la carga estática inicial; todo ello con el registro de carga y desplazamiento inducido en el modelo de pilote. Aunque en este trabajo solamente se reportan ensayes estáticos, cabe mencionar que se realizaron ensayes cíclicos dinámicos, bajo diversas combinaciones de carga sostenida y carga cíclica.

La servoválvula es una de las partes más importantes del sistema. En ella entra aire a presión y se genera un diferencial de presión entre sus dos salidas, gracias a que cuenta con una válvula de dos vías que se mueve de acuerdo al diferencial que se quiera aplicar. El movimiento de la válvula es controlado desde el servoamplificador y se mantiene en movimiento (vibración) antes y después de generar el diferencial.

3.1.5 Procedimiento de ejecución de los ensayes

De manera general, el procedimiento para la ejecución de los ensayes consistió en cinco etapas, que a continuación se enlistan:

Hincado:

- Alineación de la tapa reforzada, el cabezal de acrílico y las placas de acero, de manera tal que permitan el paso del pilote y del actuador para efectuar el ensaye.
- Aplicación de presión externa al suelo, mediante el gato hidráulico de alta presión y la ayuda de cuatro placas de acero; la presión aplicada a la muestra de suelo fue de 73.5 kPa para la serie denominada A y de 147 kPa para la serie denominada B.
- Instalación del marco guía y el sistema de hincado en el odómetro.
- Conexión de todos los sensores del modelo de pilote al Sistema de Adquisición de Datos.
- Hincado del modelo de pilote, por medio de impactos, monitoreando todos los sensores durante esta etapa.

Posthincado:

- Monitoreo de los sensores dispuestos en el pilote, aun después del haber finalizado el hincado y por casi 24 horas.
- Instalación del marco de reacción en el odómetro.
- Instalación del actuador neumático y el transductor de desplazamiento LVTD.
- Verificación de posibles fugas en la línea de aire a presión.

Ensaye:

- Programación del comando, para su ejecución por medio del Sistema de Aplicación de Carga.
- Monitoreo en tiempo real y captura de datos.
- Ejecución de la prueba en el modelo de pilote.

Extracción total del modelo pilote:

- Ensaye controlado con ayuda del Sistema de Aplicación de Cargas.
- Extracción total empleando el andamio y el malacate.

Relleno del hueco:

- Preparación de la mezcla para rellenar el hueco dejado por la extracción total del modelo de pilote del suelo del odómetro.
- Inyección de la mezcla, por medio de una engrasadora, una manguera y un tubo de cobre.

En la Fig. 3.15 se aprecia la secuencia de las actividades realizadas para efectuar el ensaye y a continuación se describen las mismas.

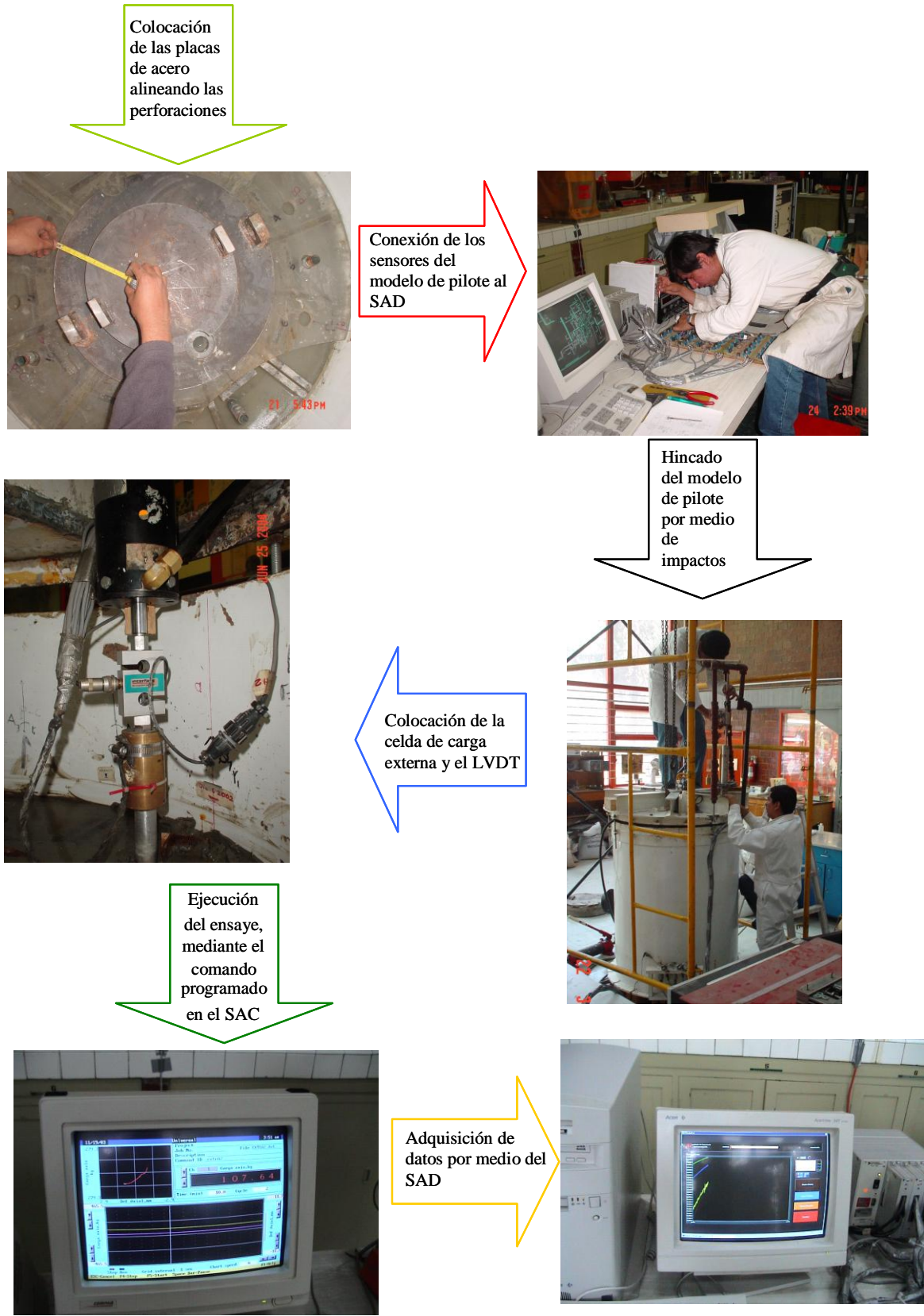


Fig. 3.15. Secuencia de las actividades del ensaye (continúa)

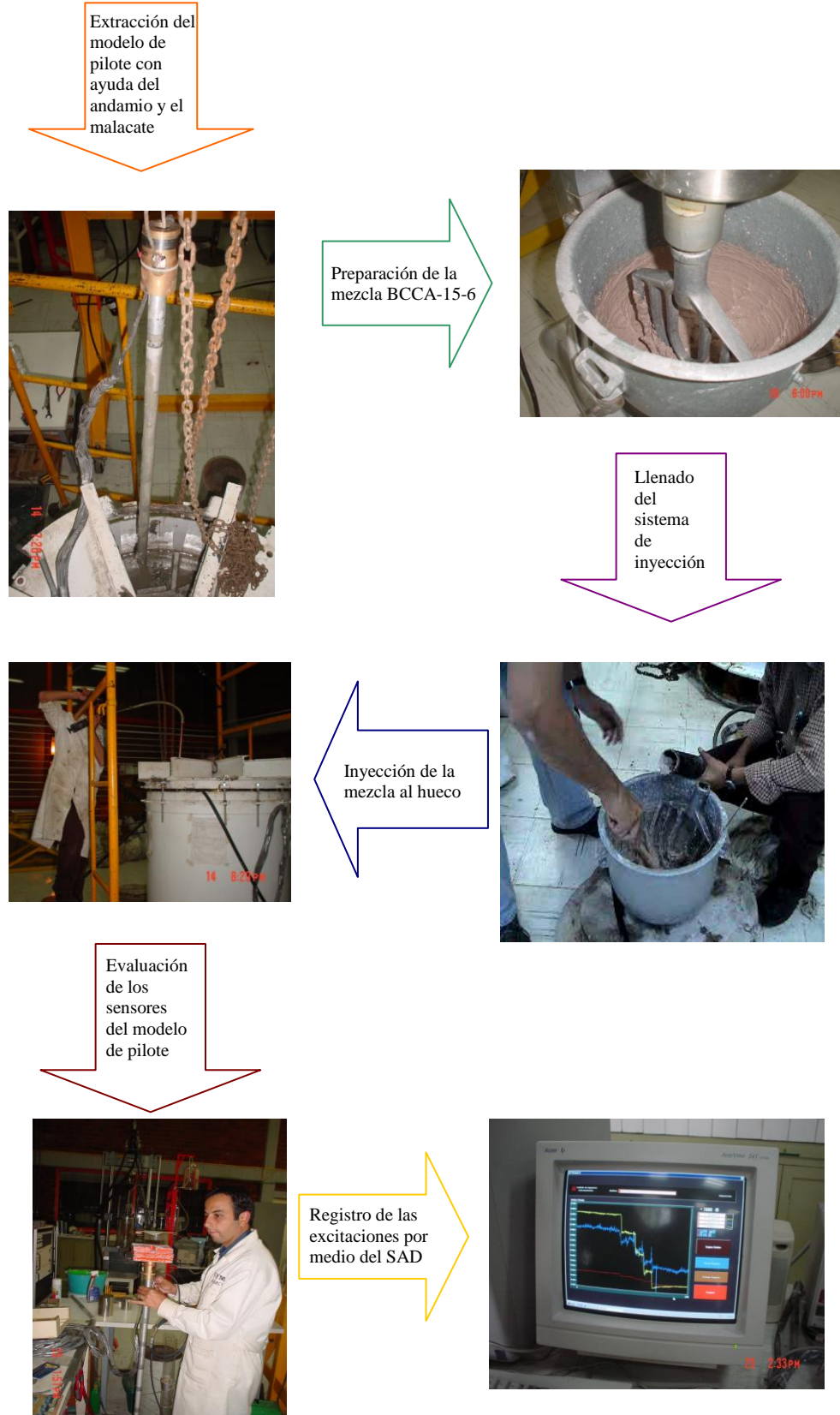


Fig. 3.15. Secuencia de las actividades del ensayo.

Hincado

En la superficie del suelo marino reconstituido se ubicaron 34 posiciones posibles para efectuar el programa de ensayos; en la selección de las posiciones se previó una separación de entre 4 y 5 diámetros del modelo de pilote, centro a centro entre pilotes, así como entre las posiciones extremas y la frontera rígida del odómetro. De esta manera, se trazaron tres circunferencias concéntricas, con radios r_1 de 36.2 cm, r_2 de 26.4 cm y r_3 de 17.5 cm. En las circunferencias exterior (r_1) e interior (r_3) se marcaron 16 y 8 posiciones respectivamente con una distribución regular, tal como se muestra en la Fig. 3.16.

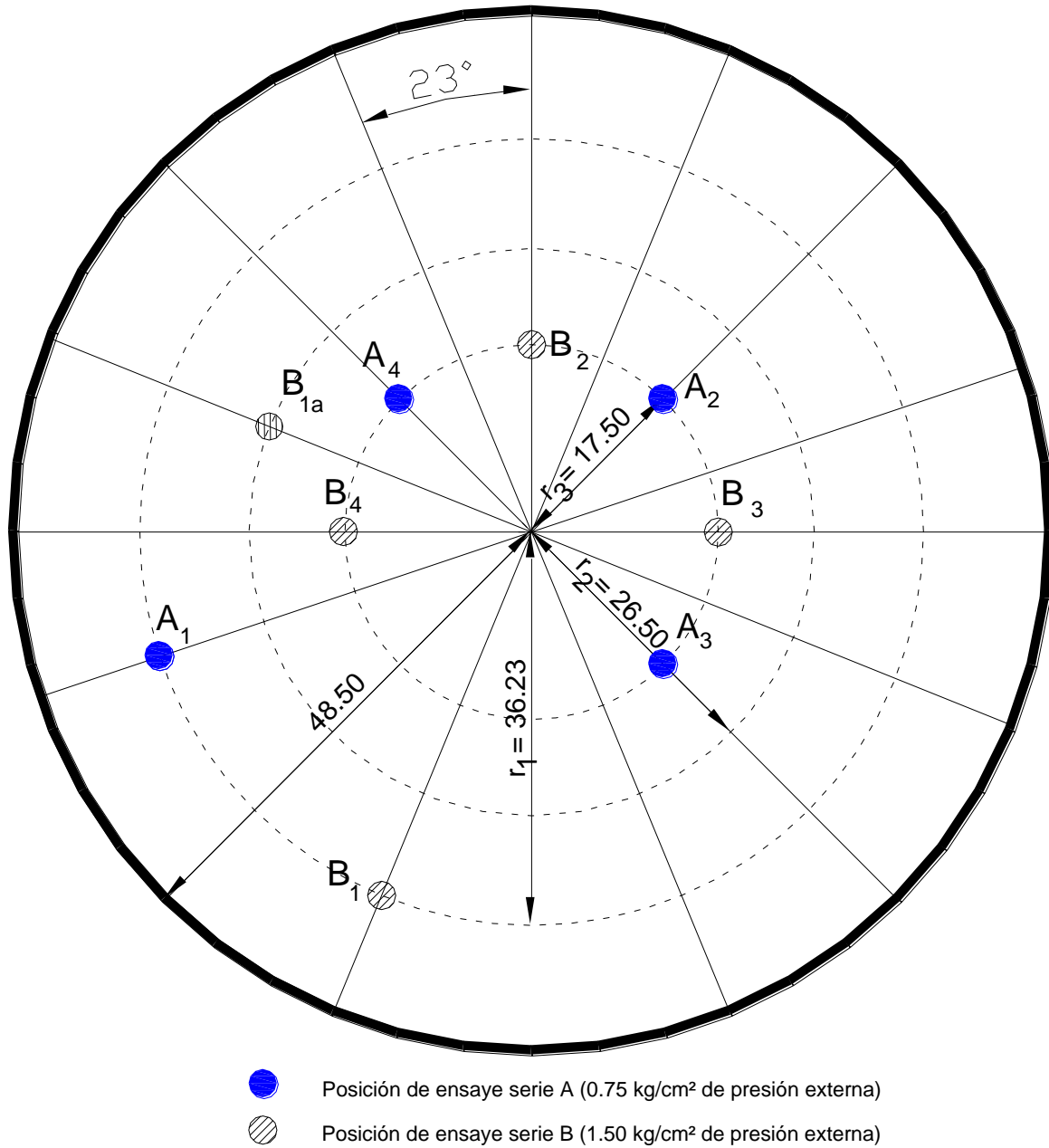


Fig. 3.16 Vista en planta de las posiciones de ensayos; series A y B

La nomenclatura de cada ensaye a la que se hará referencia en lo siguiente atiende a la presión externa aplicada y al número consecutivo de ejecución de la prueba; así, el ensaye A1 indicado en la Fig. 3.16 corresponde al primer ensaye con presión externa igual a 73.5 kPa y el ensaye B1 corresponde entonces al primer ensaye con la presión externa de 147 kPa.

Definida la posición en planta en el odómetro O-97-5, en donde se iba a hincar el pilote de acuerdo con el sembrado de ensayes, se suprimió la presión externa aplicada a la masa de suelo, para levantar, girar y alinear la tapa reforzada del odómetro, el cabezal de acrílico y las placas de acero; de esta manera fue posible el paso del pilote y del actuador neumático, durante el ensaye. A continuación se describe la secuencia de actividades ejecutadas.

La tapa reforzada donde reacciona el gato hidráulico se levantó por medio de un andamio acondicionado previamente con llantas en sus patas y un malacate en su parte superior, de esta manera se facilitó la actividad (Fig. 3.17); a continuación se retiraron las 4 placas sobre las que se apoya el gato hidráulico y finalmente se levantó el cabezal de acrílico y se giró, con el fin de ubicar una de las perforaciones de éste en alineación con la posición a ensayar.



Fig. 3.17 Elevación de la tapa reforzada del odómetro.

Después de ubicar una de las perforaciones del cabezal de acrílico en la posición en donde se iba a hincar y ensayar el modelo de pilote, se colocaron nuevamente las cuatro placas de acero, y se alinearon las perforaciones de éstas, con la del cabezal de acrílico.

Se colocó el gato hidráulico sobre las placas de acero y se alineó la tapa reforzada (Fig. 3.18), procurando que el corte del sector circular se encontrara alineado con las perforaciones de las placas de acero y éstas a su vez con la perforación del cabezal de acrílico; una vez colocada la tapa reforzada, se

sujetó al odómetro por medio de tornillos, y finalmente se aplicó la presión externa adecuada, al suelo correspondiente para cada ensaye.



Fig. 3.18 Colocación del gato hidráulico, antes de situar la tapa reforzada

El marco de hincado se colocó sobre el odómetro, procurando su alineación tanto en el sentido vertical como en el horizontal, para lo cual se utilizó una plomada de mano (Fig. 3.9); posteriormente ya alineado, se fijó al odómetro por medio de los tornillos que tiene cada una de sus tres patas; estos tornillos entran en las orejas del odómetro, que a su vez también sirven para sujetar, como se comentó anteriormente, la tapa reforzada del odómetro.

Alineado en el sentido vertical, así como en el horizontal, el pilote y con el marco de hincado en posición se conectaron los 15 sensores al SAD, se colocaron las piedras porosas previamente saturadas a los 4 transductores de presión de poro y determinada la penetración máxima del modelo de pilote en el suelo reconstituido (73.55 cm), se procedió a hincarlo.

Poshincado

Durante todo el proceso de hincado y por casi 24 horas posteriores al mismo, se llevó a cabo un monitoreo a tiempo real y la generación de un archivo de datos de los cambios de las variables de presión de poro, presión total, carga y flexión a través de los SAD y los sensores instalados en el modelo de pilote.

En el monitoreo se modificó el tiempo de adquisición de datos de 2 segundos, que se utilizó en el hincado al de 5 segundos, con el objetivo de tener una cantidad reducida de datos. Los resultados

obtenidos durante esta etapa se muestran en este mismo capítulo, mientras que el análisis de éstos se realiza en el capítulo 4.

Una vez terminado el hincado, y sin detener el monitoreo de los sensores se procedió a la instalación del marco de reacción en el odómetro y el SAC, para posteriormente verificar la hermeticidad de éste, con el fin de mantener la presión de aire constante y así efectuar el ensaye de manera satisfactoria.

Ensaye

Se programó en el SAC, el comando apropiado para cada prueba efectuada; cabe destacar que se programó una función rampa para ensayar el pilote a compresión y una vez que se suscitó la falla bajo esa condición de carga, se probó bajo una carga a tensión; esto por una parte, fue con el objetivo de observar los fenómenos que se presentan en el fuste del pilote debidos a una carga de compresión y a una carga de tensión, y por otra parte la de extraer el pilote del suelo reconstituido, y poder realizar las demás pruebas.

Extracción del modelo de pilote

Una vez terminada la prueba a la que fue sometido el modelo pilote, se utilizó el SAC para extraerlo, pero como la carrera del actuador es de unos cuantos centímetros (6.5 cm), fue necesario la extracción con ayuda del andamio y del malacate.

La manera de proceder durante la extracción del pilote fue la de colocar el andamio y malacate en alineación adecuada, de forma que se pudiera sujetar el cabezal del modelo del pilote por medio de un cable de acero y éste a su vez se fijara al malacate que pende del andamio (Fig. 3.19) y con ayuda del malacate generar la fuerza necesaria para extraer completamente el pilote.

De manera similar a el proceso de hincado, se adquirieron datos durante la realización de extracción del pilote.



Fig. 3.19 Vista del modelo de pilote en extracción

Relleno del hueco

Con el fin de mantener una masa continua se rellenó el hueco dejado por el pilote. Inmediatamente antes de la extracción del modelo de pilote del suelo reconstituido en el odómetro O-97-5, se realizaron los preparativos para la fabricación de la mezcla, denominada BCCA-15-6 (Ibarra, 2002); esta mezcla está compuesta por 79% de bentonita, 6% de cemento, 15% de caolín y 170% de agua, proporciones con las que se genera un suelo artificial cuyas características de resistencia, módulo de elasticidad y permeabilidad son similares a las del suelo marino.

Una vez que se pesaron los diferentes componentes del suelo artificial, se mezclaron por 20 minutos con una batidora industrial de 20 kg (Fig. 3.20).



Fig. 3.20 Preparación de la mezcla

Enseguida de la fabricación de la mezcla, ésta se vertió en una engrasadora, previamente adaptada, con el fin de poder inyectarla al hueco dejado por la extracción del pilote del suelo marino (Fig. 3.21).



Fig. 3.21 Llenado de la mezcla en la engrasadora

La engrasadora fue adaptada colocando una manguera de plástico transparente en su salida, con el propósito de observar el flujo de la mezcla; en el otro extremo de la manguera se le colocó un tubo de cobre de 1.5 m de longitud y 1.27 cm de diámetro.

El proceso para inyectar la mezcla se puede resumir de la siguiente manera, la engrasadora permite someterle una pequeña presión al suelo que se encuentra en su interior, esta presión hace que se presente el flujo del suelo, que se controla por medio de una válvula que se encuentra a la salida de la engrasadora. Se introdujo el extremo del tubo de cobre en el hueco dejado por la extracción del modelo de pilote y controlando el paso del suelo a través de la manguera transparente, lo que se logra al observar si la engrasadora tiene todavía suelo en su interior, o es necesario llenarla (Fig. 3.22).



Fig. 3.22 Inyección de la mezcla en el hueco.

Una vez que se ha inyectado la mezcla de suelo en el odómetro, y el modelo de pilote se encuentra limpio de suelo adherido en su fuste, se realiza una evaluación y verificación a los 15 sensores, esto con el fin de determinar si algún sensor sufrió daño.

De manera general esta evaluación es de la siguiente manera, conectados los sensores al SAD, se les aplica una pequeña excitación y se registra su lectura, conociendo la excitación a la que fue sometido el sensor, se puede determinar si éste tiene una buena respuesta, o si está dañado.

3.2 Sobre los ensayos efectuados con el modelo de pilote

La similitud se refiere a la representatividad del comportamiento en el modelo físico con el prototipo de campo, que permite predecir el comportamiento del prototipo con base en las observaciones del modelo. Para que exista similitud entre el modelo y el prototipo, es necesario que todos los parámetros adimensionales que resultan del análisis dimensional, sean iguales entre sí.

Se reconoce que en el experimento que aquí se reporta no se cumplen las leyes de similitud entre el modelo del experimento de laboratorio y el prototipo de una cimentación tipo *jacket*; en efecto, cuando se estudian problemas donde los parámetros están gobernados por los esfuerzos en el medio que se deben al peso propio de los materiales, es prácticamente imposible cumplir con la similitud en ensayos bajo una condición de ambiente gravitacional (1g). Este es el caso de los ensayos con los modelos de pilotes de fricción, donde la resistencia por fricción depende del esfuerzo normal a la pared del fuste y éste a su vez, depende del peso volumétrico y del espesor del suelo que claramente está sujeto a un estado gravitacional. Claro está que, además de los esfuerzos en la masa de suelo, se encuentran las propiedades de deformabilidad del suelo y del pilote, las cuales deben cumplir también con la relación de rigidez preestablecida por el prototipo.

Si bien es cierto que los ensayos que aquí se reportan se realizan bajo un ambiente gravitacional, se diseñaron algunas modificaciones al proyecto para poner en evidencia el efecto del nivel de esfuerzo vertical a que está sujeto el suelo alrededor de los pilotes a mayores profundidades. Para ello, se realizaron ensayos aplicando dos niveles de presión externa sobre la superficie del suelo (73.5 kPa y 147 kPa); de esta manera se simulan ensayos en tramos de pilotes equivalentes a diferentes profundidades.

Es importante comentar que aunque no se escalen los valores de las variables en forma adecuada, la experimentación sigue siendo un medio eficaz y valioso para identificar las variables que gobiernan un problema en específico. Esto es igualmente válido cuando se trata de experimentación con modelos de pilotes de fricción, ya que se pueden observar con claridad los fenómenos de transferencia de carga, aumento y disipación de presión de poro, consolidación local, deformaciones y desplazamientos en el sistema pilote-suelo y de la respuesta dinámica de los pilotes, aun cuando no se puedan predecir con precisión los valores en el prototipo.

El programa de pruebas bajo carga axial monótonicamente crecientes se hizo considerando el estudio de los siguientes factores:

1. Estudiar el efecto de la velocidad de carga; para ello, se realizaron ensayos con carga monótonicamente creciente variando el tiempo a la falla.
2. Variación en la relación carga-desplazamiento del modelo de pilote bajo condiciones de esfuerzos diferentes en la masa de suelo donde se hincaron los pilotes. Para ello, se programaron dos series de ensayos con diferente presión externa aplicada sobre la superficie; es decir, en arcillas normalmente consolidadas (OCR=1, serie A) y en arcillas preconsolidadas (OCR=2, serie B). Asimismo, con las presiones externas referidas se reproducen condiciones de esfuerzos que existen a dos profundidades diferentes en el prototipo.

Un programa de esta naturaleza bajo dos condiciones de esfuerzos en la masa de suelo (serie A y B), requiere procedimientos sistemáticos para eliminar incertidumbres asociadas a los procesos experimentales, a fin de obtener resultados repetibles y comparables entre un ensayo y otro. Por ello, en todos los ensayos se procedió de manera rigurosa con metodologías sistemáticas para hincar, ensayar y registrar cada uno de los experimentos, las cuales fueron descritas anteriormente.

3.2.1 Consideraciones acerca del hincado de pilotes

Teniendo presente la manera en que se efectúa el hincado de los pilotes en las plataformas marinas, se consideró necesario proceder de manera semejante con los modelos de pilote, hincándolos mediante los impactos de la masa metálica, registrando durante todo el lapso en que se llevó a cabo dicha operación, las señales de salida de todos los sensores dispuestos en el modelo de pilote, para lo cual se ajustó el tiempo de adquisición de las señales en el SAD.

Con ello se monitorearon los cambios en la presión de poro y la presión total, así como en la resistencia del suelo cercano al fuste del pilote, conforme el pilote penetraba el suelo. Además, teniendo antecedentes de que estos cambios son parte fundamental a considerar en el análisis de la capacidad de carga de los pilotes en términos de esfuerzos efectivos, es de suma importancia evaluarlos. Un hecho bien sabido es que el aumento de la presión de poro y su posterior disipación son factores fundamentales que determinan la capacidad de carga de los pilotes desplazantes en suelos arcillosos.

Cabe destacar que durante el hincado de los ensayos de la serie A, el suelo siempre fue sometido a una presión externa de 73.5 kPa (0.75 kg/cm^2), mediante la aplicación de una fuerza suministrada por el gato hidráulico; sin embargo, esto ocasionó que para hincar el modelo de pilote fueran necesarios un número considerable de impactos, originando con ello que algunas celdas de cargas se dañaran.

Posteriormente durante la serie B, el suelo estuvo sometido a una presión externa de 147 kPa, lo que originó que el número de impactos fuera aún mayor, optándose por realizar el hincado de las subsecuentes posiciones sin aplicar presión externa al suelo.

Debido al hecho de que el modelo de pilote contaba en su punta con un tapón de forma de ápice de 55° , se puede decir, que el número de golpes, las presiones generadas y los esfuerzos a los que es sometido el suelo deberán de ser diferentes a los que generaría un modelo de pilote con punta abierta o con un tapón sin ápice.

3.2.2 Ensayes estáticos bajo carga axial con velocidad de deformación y presión externa variables

Con el objeto de evaluar la influencia de la velocidad de la carga en el comportamiento suelo-pilote, se efectuaron cuatro ensayos estáticos de la serie A (ensayos A1 al A4) con velocidades de aplicación de carga estática en el intervalo de 0.002 mm/min a 0.1 mm/min ($v_2/v_1=50$). Las características del comando programado para estos ensayos se presentan en la Tabla 3.2. En general, se efectuaron etapas sucesivas de compresión hasta la falla y extracción hasta la falla en cada ensayo. La variable de control para esta serie fue la de desplazamiento debido a que se buscó aplicar diferentes velocidades de carga asociadas a diferentes tiempos a la falla, como se explicó anteriormente. Los desplazamientos impuestos fueron monótonicamente crecientes, siguiendo una función rampa y monitoreándose en tiempo real los sensores dispuestos en el modelo de pilote (Fig. 3.23).

Tabla 3.2 Pruebas estáticas serie A

Prueba	Características						
	Control	Vel. de des.	Val. iniciales		Función	Amplitud	Tiempo a la falla
A-1	Fase 1 Compresión	Despl.	0.1mm/min	0.00 kg	0.00 mm	Rampa -6.00 mm	11.13 min.
	Fase 2 Extracción	Despl.	0.1mm/min	Previo de fase 1		Rampa 7.00 mm	7.75 min
A-2	Fase 1 Extracción	Despl.	0.033mm/min	0.00 kg	0.00 mm	Rampa 2.00 mm	43.63 min
	Fase 2 Compresión	Despl.	0.033mm/min	Previo de fase 1		Rampa -3.00 mm	40.83 min
A-3	Fase 1 Compresión	Despl.	0.007mm/min	0.00 kg	0.00 mm	Rampa -2.00 mm	119 min
	Fase 2 Extracción	Despl.	0.007mm/min	Previo de fase 1		Rampa 2.00 mm	113 min
A-4	Fase 1 Compresión	Despl.	0.002 mm/min	0.00 kg	0.00 mm	Rampa -1.5 mm	717 min
	Fase 2 Extracción	Despl.	0.002 mm/min	Previo de fase 1		Rampa 3.00 mm	630 min

**Fig. 3.23 Monitoreo de los sensores durante ejecución de ensayo estático A2**

De los datos anteriores, se observa que los tiempos de falla en compresión se encuentran en el intervalo de 11 a 717 min ($t_2/t_1=65$), mientras que para las fases de extracción los tiempos a la falla se encuentran entre 761 y 113 min ($t_2/t_1=14.6$). Los resultados se discuten en el capítulo 4.

De manera análoga se efectuaron cuatro ensayos estáticos de la serie B (B1 al B4) bajo una presión externa de 147 kPa (1.5 kg/cm²). Las características de los comandos de ensaye se consignan en la Tabla 3.3.

Tabla 3.3 Pruebas estáticas serie B

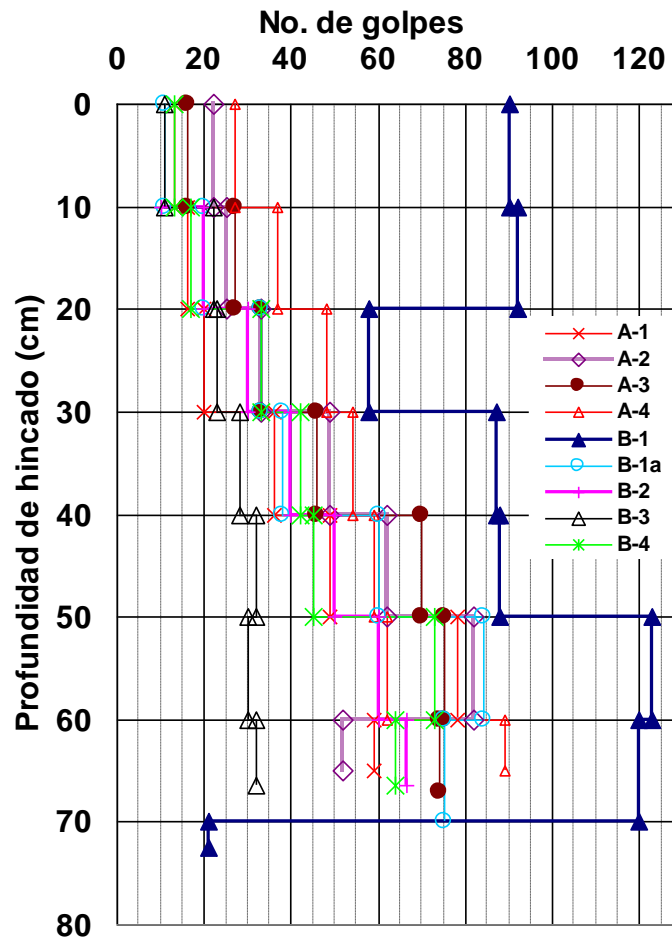
Prueba	Características							
	Control	Vel. de des.	Val. iniciales		Función	Amplitud	Tiempo a la falla	
B-1	Fase 1 Compresión	Despl.	60mm/min	0.00 kg	0.00 mm	Rampa	-5.00 mm	-
	Fase 2 Extracción	Despl.	30mm/min	Previo de fase 1		Rampa	10.00 mm	-
B-2	Fase 1 Extracción	Despl.	60mm/min	0.00 kg	0.00 mm	Rampa	-5.00 mm	-
	Fase 2 Compresión	Despl.	30mm/min	Previo de fase 1		Rampa	10.00 mm	-
B-3	Fase 1 Compresión	Despl.	0.008mm/min	0.00 kg	0.00 mm	Rampa	-2.00mm	121.03 min
	Fase 2 Extracción	Despl.	0.008mm/min	Previo de fase 1		Rampa	2.00mm	120.50 min
B-4	Fase 1 Compresión	Despl.	0.004 mm/min	0.00 kg	0.00 mm	Rampa	-3.00mm	840.01 min
	Fase 2 Extracción	Despl.	0.004 mm/min	Previo de fase 1		Rampa	3.00mm	761.05 min
B-1a	Fase 1 Compresión	Despl.	60mm/min	0.00 kg	0.00 mm	Rampa	-5.00 mm	0.043 min
	Fase 2 Extracción	Despl.	30mm/min	Previo de fase 1		Rampa	10.00 mm	0.050 min

Teniendo como experiencia la serie A de ensayos realizada inicialmente, en la serie B se reconsideraron las velocidades de aplicación de la carga, siendo la mínima de 0.004 mm/min y la máxima de 60 mm/min ($v_2/v_1=15,000$). Es claro el hecho de que los tiempos a la falla asociados a la velocidad de aplicación resultaron en un intervalo más amplio, entre 2.47 s y 106 min ($t_2/t_1=2575$). Los valores de la capacidad de carga última asociados a estos tiempos de falla se analizan con detalle en el capítulo 4 de este trabajo.

Con el objeto de comparar ensayos estáticos similares con diferente presión externa aplicada sobre la superficie y reducir la incertidumbre de la homogeneidad del suelo, se buscó que la ubicación de posiciones entre los ensayos A1 y B1, A2 y B2, etc, fuera la más cercana (Fig. 3.16). Lo anterior se cumple también para los otros tipos de ensayos.

3.3 Presentación de resultados obtenidos

En cada ensaye se llevó un registro del número de golpes necesarios para hincar tramos de 10 cm del pilote, hasta su longitud máxima de hincado cercana a los 70 cm. En la Fig. 3.24 se muestran el registro del hincado de nueve ensayos para ambas series.



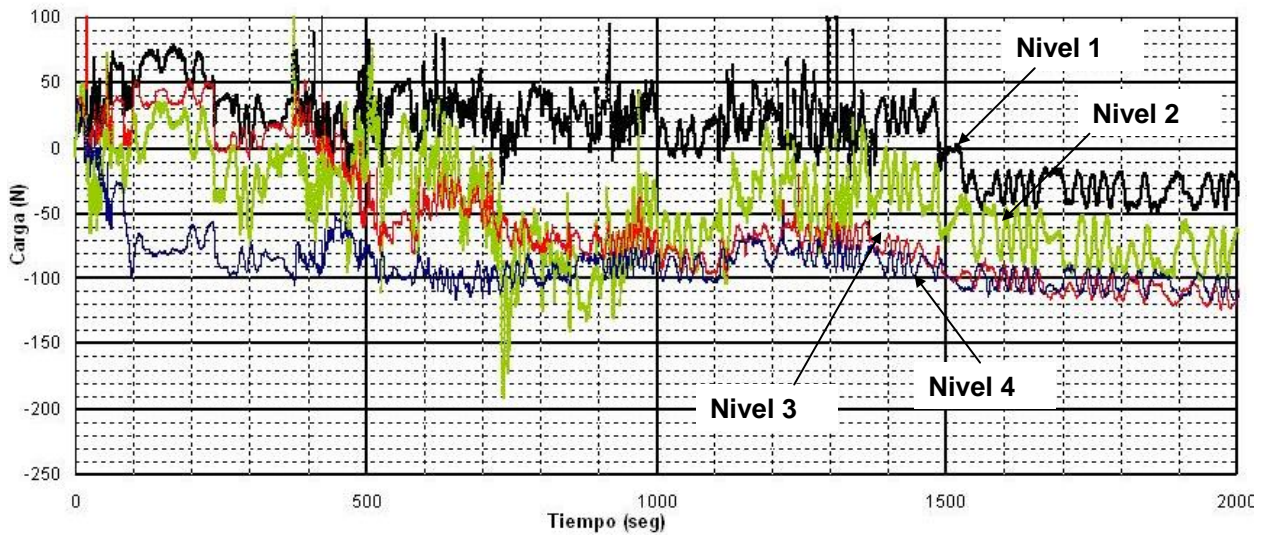
**Fig. 3.24 Registro de hincado series A y B
(Número de golpes contra profundidad)**

Los resultados anteriores muestran que las gráficas de número de golpes se agrupan en un banda que muestra mayor dispersión a partir de 20 cm de hincado; sin embargo, puede decirse que en general el hincado de la serie A mostró un comportamiento similar en todos los ensayos, pero llama la atención la mayor dispersión que existe en los de la serie B. Lo anterior puede deberse a los tiempos de maniobras diferentes que se realizaron durante el hincado en unos y otros ensayos y que afectan significativamente la resistencia al hincado. Es evidente el rápido incremento de resistencia por fuste que se adquiere durante los lapsos de espera, lo cual ocurre con frecuencia en el hincado de pilotes costa afuera debido a la inminencia de una tormenta o bien a problemas con las maniobras de hincado, o de soldadura de tramos de pilote.

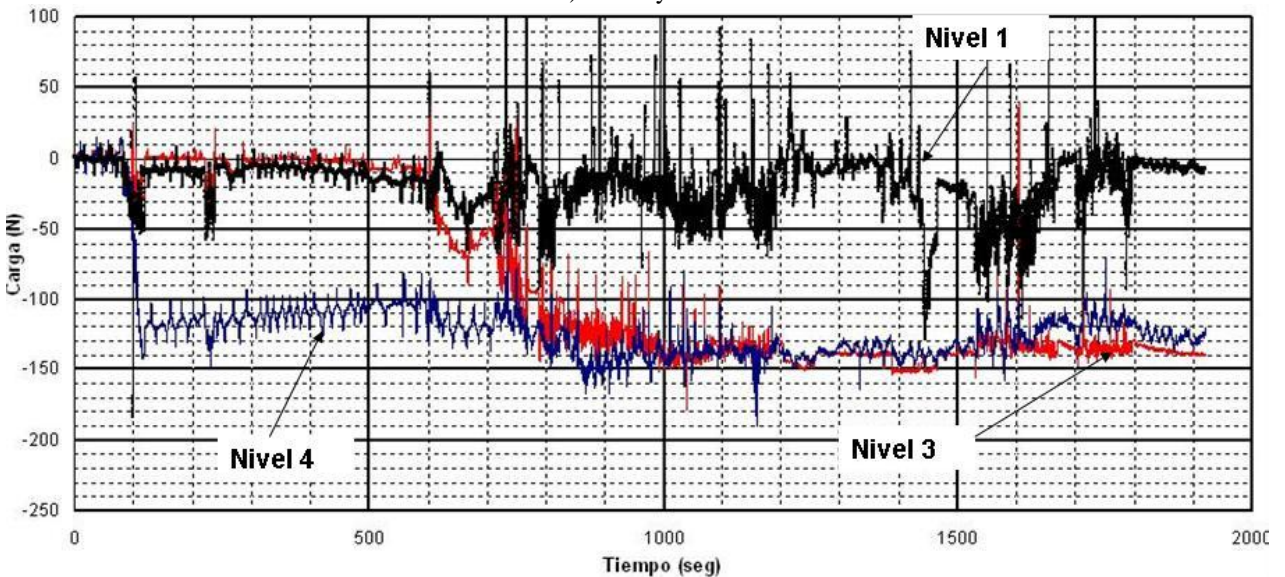
Por otra parte, es claro que existen algunas diferencias entre las gráficas de hincado de cada ensayo; en efecto, el ensayo A1 requirió el menor número de golpes para su hincado mientras que los ensayos A2 y A3 requirieron un número de golpes semejante. Lo anterior puede deberse a los tiempos de maniobras diferentes que se realizaron durante el hincado en uno y otro ensayo; en efecto, en el ensayo A3, por ejemplo, se tuvo un ligero contratiempo después de haber hincado 10 cm, y se realizó una maniobra que consumió 30 min aproximadamente; al continuar con el hincado, se necesitó un número de golpes notablemente mayor (38) para hincar los siguientes 10 cm que en los otros dos ensayos (16 y 25).

3.3.1 Registro de los sensores dispuestos en el modelo de pilote durante el hincado

Durante todo el proceso de hincado el suelo reconstituido fue sometido a una presión externa como ya se ha explicado anteriormente, por lo que durante este proceso el pilote tuvo que vencer la resistencia que oponía el suelo; por tanto, conforme el pilote era penetrado, las celdas de carga que estaban ya en contacto con el suelo registraron cargas a compresión, y con el paso del tiempo, estas cargas se disipan. En la Fig. 3.25 se muestra el registro de las cuatro celdas colocadas en el modelo de pilote (el signo negativo indica cargas a compresión y el positivo cargas a tensión). Cabe mencionar que el hincado de la serie B se realizó sin presión externa; por lo tanto, se registró un nulo incremento de presión de poro en todos los sensores de presión de poro, al igual que los esfuerzos residuales. Por lo anterior, sólo se incluyeron resultados de los ensayos de la serie A.



a) Ensayo A1



b) Ensayo A2

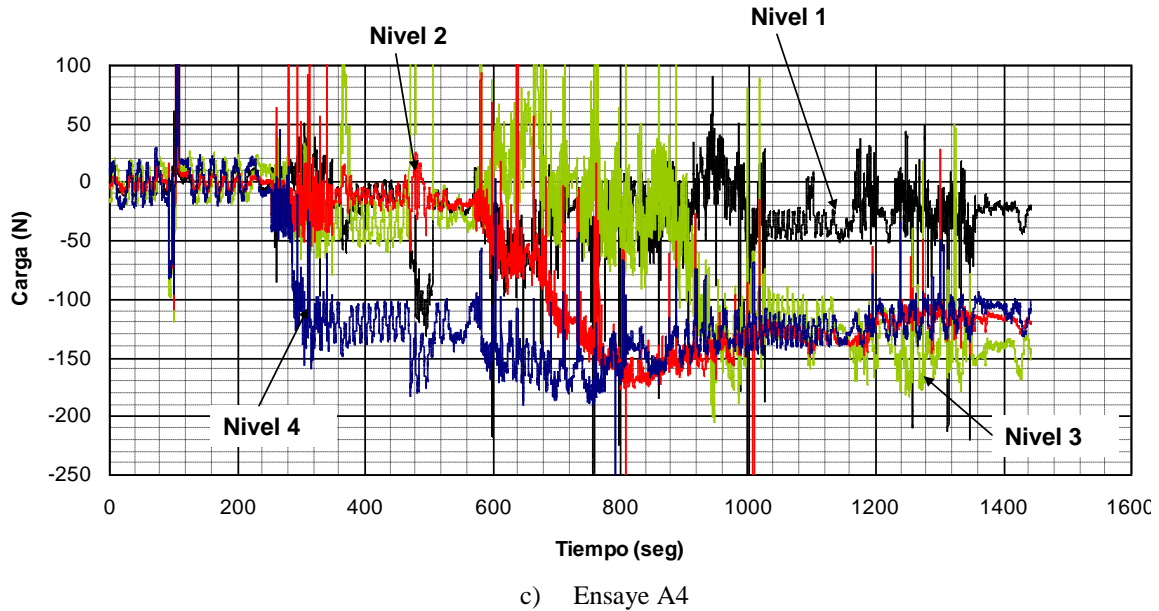


Fig. 3.25 Registro de las celdas de carga durante el hincado de los ensayos A1, A2 y A4

Es evidente que las cargas registradas en las celdas instaladas en el modelo de pilote, son hasta casi 10 veces el peso de la masa con la que fue hincado (29 N); por lo tanto, los esfuerzos a resistir por el modelo de pilote son mayores a los previstos por la fórmula de hincado clásicamente utilizada, que en términos generales utiliza como datos la altura de caída de la masa golpeadora, algunos coeficientes de eficiencia y amortiguamiento, módulo de elasticidad del pilote y sección transversal, entre otros.

Atendiendo a lo anterior, la instrumentación sufrió daños en algunos casos irreparables, por lo tanto, aquí solamente se presentan aquellos ensayos en los cuales se tienen datos suficientes y por lo tanto con observaciones concluyentes.

Se debe aclarar que aunque en la cabeza del modelo de pilote se tenía colocado un disco de neopreno, esto no fue suficiente para amortiguar los golpes aplicados durante el hincado, por lo que en investigaciones siguientes es recomendable contar con un amortiguador más eficiente que proteja los sensores, para evitar que éstos sufran daños.

En la gráfica de la Fig. 3.26 se muestra un segmento del registro de la celda de carga dispuesta muy cerca de la cabeza del pilote durante el hincado, de donde se observan algunos detalles interesantes. La forma senoidal de la señal se debe a la acción periódica de levantar la masa de 29.83 N y dejarla caer sobre la cabeza; se distingue que la amplitud de la señal corresponde al peso de la masa de hincado, y que los golpes se dieron con una frecuencia media de 0.05 Hz ($T=19.6$ s).

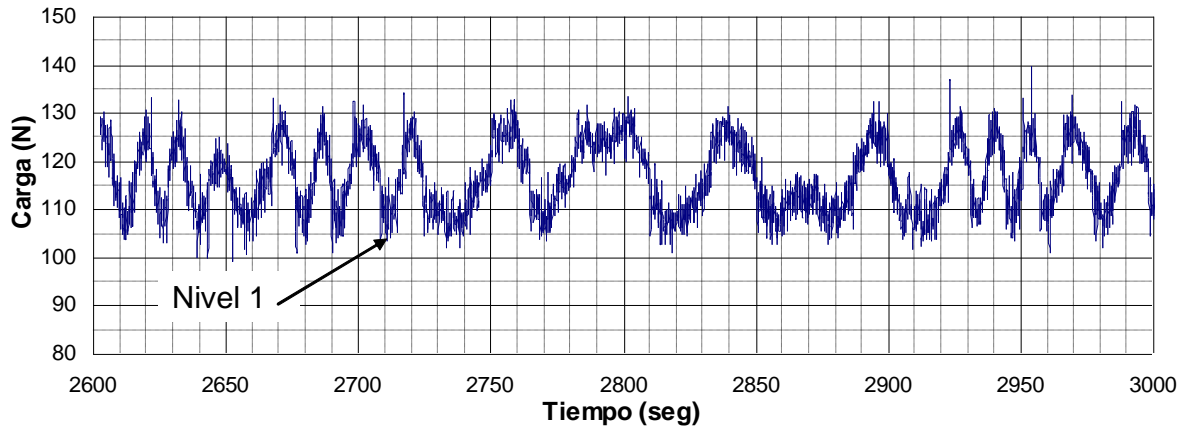
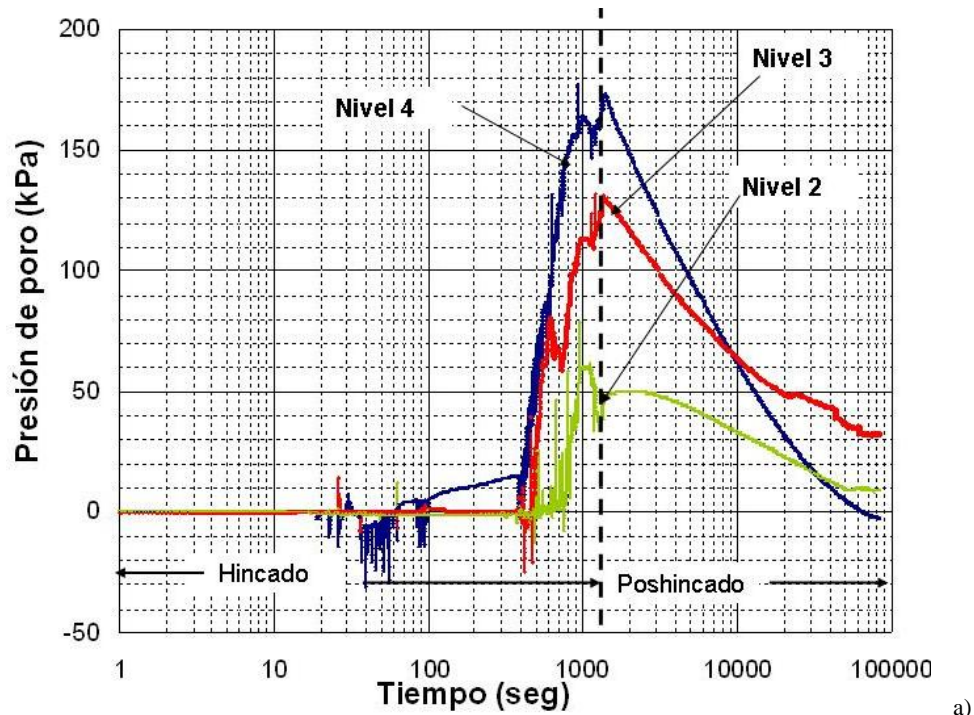


Fig. 3.26 Registro de frecuencia de hincado en celda de cabeza; ensaye A1

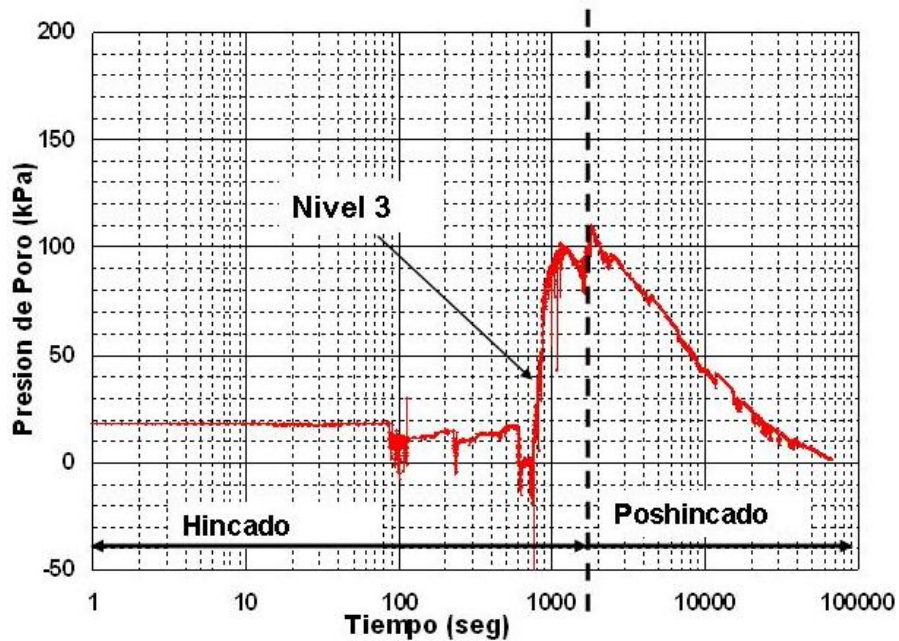
Por otra parte, como ya se ha comentado en el capítulo anterior, el hincado produce un incremento de la presión de poro; en las Figs. 3.27 se presentan las mediciones de ésta para dos ensayos de la serie A. La presión de poro se midió en el fuste durante las operaciones de hincado y posterior a esta actividad.

Se observa que el hincado genera incrementos de presión de poro crecientes con la profundidad; en efecto, el mayor incremento de presión se registra en la celda cercana a la punta del pilote, nivel 4 (PP4), mientras que el menor registro se obtuvo en el transductor cercano a la cabeza (PP2). Lo anterior confirma lo observado por Aihart *et al.* (1969). La magnitud del incremento máximo de presión de poro medida en la celda PP4 fue de 170 kPa; para la celda colocada en el nivel 3, (PP3) de 140 kPa y apenas 60 kPa para la el nivel 2 (PP2) cercana a la cabeza del pilote. Es decir, relaciones de $\Delta u / \sigma_{v0}$ variando de entre 2.5 y 0.9. Estas presiones se disipan en 22 horas aproximadamente y siguen una tendencia asintótica.

Similar comportamiento se observó en el ensaye A3 (Fig. 3.27b) donde se registró un incremento máximo del orden de 110 kPa para la celda PP3 (parte media), que se disipa de la misma forma que en el ensaye A1.



a)



b)

Fig. 3.27 Medición de la presión de poro en el fuste del modelo de pilote, durante y posterior al hincado

La Fig. 3.28 muestra los registros de presión de poro del ensaye A1 en el tiempo normalizados con respecto al esfuerzo vertical efectivo *in situ* $\sigma_{v0} = p_0 - u_0$. Se observa que la instalación del pilote causa un significativo incremento de la presión de poro que alcanza incluso valores de 1.6 veces el esfuerzo efectivo para la zona cercana a la punta; en efecto, para un tiempo $t=0$ se observa que $\Delta u \approx 1.58 \sigma_{v0}$ en

la celda PP4, cercana a la punta. En la celda PP2 cercana a la cabeza resulta el menor de todos los incrementos de la presión de poro e igual a $\Delta u \approx 0.60\sigma_{v0}$.

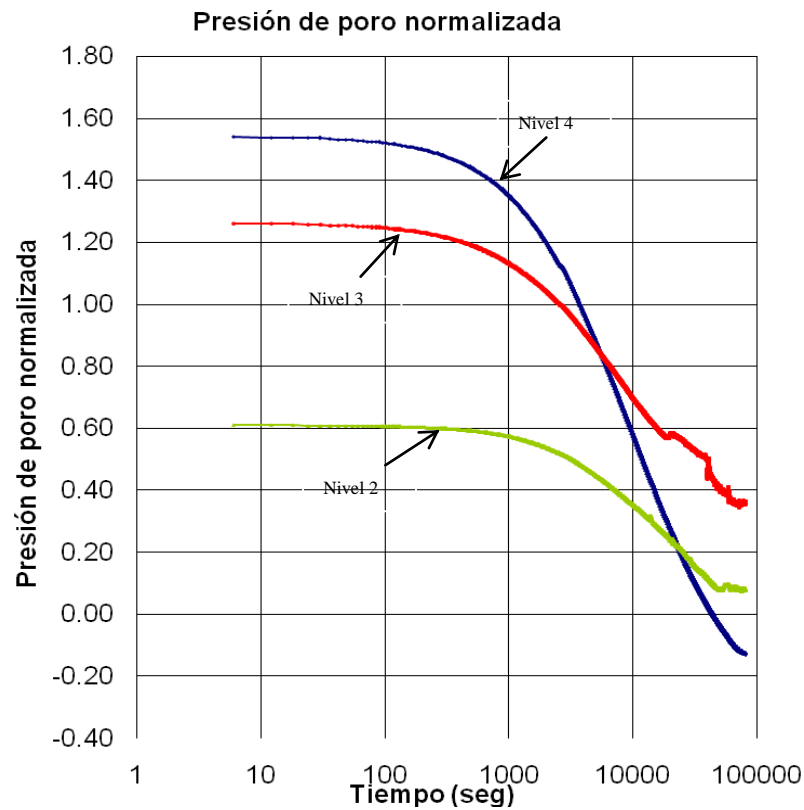


Fig. 3.28 Variación de la presión de poro medida en el fuste del modelo de pilote después de la instalación

En la Fig. 3.29 se muestran los resultados del ensaye A3 las mediciones del incremento del esfuerzo horizontal, $\Delta\sigma_h = \sigma_h - u_0$ con respecto al tiempo, de manera similar a la gráfica anterior los resultados son normalizados con respecto al esfuerzo vertical *in situ*. Se aprecia que el incremento del esfuerzo horizontal en el nivel 3, $\Delta\sigma_h \approx 2.5p_{v0}$ para un tiempo $t=0$, el cual se disipa rápidamente presentando una tendencia asintótica.

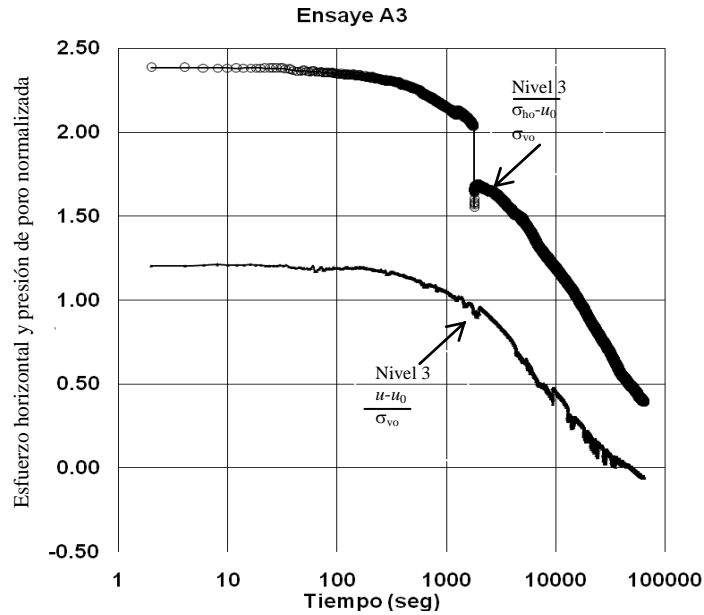


Fig. 3.29 Variación de la presión de poro y del esfuerzo horizontal medido en el fuste del modelo de pilote después de la instalación

De manera similar, el monitoreo de los sensores de presión total se llevó a cabo, aun después del hincado del modelo. La variación de la presión total con respecto al tiempo se muestra en las Figs. 3.30 y 3.31.

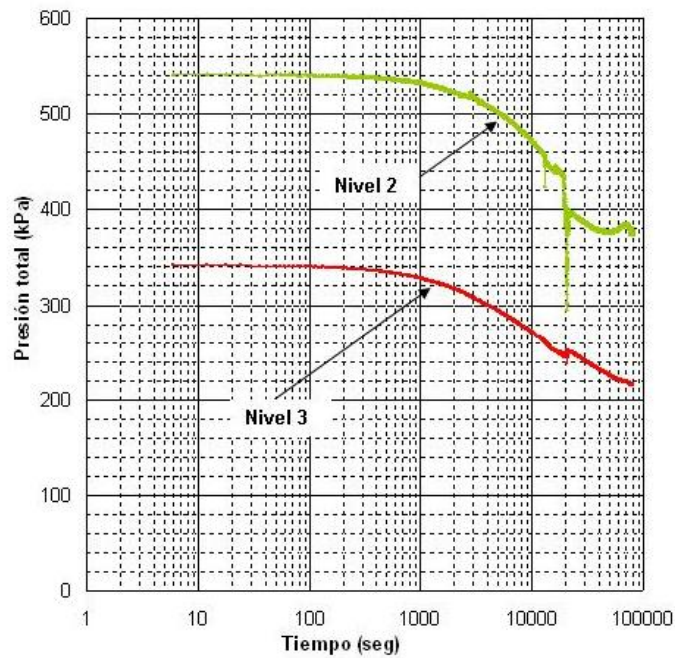


Fig. 3.30 Variación de la presión total medido en el fuste del modelo del pilote después de la instalación (Ensayo A-1)

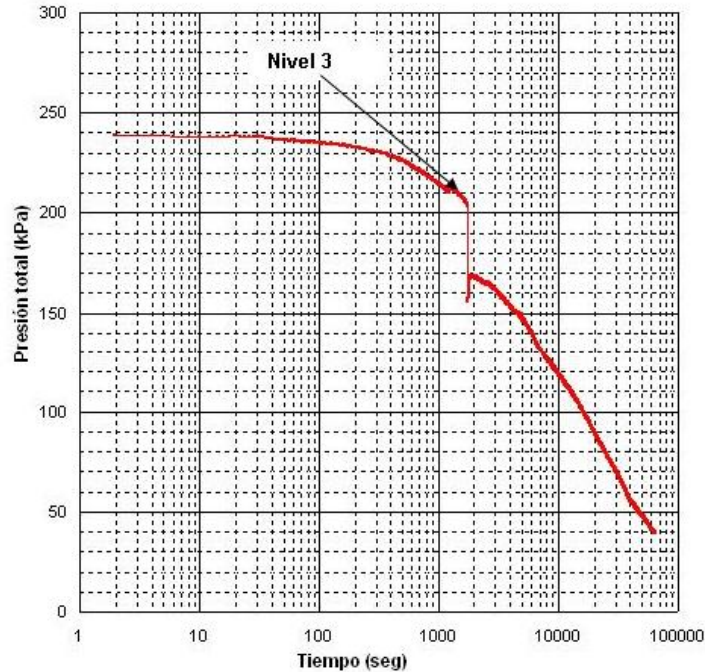


Fig. 3.31 Variación de la presión total medido en el fuste del modelo de pilote después de la instalación (Ensayo A-3)

Ambas figuras muestran un comportamiento muy similar. La presión total aumenta durante el hincado, y ese aumento se disipa conforme el tiempo transcurre, hasta mostrar un comportamiento asintótico. La disipación de la presión total y de la presión de poro se puede entender entonces como un aumento de la presión efectiva en el fuste del pilote, y por lo tanto se aprecia un fenómeno de reconsolidación y que se traduce en una ganancia de la resistencia al esfuerzo cortante.

3.3.2 Esfuerzos residuales medidos en el modelo de pilote debido al hincado por impactos

Es bien conocido el hecho de que el proceso de hincado genera esfuerzos de tensión a lo largo del elemento pilote (Poulos, 1987), que varían en magnitud de acuerdo con el tipo de suelo donde se hincan los elementos, así como con la energía de hincado.

En los ensayos hasta ahora efectuados, ha sido posible detectar la generación de los esfuerzos de tensión a lo largo del fuste por medio de las celdas de carga dispuestas en diferentes niveles del modelo, tal como se muestra en las gráficas de las Figs. 3.32 y 3.33. En ambas gráficas se presentan las señales de las celdas de carga contra el tiempo graficadas en escala semilogarítmica; se incluyen los registros desde el proceso de hincado y hasta 24 hrs después de concluido.

En la Fig. 3.30 se nota que en el intervalo de 10 a 200 segundos aproximadamente, las cuatro celdas de carga oscilan en el intervalo de 30 N (3.0 kg.). Pasado ese intervalo, se nota que la celda de carga 4 cercana a la punta y que ya ha penetrado en el suelo, presenta fuerzas de tensión, mientras que las demás celdas que no han penetrado se mantienen con cargas cercanas a cero. Similar comportamiento ocurre con las celdas 3 y 2 una vez que penetran en el suelo arcilloso (la celda de carga 1 queda apenas

embebida o al ras del suelo). Una vez concluido el hincado (3200 segundos aproximadamente), los esfuerzos de tensión comienzan a disiparse con una clara tendencia a ser nulos.

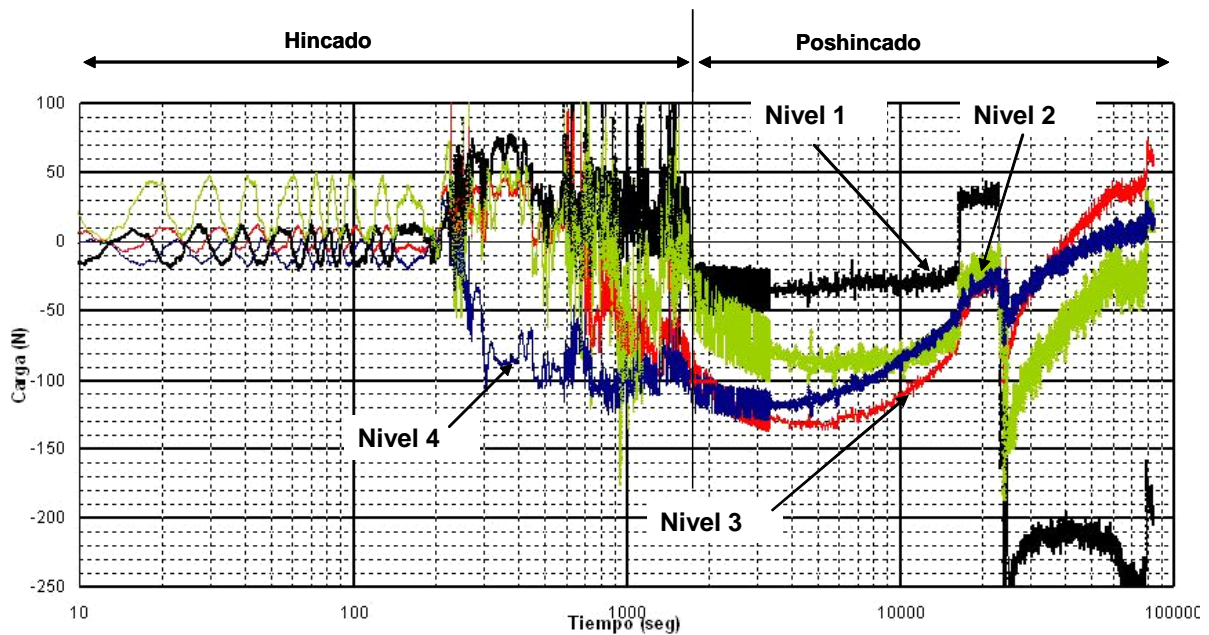


Fig. 3.32 Cargas a lo largo del pilote durante y después del hincado; ensayo A1

Para el ensayo A3, se observa el mismo comportamiento que el descrito para el ensayo A1. Llama la atención que las cargas de tensión máximas en ambos casos fueron de 150 N (15 kg) aproximadamente. Debe decirse que en la Fig. 3.31 que muestra los datos adquiridos del ensayo A3, sólo se presenta la señal de las celdas 1, 3 y 4 debido a que el sensor de carga que ocupa la segunda posición se dañó durante el ensayo previo.

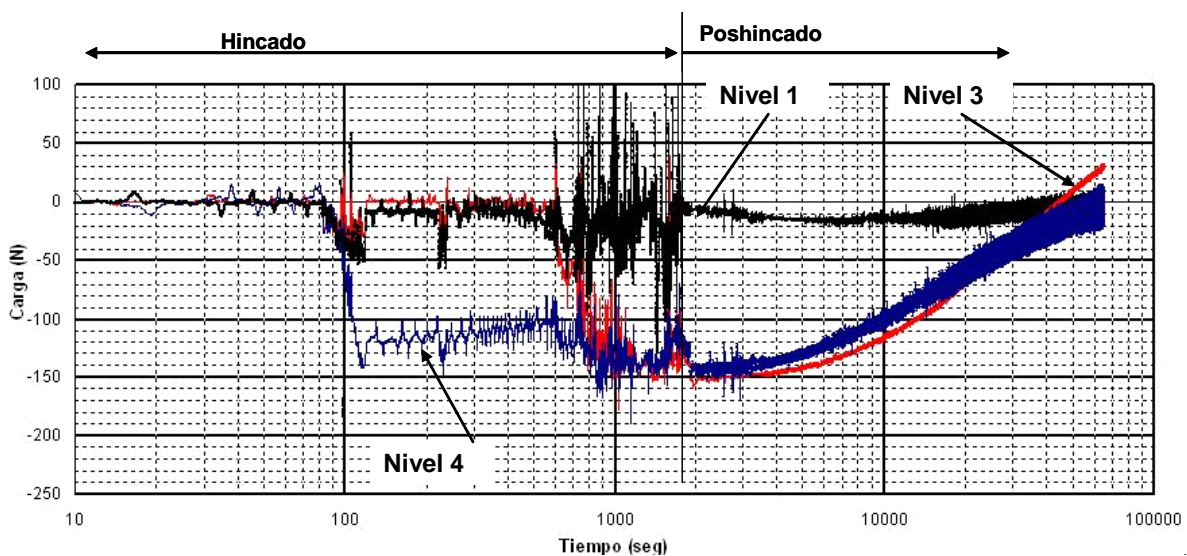


Fig. 3.33 Cargas a lo largo del pilote durante y después del hincado; ensayo A3

Como se aprecia en ambas gráficas, los esfuerzos residuales que se midieron posteriores a la etapa de hincado se disipan al transcurrir el tiempo, hasta que llegan a ser nulos.

Se puede decir, de manera general, que los esfuerzos residuales debido al hincado de los modelos de pilotes en el suelo marino reconstituido no tiene mayor importancia en la interpretación de las curvas carga-desplazamiento y de las curvas de transferencia de carga. Aunque cabría aclarar que el remoldeo del material está íntimamente relacionado con el diámetro y longitud del pilote, el material donde es hincado y del propio pilote y seguramente de algunos otros factores.

3.3.3 Consolidación radial debida a la disipación de la presión de poro alrededor del fuste

En las Figs. 3.34 y 3.35 se presenta la presión de poro medida en el fuste durante las operaciones de hincado y posteriores a esta actividad. De la Fig. 3.24 se observa que el hincado genera incrementos de presión de poro crecientes con la profundidad; en efecto, el mayor incremento de presión se registra en la celda cercana a la punta del pilote (presión de poro 4, PP-4) mientras que el menor registro se obtuvo en el transductor cercano a la cabeza (presión de poro 2, PP-2). La magnitud del incremento máximo es de 175 kPa para el PP-4, de 140 kPa para el PP-3 y de 60 kPa para el PP-2.

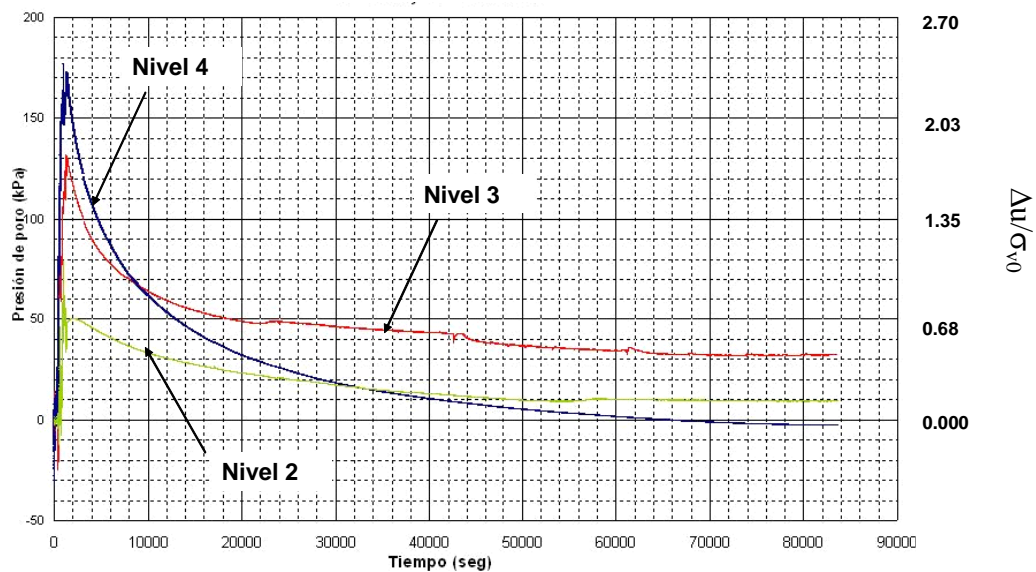


Fig. 3.34 Disipación del exceso de presión de poro; ensayo A1

Similar comportamiento se observó en el ensayo A3 (Fig. 3.35) donde se registró un incremento máximo del orden de 110 kPa (1.1 kg/cm²) para el transductor de presión de poro PP-3, que se disipa en la misma forma descrita anteriormente. Debe decirse que en este ensayo sólo se obtuvo registro de presión de poro de este sensor, ya que los restantes sufrieron daño.

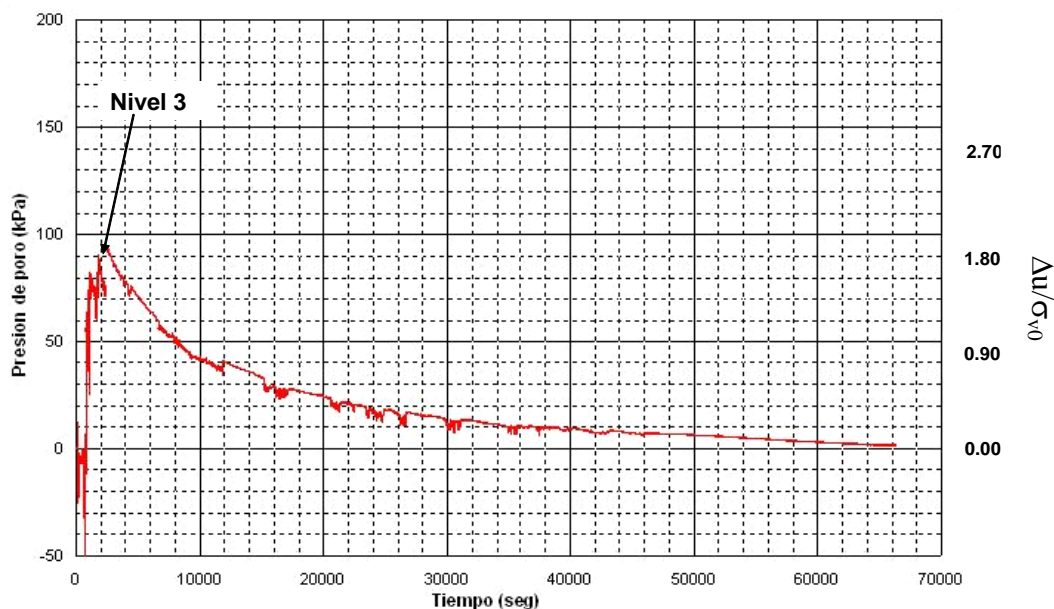


Fig. 3.35 Disipación del exceso de presión de poro; ensayo A3

El tiempo en el cual se disipa este incremento de presión es de aproximadamente 22 horas después de haber terminado el hincado, similar tiempo fue necesario para los demás ensayos.

3.3.4 Curvas carga axial-desplazamiento vertical

Las gráficas de la carga medida en la cabeza contra el desplazamiento para los ensayos A1, A3 y A4, se muestran en la Fig. 3.36; el ensayo A2 no se presenta debido a que se ensayó a extracción. El ensayo A1 se llevó a la falla con la mayor velocidad igual a 0.1 mm/min, mientras que los ensayos A3 y A4 se ensayaron con 0.008 mm/min y 0.004 mm/min, respectivamente.

De manera análoga, en la Fig. 3.37 se muestran las gráficas carga-desplazamiento vertical para la serie de ensayos B, excepto el ensayo B2 del que no se registraron datos de desplazamiento. En esta serie, se aplicaron velocidades de desplazamiento en el intervalo de 0.004 mm/min (B4) a 60 mm/min (B1).

La Fig. 3.38 muestra la variación de las cargas últimas obtenidas con respecto a la velocidad de aplicación de la carga estática, para ambas series de ensayos.

En esa figura se observa que a mayor velocidad de aplicación de cargas es mayor la resistencia. Por otra parte se observa que la capacidad de carga depende de manera directa de la relación de preconsolidación, a mayor presión de confinamiento mayor capacidad de carga.

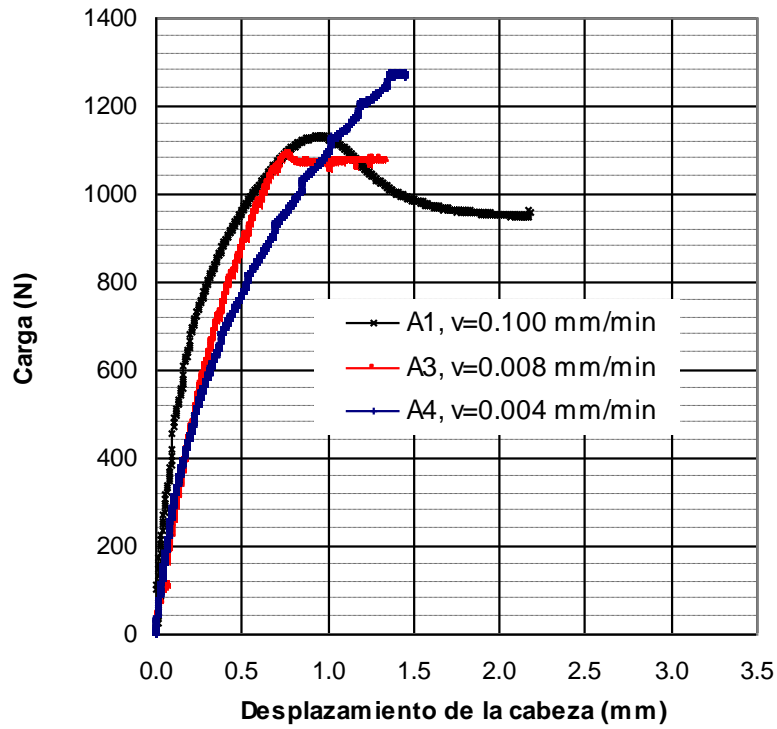


Fig. 3.36 Curvas carga-desplazamiento en ensayos a compresión de la serie A

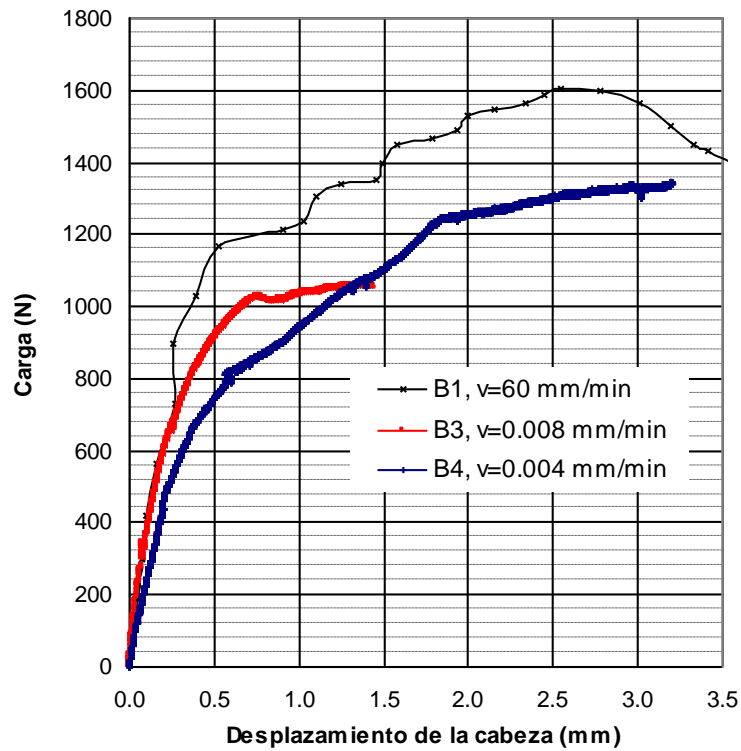


Fig. 3.37 Curvas carga-desplazamiento en ensayos a compresión de la serie B

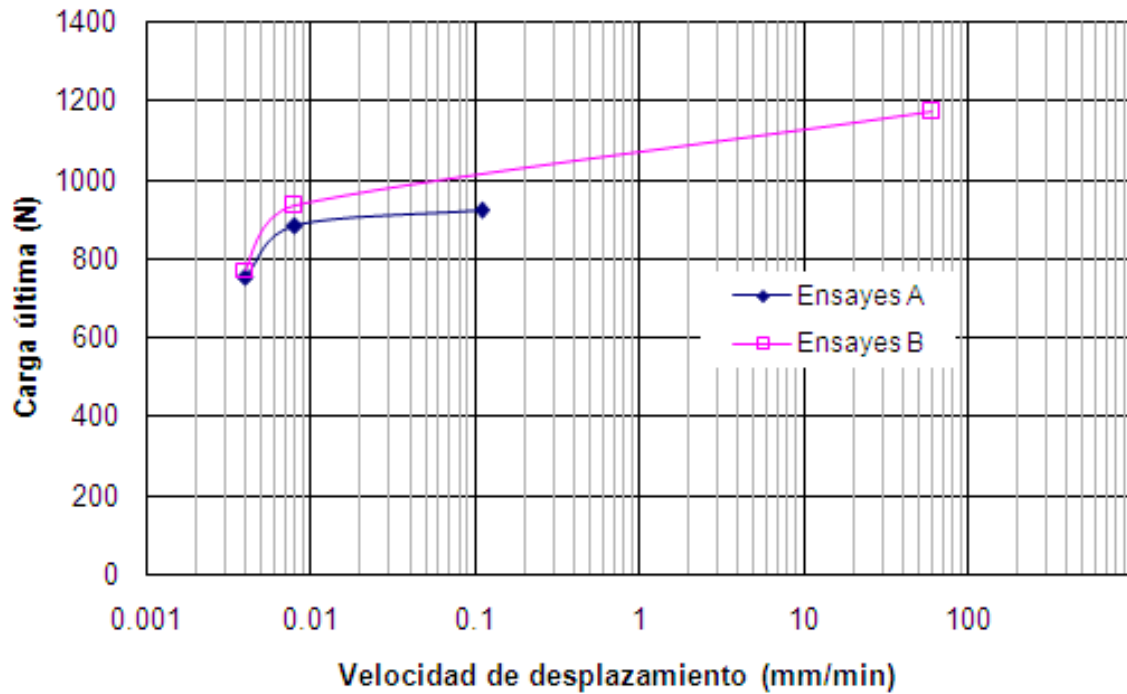


Fig. 3.38 Variación de la capacidad de carga *versus* velocidad de aplicación del carga estática

Durante el ensayo y hasta el momento de la falla se llevó un monitoreo de los sensores que registran los cambios en la presión de poro y en la presión total, obteniendo de esa manera los esfuerzos efectivos horizontales a los que se encuentra sometido el fuste del pilote. En la Fig. 3.39 se muestran estos esfuerzos efectivos horizontales para el ensayo A-1. La falla del sistema pilote-suelo se alcanzó para un desplazamiento de aproximadamente 1 mm. En la gráfica se aprecia que para el desplazamiento al cual se alcanzó la falla, se midieron en el nivel 2 casi 375 kPa, mientras que para el nivel 3 se registraron 175 kPa. Por otra parte, se puede observar en esa misma gráfica un descenso brusco de la presión efectiva en el instante de alcanzar la resistencia residual del sistema pilote-suelo (a los 2.00 mm).

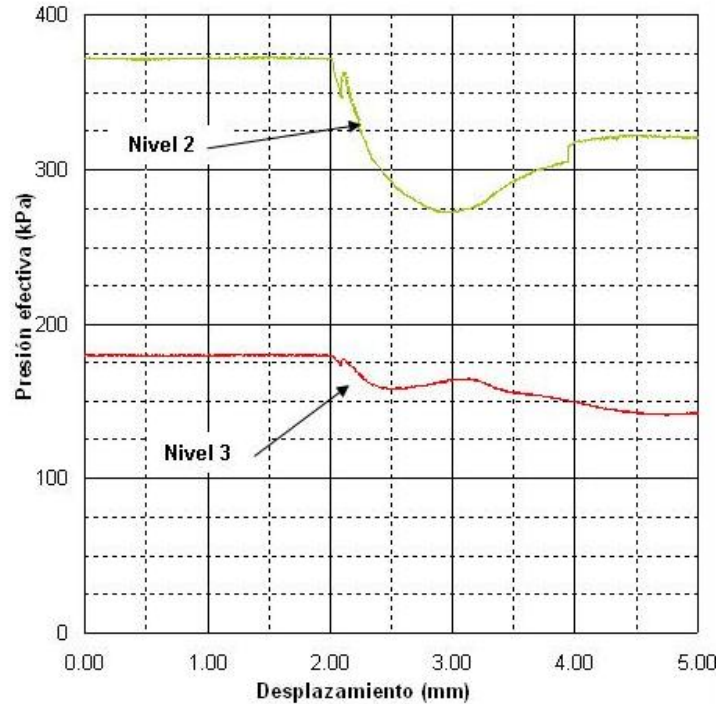


Fig. 3.39 Variación de la presión efectiva normal al fuste del pilote durante el ensayo A-1

3.3.5 Curvas de distribución de carga axial

A partir de los registros de las celdas de carga dispuestas en 4 niveles del pilote instrumentado, se obtuvieron las curvas de distribución de carga para diferentes desplazamientos. En las Figs. 3.40 a 3.43 se muestran las curvas de carga medida por medio de las celdas de carga dispuestas a diferentes niveles, las cuales se grafican contra el desplazamiento registrado en la cabeza para los ensayos A1, A3, B1 y B3.

Como se describió en el capítulo 1, las celdas de carga se ubican en profundidades descendentes de acuerdo a su número; así, la celda de carga 1 se encuentra cercana a la cabeza y la celda de carga 4 cercana a la punta. Debe decirse que en los ensayos de la serie B únicamente se obtuvieron registros en las celdas de carga de cabeza y punta (celda de carga 4), debido al daño permanente de los sensores restantes durante la campaña de ensayos de la serie A; incluso en el ensayo A3, se observa que la celda de carga del nivel 2 ya presentaba ruido en la señal, lo que se asocia a algún daño del sensor.

De la inspección de estas gráficas, se observa que la celda de carga 1 más superficial registra mayor carga que la celda 2 subyacente; ésta a su vez, registra mayor carga que la celda 3 y así sucesivamente. La diferencia de carga entre el nivel superior y el inferior es precisamente la carga que se le transfiere por fricción al suelo arcilloso circundante entre los niveles estudiados. Evidentemente, la carga total transferida por fricción será igual a la diferencia de cargas entre la celda de la cabeza y la de la punta.

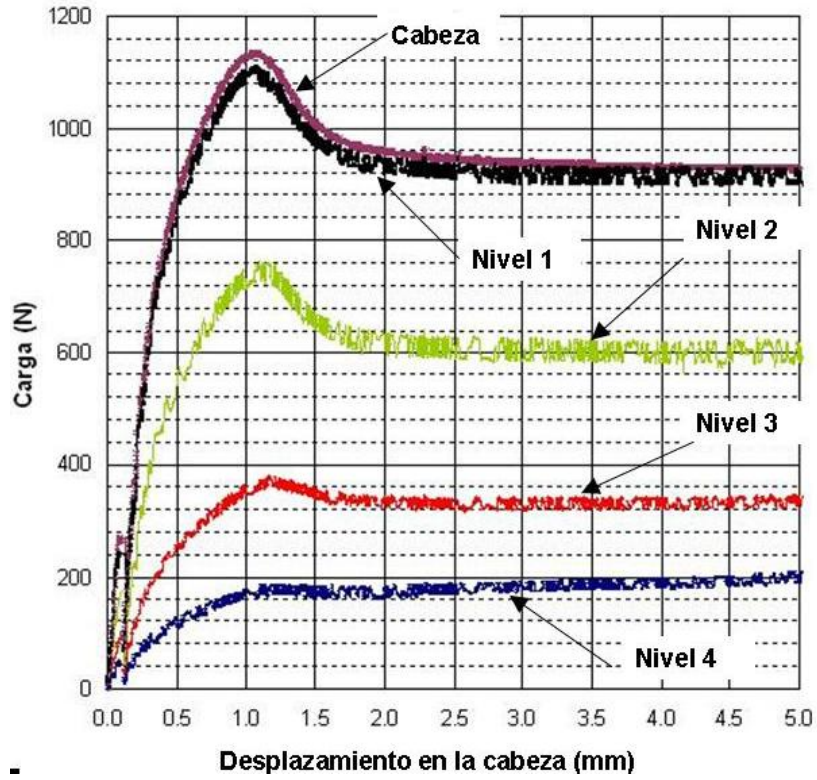


Fig. 3.40 Curvas carga-desplazamiento a diferentes niveles del pilote; ensaye A1

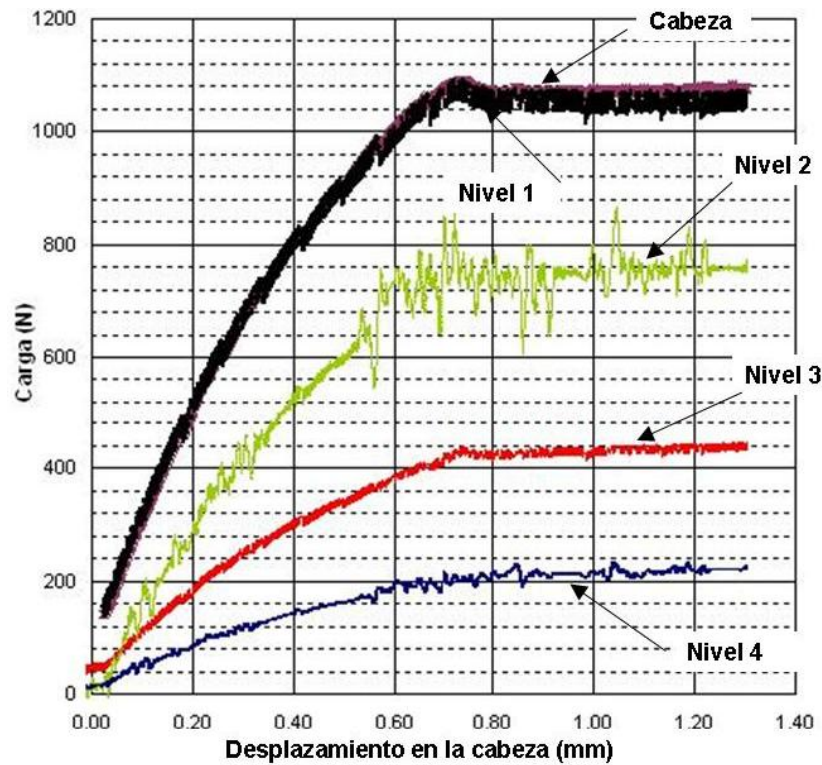


Fig. 3.41 Curvas carga-desplazamiento a diferentes niveles del pilote; ensaye A3

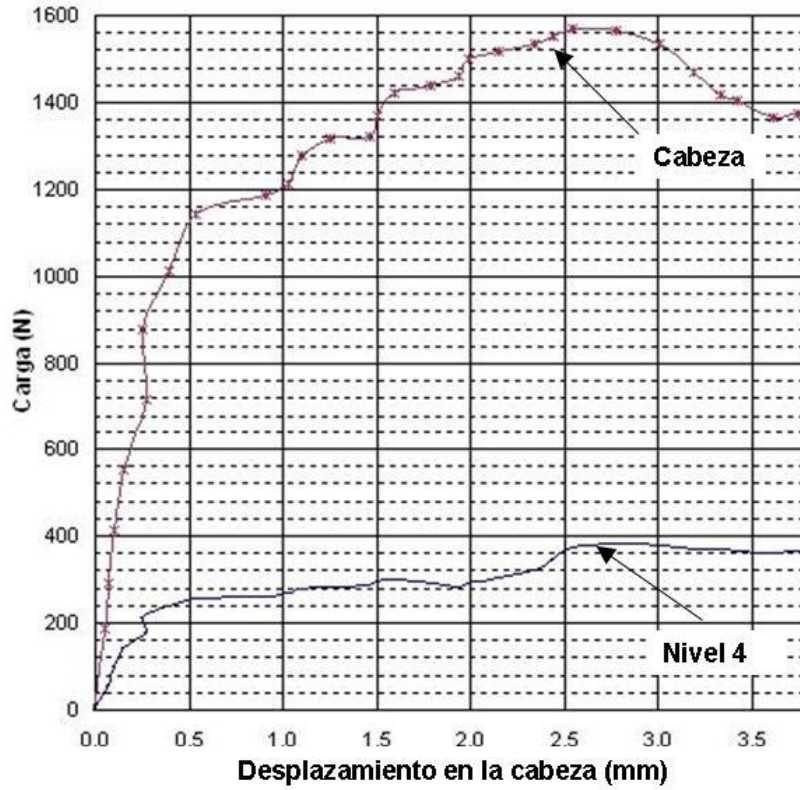


Fig. 3.42 Curvas carga-desplazamiento en cabeza y cerca de la punta; ensaye B1

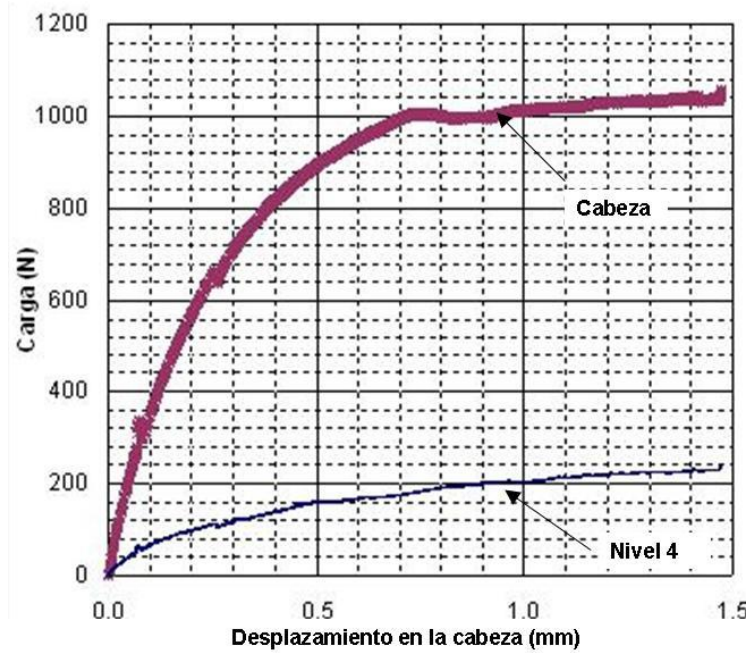


Fig. 3.43 Curvas carga-desplazamiento en cabeza y cerca de la punta; ensaye B3

Con los datos anteriores, se construyeron las curvas de distribución de carga para los ensayos A1 y A3 (Figs. 3.44 y 3.45), en donde se muestran las cargas actuantes en el pilote para diferentes valores del desplazamiento axial normalizado respecto al diámetro del pilote.

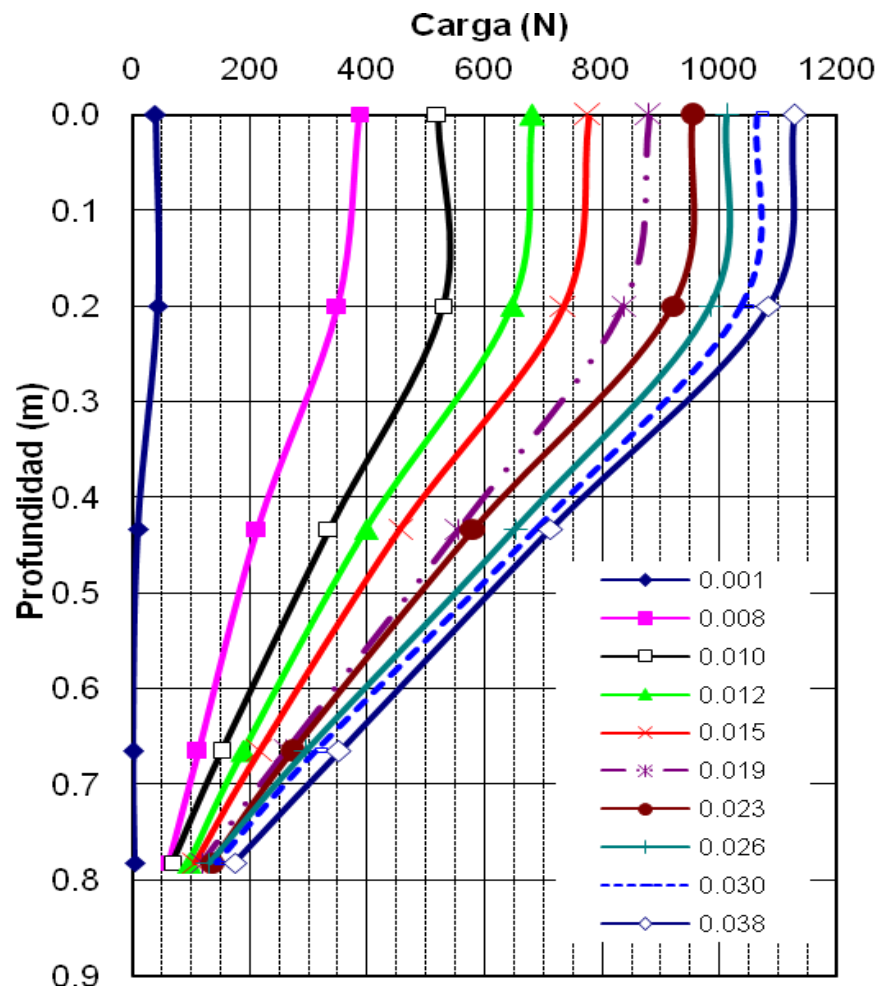


Fig. 3.44 Curvas de distribución de carga; ensayo A1

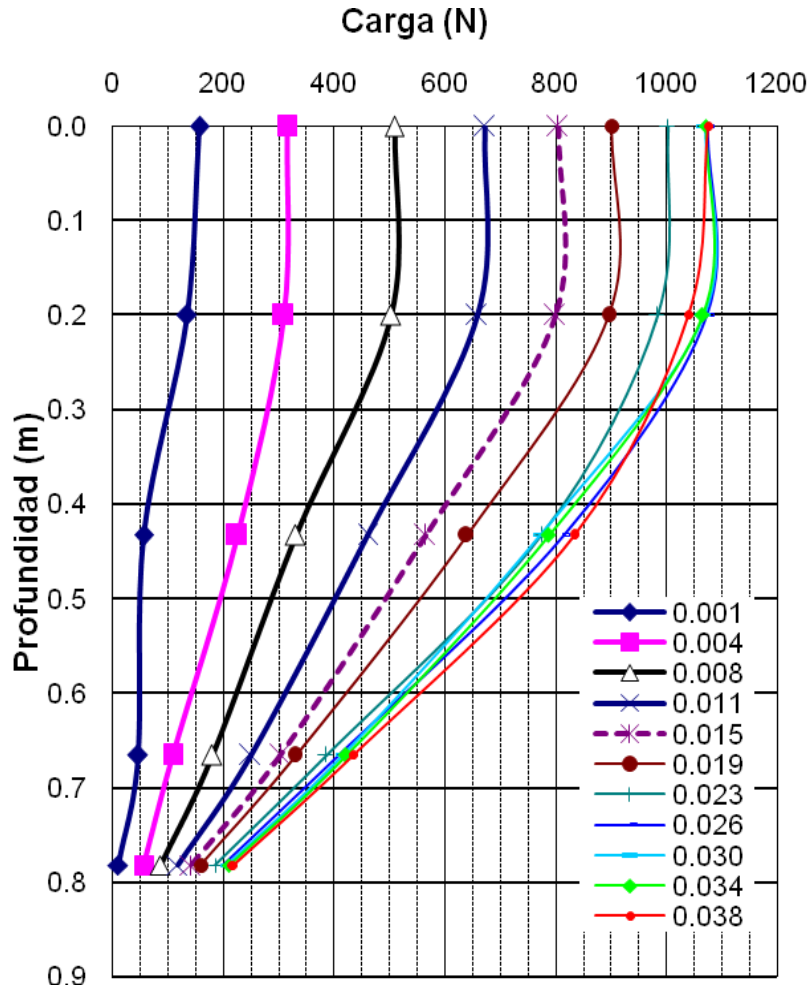


Fig. 3.45 Curvas de distribución de carga; ensaye A3

Obsérvese que para la serie de ensayos A (Figs. 3.44 y 3.45) en desplazamientos mayores que 0.0227 veces el diámetro del pilote (0.6 mm), las curvas se juntan y siguen prácticamente la misma trayectoria, lo que indica que se ha alcanzado el *peak* de la capacidad de carga del sistema pilote-suelo.

3.3.6 Transferencia de carga y distribución de la resistencia cortante en el fuste a lo largo del pilote

Se calcularon las curvas de distribución de la resistencia cortante en la interfase suelo-pilote graficando el esfuerzo cortante en el fuste entre diferentes niveles, contra el desplazamiento medido en la cabeza (Figs. 3.46 a 3.48). El esfuerzo cortante en el fuste se obtuvo de la diferencia de cargas entre niveles dividida entre el área de fuste comprendida entre los sensores. Es de llamar la atención que la resistencia unitaria por fricción a lo largo del pilote así calculada se encuentra en el intervalo de 19.62 kPa a 22.56 kPa (2.0 a 2.3 t/m²) para la serie de ensayos A y de 26.48 kPa (2.7 t/m²) para el ensayo B1, mientras que en el laboratorio se obtuvo la resistencia no drenada para el suelo reconstituido del 0-97-5 igual a 21.28 kPa (2.17 t/m²), tal como se muestra en el anexo A de este trabajo.

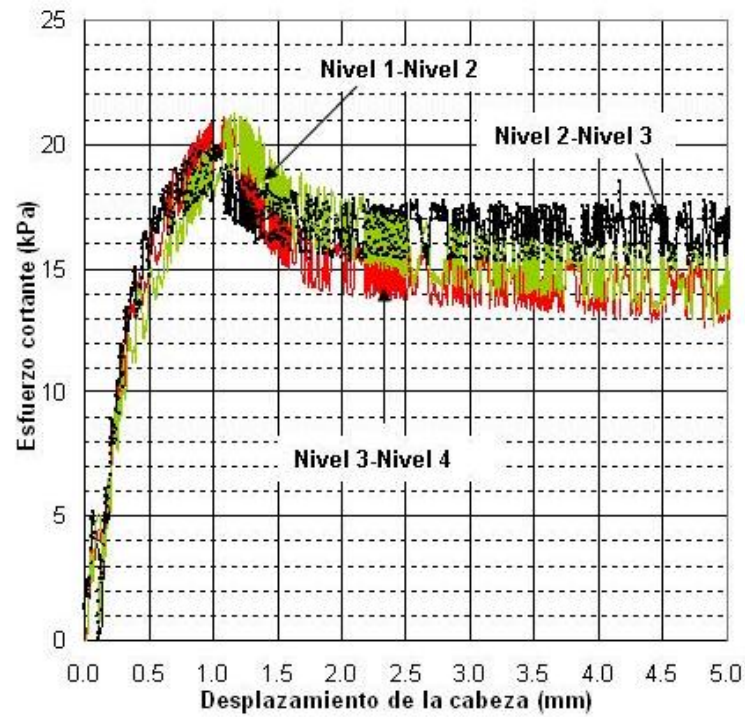


Fig. 3.46 Curvas de fluencia de suelo por tramo de pilote; ensaye A1

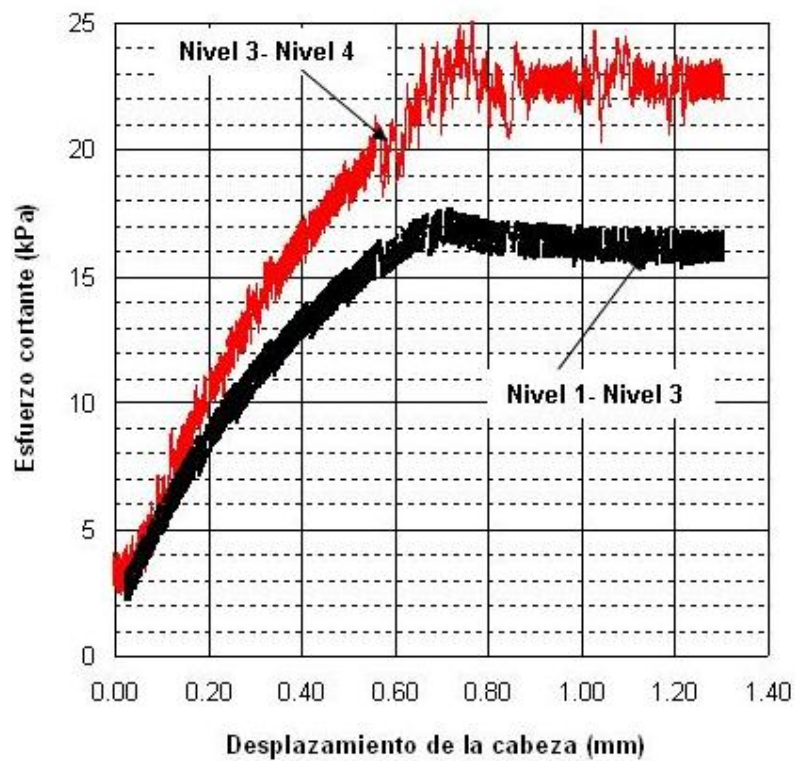


Fig. 3.47 Curvas de fluencia de suelo por tramo de pilote; ensaye A3

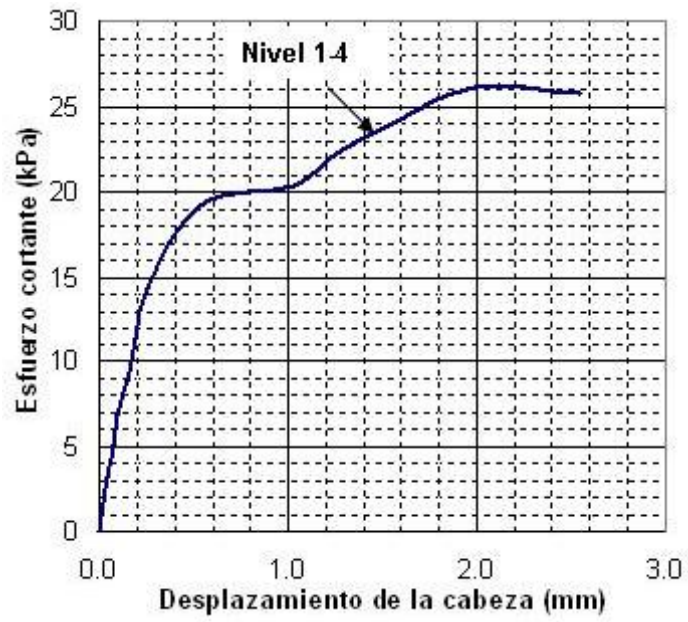


Fig. 3.48 Curvas de fluencia de suelo por tramo de pilote; ensaye B1

CAPÍTULO 4

ANÁLISIS E INTERPRETACIÓN DE RESULTADOS

4.1 Comparación teórica y experimental del incremento y disipación de la presión de poro durante el hincado

En los últimos 50 años se han realizados grandes esfuerzos para evaluar los efectos en las propiedades de los suelos cohesivos blandos debidos a la instalación de pilotes. Estos esfuerzos fueron motivados principalmente por la necesidad de predecir la capacidad de carga axial y lateral de las plataformas marinas y de puentes cada vez más grandes; dichas estructuras generalmente están sujetas a cargas estáticas sostenidas y a cargas dinámicas cíclicas. Muchas de estas investigaciones se han concentrado en indagar la resistencia al esfuerzo cortante y relacionarlo con el incremento y disipación de la presión de poro, debido a que muchos ingenieros e investigadores geotecnistas están de acuerdo en que la resistencia cortante última que se desarrolla a lo largo del fuste del pilote es función de los esfuerzos efectivos en éste al momento de la falla y del ángulo de fricción interna del suelo en términos de esfuerzos efectivos. Esto es que el problema de capacidad de carga se debe resolver a partir de los principios básicos de la mecánica de suelos.

Sin embargo, el principal desafío en la aplicación de algún método para determinar la capacidad de carga de pilotes en términos de esfuerzos efectivos es la predicción de estos esfuerzos en el fuste del pilote al momento de acontecer la falla. Dichos esfuerzos son función del esfuerzo efectivo inicial y de los cambios en los esfuerzos efectivos asociados al proceso de instalación del pilote, además de la consolidación alrededor del mismo y a la velocidad de aplicación de cargas.

El método en términos de esfuerzos efectivos que predice la capacidad de carga de pilotes fue inicialmente propuesto por Zeevaert en 1973, por Burland en 1973 y posteriormente otros investigadores han realizados grandes esfuerzos para mejorarlo (Meyerhof, 1976, Stas & Kulhawy, 1984, Fleming *et al.*, 1992). A continuación se presenta el propuesto por Kirby y coautores en 1983, quienes consideran que el esfuerzo efectivo al momento de la falla es una acumulación de varios cambios de los esfuerzos efectivos durante la vida del pilote y lo resumen en tres grandes eventos, como se expone en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1 Esfuerzos asociados a los principales eventos en la vida de un pilote desplazante instalado en arcilla (Kirby *et al.*, 1983)

Evento	Cambios en los esfuerzos			Esfuerzos acumulados
Investigación del sitio	Ninguno	---	σ_{vo}	Esfuerzo efectivo inicial
Instalación del pilote	Cambios en el esfuerzo efectivo causado por la instalación del pilote	$\Delta\sigma_{inst}$	$\Delta\sigma_{cons}$	Esfuerzo efectivo después de la instalación del pilote
Reconsolidación radial del pilote	Cambios en los esfuerzos efectivos causados por la consolidación alrededor del pilote desplazante	$\Delta\sigma_{con}$	σ_{ac}	Esfuerzo efectivo después de la consolidación
Cargas aplicadas al pilote	Cambios en los esfuerzos efectivos causados por la aplicación de cargas	$\Delta\sigma_{carg}$	σ_f	Esfuerzo efectivo en el pilote al momento de la falla

Como se aprecia, el primer evento es aquel que sufre la masa de suelo debido al hincado del pilote, y esto se debe como ya se comentó en el capítulo 2 a la reducción del esfuerzo efectivo y al aumento de la presión de poro. Así pues, en este capítulo se presentan algunos métodos que evalúan el incremento de la presión de poro como una consecuencia del hincado del modelo de pilote en el odómetro O-97-5,

para posteriormente compararlos con las mediciones realizadas en los ensayos realizados al modelo de pilote instrumentado.

Se abordan dos grandes vertientes, por una parte los métodos no tan sofisticados basados en la teoría de expansión de cavidades, y por otra parte los más rigurosos que utilizan el método de los elementos finitos para evaluar los cambios de los esfuerzos.

4.1.1 Soluciones basadas en la teoría de expansión de cavidades

Es muy difícil simular exactamente el proceso de hincado de un pilote, ya que involucra grandes desplazamientos relativos, los cuales causan cambios en los estados de esfuerzos y en la presión de poro. Una buena aproximación deberá partir del estado inicial de los esfuerzos y de la presión de poro existente en el subsuelo, y posteriormente simular el proceso de hincado del pilote, como un pilote que es empujado dentro del suelo (Desai *et al.*, 1977). Alternativamente, las soluciones basadas en la teoría de elasticidad y de plasticidad pueden usarse para encontrar estos cambios de esfuerzos posteriores a los cambios geométricos causados por el hincado del pilote; una aproximación para evaluar los cambios en los esfuerzos es mediante la teoría de expansión de cavidades.

Esta teoría usada en las últimas tres décadas por varios investigadores, considera al pilote desplazante como si fuera la expansión de una cavidad cilíndrica en el suelo (Vesic, 1972; Randolph, *et al.*, 1979). Asume que las deformaciones ocurren en un plano horizontal y las mayores de éstas en la longitud embebida del pilote dentro del suelo. Sin embargo la teoría de expansión de cavidades no es del todo representativa del fenómeno, ya que existen tres grandes zonas en las que el suelo sufre desplazamientos diferentes (Fig. 4.1.), sobre todo aquellas de la punta y de la cabeza (zona A y zona C).

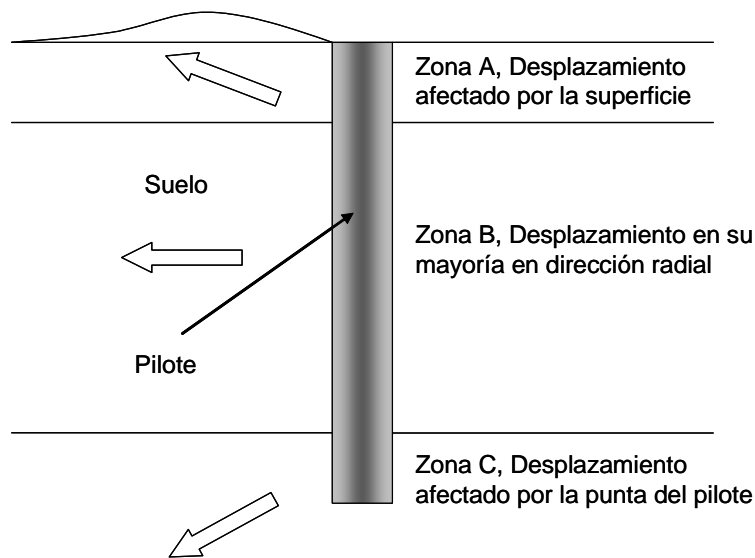


Fig. 4.1 Desplazamiento del suelo debido a la instalación del pilote

La aplicación de la teoría de expansión de cavidades usada para predecir el incremento de la presión de poro debida al hincado de pilotes en suelos arcillosos ha arrojado resultados bastantes buenos, al ser comparados con los datos obtenidos en campo de modelos de pilotes instrumentados (Coop y Wroth, 1989).

El desarrollo matemático propuesto por Butterfield y Banerjee (1971) es el que se presenta a continuación (Fig. 4.2.). De acuerdo a este desarrollo, las ecuaciones de equilibrio son expresadas como:

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r}(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) = 0$$

$$\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} = 0$$
(4.1)

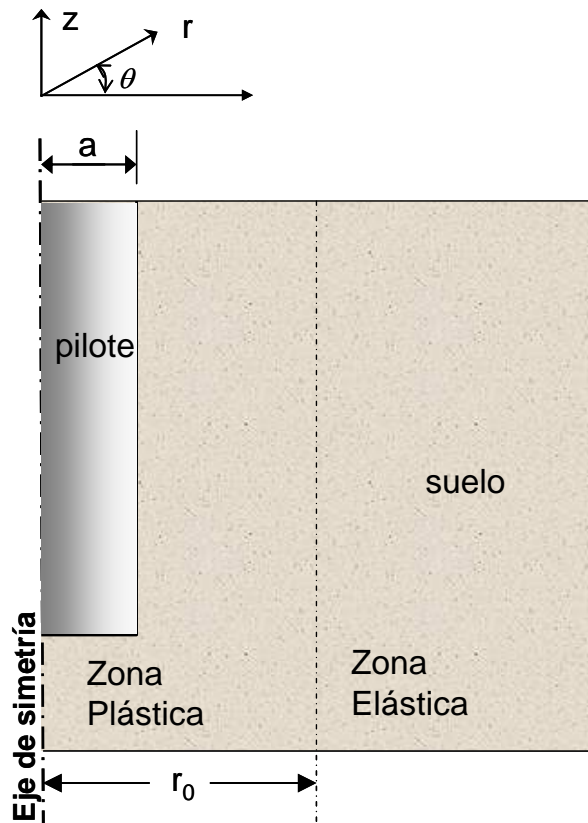


Fig. 4.2 Simulación del hincado por la expansión de cavidades

Las cuales están basadas en la suposición de un pilote largo e infinitamente rígido; esto es, $\varepsilon_{zz} = 0$. Donde σ_{rr} , $\sigma_{\theta\theta}$ y τ_{rz} son los componentes de los esfuerzos (positivos a compresión), r es la coordenada radial y ε_{zz} es la deformación axial (Fig. 4.2). Los otros dos componentes están dados por:

$$\varepsilon_{rr} = \frac{\partial s}{\partial r} \left/ \left(1 + \frac{\partial s}{\partial r} \right) \right.$$
(4.2)

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \frac{s}{s + r}$$
(4.3)

Donde s es el componente del desplazamiento en la dirección r . Para los suelos saturados, con $\varepsilon_{zz} = 0$, la condición de incompresibilidad está dada por:

$$\varepsilon_{rr} + \varepsilon_{\theta\theta} = 0 \quad (4.3)$$

Las condiciones de frontera están definidas a partir de la suposición de que la cavidad cilíndrica de radio a se genera en un medio homogéneo dividido en dos zonas: la elástica y la plástica lo cual puede modelar de manera bastante aproximada el comportamiento del suelo durante el hincado del pilote (Fig. 4.2). Cabe aclarar que al comienzo del hincado la zona remodelada no es considerada, por lo que:

En $r = a$

$$\begin{aligned} s &= a \\ \sigma_{rr} &= \sigma_i \\ \tau_{rz} &= \tau_i = \alpha c_u \end{aligned} \quad (4.4a)$$

En $r = r_0$

$$\begin{aligned} s &= s_0 \\ \sigma_{rr} &= \sigma_0 \\ \tau_{rz} &= \tau_0 \end{aligned} \quad (4.4b)$$

En $r = \infty$

$$\begin{aligned} s &= 0 \\ \sigma_{rr} &= \gamma z \\ \tau_{rz} &= 0 \end{aligned} \quad (4.4c)$$

Donde:

σ_i y τ_i Esfuerzos en la interfaz

α Factor de adherencia

c_u Resistencia no drenada del suelo

σ_0 y τ_0 Esfuerzos en la frontera r_0 de las zonas elástica y plástica

γ Peso volumétrico del suelo

z Coordenada vertical.

Asumiendo válida la teoría de elasticidad lineal (Butterfield y Banerjee, 1971), los cambios en los esfuerzos totales en la zona elástica están dados por:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{rr} &= 4G\left(\frac{a}{r}\right)^2 \\ \Delta\sigma_{\theta\theta} &= -\Delta\sigma_r \\ \Delta\sigma_{zz} &= 0 \\ \Delta\tau_{rz} &= \alpha c_u (a/r) \end{aligned} \quad (4.5)$$

Suponiendo el criterio de von Mises, los cambios en la zona plástica son:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{rr} &= 2c_u(\beta_1 + \beta_2 - 0.5\beta_3) \\ \Delta\sigma_{\theta\theta} &= 2c_u(\beta_2 - 0.5\beta_3) \\ \Delta\sigma_{zz} &= 2c_u(0.5\beta_1 + \beta_2 - 0.5\beta_3) \end{aligned} \quad (4.6)$$

con:

$$\beta_1 = \left[1 - \left(\frac{\alpha a}{r} \right)^2 \right]^{1/2}$$

$$\beta_2 = \log \left[\frac{r_0 + (r_0^2 - \alpha^2 a^2)^{1/2}}{r + (r^2 - \alpha^2 a^2)^{1/2}} \right]$$

$$\beta_3 = \left[1 - \left(\frac{\alpha a}{r_0} \right)^2 \right]^{1/2}$$

Donde:

G Módulo cortante elástico del suelo

Suponiendo un comportamiento no drenado de los cambios de los esfuerzos totales anteriores, los cambios en la presión de poro Δu podrán ser evaluados de acuerdo con Butterfield y Banerjee (1971) como :

$$\Delta u = \frac{A^* c_u}{3} \left[96 \lambda^2 \left(\frac{a}{r} \right)^4 + 6 \left(\frac{\alpha a}{r} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (4.7a)$$

Y en la zona plástica, se podrán evaluar de acuerdo con Butterfield y Banerjee (1971) como:

$$\Delta u = 2c_u (0.5\beta_1 + \beta_2 - 0.5\beta_3) + 0.81A^* \quad (4.7b)$$

Donde:

$$\lambda = \frac{G}{c_u}, \text{ con } G = \frac{E_s}{2(1+\nu)}$$

$$A^* = (3A - 1) / \sqrt{2}$$

A^* es un parámetro de presión de poro en el estado de esfuerzos triaxiales.

La expresión para evaluar el límite de la zona elástica, r_0 es:

$$r_0 = \frac{(\alpha a)^2 + (\alpha a)^4 + 64\beta^2 a^4}{2} \quad (4.8)$$

Por su parte Randolph & Wroth (1979) mostraron que la instalación de un pilote hincado dentro de un suelo, el cual es modelado como un material elásto-plástico perfecto, acusa un exceso de presión de poro que puede evaluarse como:

$$\Delta u = 2c_u \ln \left(\frac{R}{r_0} \right), \quad a \leq r_0 \leq R \quad (4.9)$$

Con

$$R^2 = \left(\frac{G}{c_u} \right) a^2 \quad (4.9a)$$

Para el caso particular del incremento máximo de la presión de poro Δu_{\max} , que se presenta en el fuste del pilote, el incremento es evaluado como:

$$\Delta u_{\max} = c_u \ln \left(\frac{G}{c_u} \right) \quad (4.10)$$

Aunque esos mismos autores reconocen que sus ecuaciones, en primera instancia no toman en cuenta el incremento de presión de poro debido al cortante puro que se genera al penetrar el pilote en el suelo (ningún cambio en los esfuerzos totales medios); y en segunda, la incapacidad del modelo usado (suelo elásto-plástico) para vincular correctamente los esfuerzos del suelo y sus cambios con el estado actual de esfuerzos efectivos y la historia de esfuerzos del suelo.

Lo y Stermac en 1965 y más tarde Roy *et al.* en 1981, propusieron una ecuación para evaluar el incremento de la presión de poro normalizada con el esfuerzo efectivo inicial en el fuste del pilote:

$$\frac{\Delta u_{\max}}{\sigma_{vo}} = (1 - K_0) + \left(\frac{\Delta u}{\sigma_m} \right)_m OCR \quad (4.11)$$

Donde:

K_0 Coeficiente de presión lateral de tierra en reposo, evaluado como $K_0 = [1 - \text{sen}\phi'] OCR^{\text{sen}\phi'}$

$\left(\frac{\Delta u}{\sigma_m} \right)_m$ Relación máxima de presión de poro medida en una prueba triaxial no drenada

σ_m Esfuerzo efectivo medio

OCR Relación de preconsolidación

La ventaja de la ec. 4.11 es que involucra la relación de preconsolidación, la cual tiene un rol importante en la magnitud del incremento de la presión de poro, ya que existen mediciones en arcillas que presentan relaciones de preconsolidación muy altas (mayores de 10) en donde se han medido presiones de poro negativas durante el hincado (Randolph *et al.*, 1979).

Por su parte D'Appolonia y Lambe (1971) propusieron la expresión:

$$\frac{\Delta u_{\max}}{\sigma_{vo}} = \left[(1 - K_0) + \frac{2c_u}{\sigma'_{v0}} \right] A_f \quad (4.12)$$

A_f = Coeficiente de presión de poro A de Skempton al momento de la falla

Vesic en 1972, tomando en cuenta el comportamiento esfuerzo-deformación en condiciones no drenadas, sugirió evaluar el incremento de presión de poro en el fuste con la expresión:

$$\Delta u = \left[0.817\alpha_f + 2 \ln \left(\frac{R_p}{r} \right) \right] c_u \quad (4.13)$$

Donde:

$$\alpha_f = 0.707(3A_f - 1)$$

ϕ' Ángulo de fricción interna en términos de esfuerzos efectivos

$$R_p \text{ Radio de la zona plástica} = \sqrt{I_r \frac{1}{\cos \phi'}} r$$

$$\text{Índice de rigidez } I_r = \frac{E_s}{2(1+\nu)c_u}$$

Cabe mencionar que algunas investigaciones muestran que el exceso de la presión de poro generado durante el hincado es mayor en la punta, y existen evidencias experimentales que este exceso de presión de poro se disipa más rápidamente en esa zona que aquel que se desarrolla en el fuste; esto se debe a la trayectoria del drenaje en tres dimensiones que se genera muy cerca de la punta (Lehane y Jardine, 1994).

4.1.2 Soluciones numéricas

Varios esfuerzos se han realizado encaminados a ejecutar análisis simplificados que simulen la instalación de los pilotes y el subsiguiente equilibrio de los esfuerzos en la masa de suelo. Teorías derivadas a partir de la analogía de la expansión de una cavidad cilíndrica que crece monótonicamente fueron propuestas por Butterfield y Banerjee (1970); Randolph, Carter & Worth (1979), entre otros.

En el subinciso 4.1.3 se presentan los valores obtenidos de los incrementos de presión de poro, aplicando las diversas soluciones antes expuestas.

En la actualidad, debido al desarrollo de computadoras más potentes y a los avances del método de elementos finitos, se han hecho esfuerzos por diversos investigadores para desarrollar métodos que permiten evaluar el incremento de presión de poro debido al hincado de pilotes y predecir su disipación con el tiempo, y como consecuencia de esta disipación, la ganancia en la resistencia al esfuerzo cortante del suelo circundante.

A continuación se presenta un análisis mediante el MEF empleando el programa PLAXIS, el cual se comparó con los resultados obtenidos al ensayar el modelo de pilote y el suelo contenido en el odómetro O-97-5.

Se realizó el modelado del hincado del pilote empleando la técnica numérica del elemento finito, MEF. Para ello, se construyó la malla que se muestra en la Fig. 4.3. Debido a la condición axisimétrica del problema, se modeló solamente la mitad del diámetro del pilote y del odómetro. La zona cercana al pilote se discretizó con mayor densidad de elementos, ya que ahí se presentan las deformaciones y esfuerzos mayores durante el ensaye. Asimismo, se colocaron elementos de interfaz entre el fuste del pilote y la arcilla marina circundante, para modelar el desplazamiento relativo entre ambos elementos de distinta rigidez; a la interfaz se asoció una resistencia no drenada de 0.8 veces la del suelo.

El modelo geométrico se generó en el plano x - y del sistema de coordenadas global, mientras que la dirección z es la dirección perpendicular al plano. En el sistema de coordenadas global, la dirección z apunta hacia el usuario. En la salida de resultados se considera siempre que cualquier esfuerzo de compresión –incluyendo la presión intersticial– es negativa, mientras que esfuerzos a tensión y tracciones se consideran positivos.

La malla empleada se compone de 5795 nodos, y 661 elementos triangulares de 15 nodos. El programa proporciona una interpolación de cuarto orden para los desplazamientos y la integración numérica implica 12 puntos de Gauss (puntos para evaluar los esfuerzos).

La presión externa igual a 0.75 kg/cm^2 se aplicó por medio de un elemento rígido actuando sobre la superficie del suelo arcilloso, tal como se ejecutó en el laboratorio.

La arcilla marina se modeló bajo un comportamiento no drenado siguiendo una ley de resistencia Mohr-Coulomb. Los parámetros de resistencia y deformabilidad empleados para la arcilla y el modelo de pilote se muestran en la Tabla 4.2.

Tabla 4.2 Parámetros de resistencia y deformabilidad empleados en los análisis

Elemento	Ley de resistencia	Comportamiento	c_u kPa	γ kN/m ³	$E_{50\%}$ kPa
Arcilla marina	Mohr-Coulomb	No drenado	20	16.5	13700
Interfaz arcilla-pilote	Mohr-Coulomb	No drenado	0.8(20)	-	-
Pilote	Elástico lineal	---	---	18.0	6.4×10^7

Mediante una carga cíclica de 23 N aplicada en la cabeza del modelo, con una frecuencia de 0.5 Hz, se simularon los golpes que se le aplicaron en el laboratorio al pilote para hincarlo en el suelo reconstituido contenido en el odómetro O-97-5.

El modelado simuló la instalación del pilote en los últimos 10 cm, es decir de 60 a 70 cm que fue la máxima profundidad a la que fue hincado, aplicando para ello una carga cíclica durante un lapso de aproximadamente 19 minutos.

En la Fig. 4.4, se muestra en forma gráfica el incremento de la presión de poro, como consecuencia del hincado. Se observa que el incremento en la presión de poro es mayor en la punta del pilote, mientras que alrededor del modelo de pilote el incremento de la presión de poro es casi nulo.

En la Fig. 4.5 se ha graficado el incremento de la presión de poro en función de la distancia radial al pilote a través de un eje denominado A-A', que pasa a un par de centímetros de la punta del modelo de pilote y corta de manera transversal al odómetro. Se observa que el incremento de presión de poro es mayor en la punta y disminuye conforme la distancia aumenta. En la punta, como era de esperarse, el máximo incremento de la presión de poro es alrededor de 98 kPa.

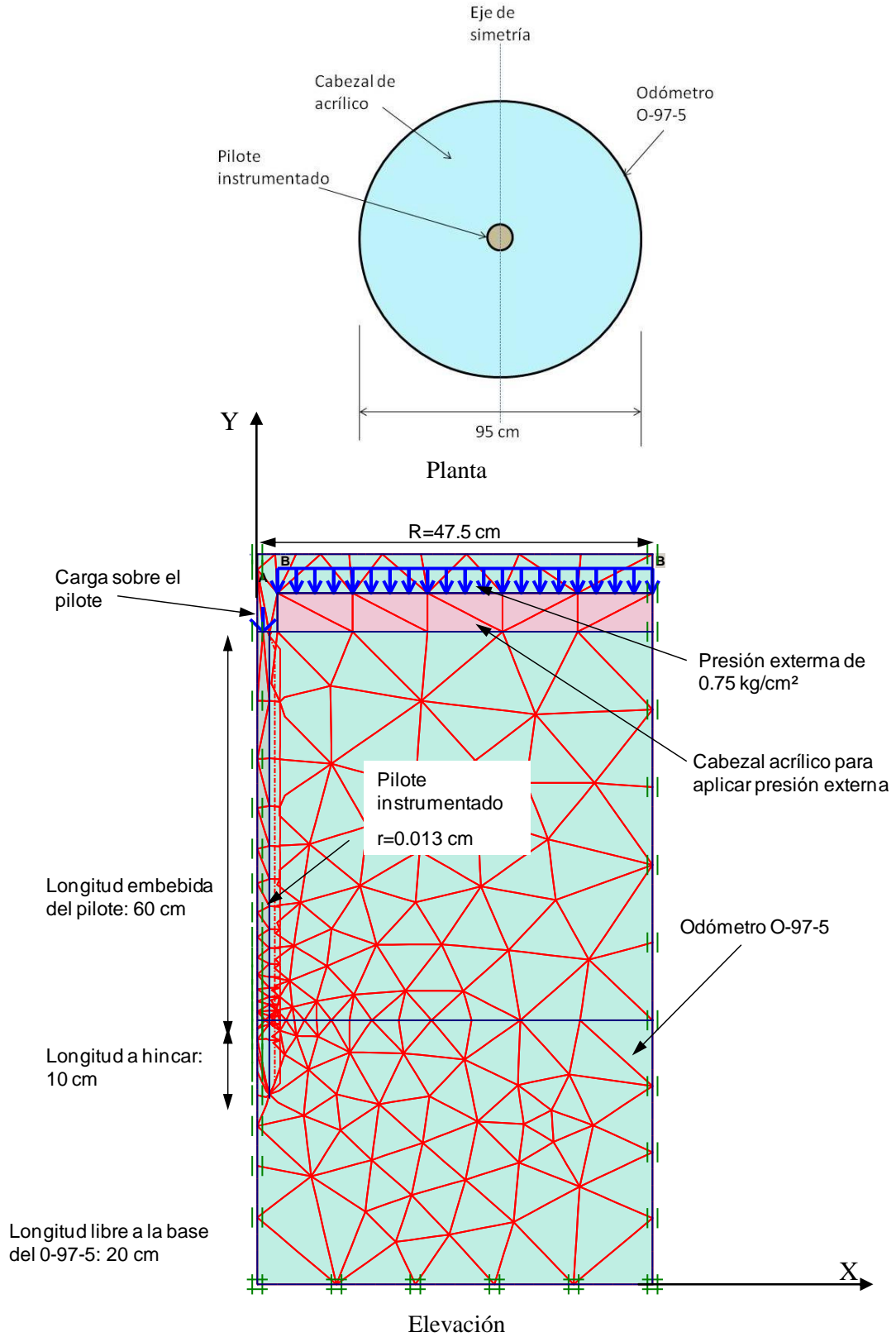


Fig. 4.3 Malla de elementos finitos para modelar el hincado del modelo de pilote

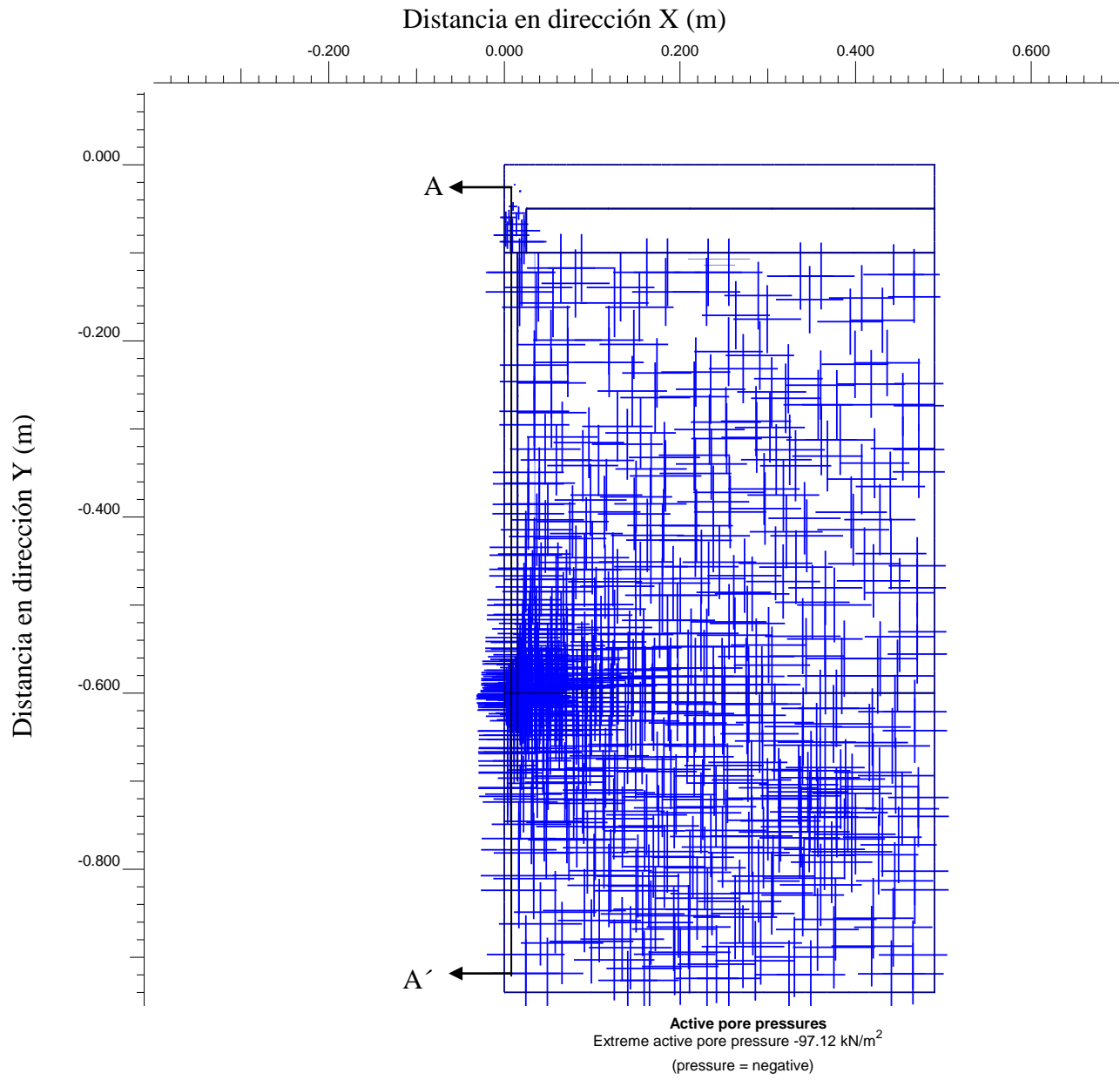


Fig. 4.4 Incremento de la presión de poro, según MEF.

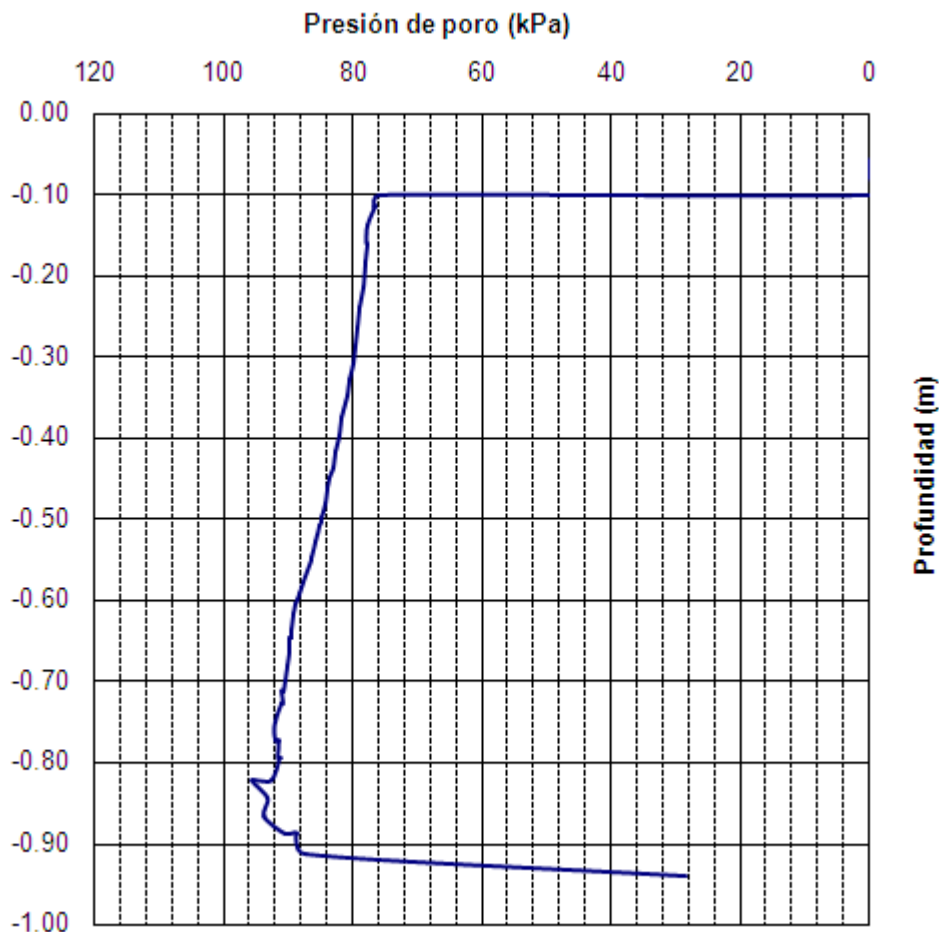


Fig. 4.5 Corte A-A' del modelo de elementos finitos empleado

4.1.3 Comparación con resultados experimentales

Una vez que se terminaron de realizar los ensayos, se procedió a obtener muestras inalteradas representativas del suelo contenido en el odómetro O-97-5, con la finalidad de realizar ensayos triaxiales rápidos y consolidados no drenados, para determinar sus propiedades mecánicas (resistencia al esfuerzo cortante y el ángulo de fricción interna, tanto en términos de esfuerzos totales como en términos de esfuerzos efectivos). Los ensayos realizados se muestran en el anexo A de esta tesis.

De la prueba triaxial CU ejecutada al suelo reconstituido del odómetro O-97-5, se obtuvieron parámetros de resistencia, midiéndose la presión de poro en la etapa de falla; en el anexo A se muestran los resultados obtenidos.

Se evaluó el incremento de la presión de poro debido al hincado del pilote mediante las ecuaciones deducidas por la teoría de expansión de cavidades. La Tabla 4.3 muestra las mediciones del sensor PP-3 durante el hincado de los ensayos A-1, A-2 y A-3 (inciso 3.3.1) efectuadas al modelo de pilote y los obtenidos de aplicar las ecuaciones 4.10, 4.11, 4.12 y 4.13.

Tabla 4.3 Incremento de presión de poro medida y calculada

Valores calculados con diversas teorías		Valores medidos en la celda PP-3, en tres pilotes hincados	
Autores	Incremento de presión de poro en kPa	Ensaye	Incremento de presión de poro en kPa
Randolph & Wroth	106.83	A-1	132.27
Roy	141.15	A-3	91.67
D'Appolonia & Lambe	92.32	A-4	103.50
Vesic	129.77		
Plaxis (MEF)	97.12		

La aproximación más desfavorable es de casi 70% al comparar la presión de poro medida durante el hincado del modelo de pilote del ensaye A-1 y la calculada con la ecuación propuesta por D'Appolonia y Lambe (ec. 4.12).

El mínimo error es de 2% al comparar la presión medida durante el hincado previo al ensaye denominado A-1 y la calculada con la ecuación propuesta por Vesic (ec. 4.13); la ecuación propuesta por Vesic sobreestima el incremento de presión de poro comparada con la medida en los ensayos A-3 y A-4.

Por su parte, los resultados del elemento finito arrojan valores de la presión de poro de 97 kPa, magnitud un poco menor a la medida (103.50 kPa) durante el hincado del ensaye A-4 por el sensor del nivel 3. Sin embargo, durante el hincado del ensaye A-1 se pudo medir un incremento en la presión de poro de hasta 132 kPa, por lo que en este caso el método de elemento finito subestima hasta en 30% el incremento de la presión de poro.

Cabe mencionar que se optó por mostrar los resultados de una sola celda de presión de poro (nivel 3), ya que en los registros se observó que es la que monitoreó de manera continua y no sufrió daño alguno; además, como se comentó anteriormente, las ecuaciones fueron deducidas a partir de la hipótesis de que el suelo cercano a la punta y a la cabeza del pilote tienen un comportamiento muy diferente al que está en medio de éstos. El nivel tres no está cercano a la punta del pilote, ni tampoco a la cabeza.

Por lo anterior, se puede concluir que la teoría de expansión de cavidades no predice el incremento de presión de poro cerca de la punta, la que experimentalmente es mayor precisamente en la punta.

Por su parte, el código PLAXIS sí define una mayor presión cerca de la punta, y en todo el fuste del modelo de pilote, simulando de una manera más cercana el comportamiento de la presión de poro durante el hincado; sin embargo, subestima el incremento de presión de poro en el cuerpo del pilote, donde los incrementos medidos no son despreciables.

4.2 Comparación bajo carga axial estática

4.2.1 Determinaciones analíticas de las curvas carga estática-desplazamiento

Existen varios métodos para determinar la curva carga estática-desplazamiento en la cabeza de pilote, como el propuesto por Coyle y Reese (1966), y el propuesto por Mendoza y Hernández (1988), entre otros. Estos métodos fueron expuestos en el inciso 2.2.3 de esta tesis.

En este apartado se muestran los resultados obtenidos al aplicar el método propuesto por Mendoza y Hernández (1988) y el propuesto por Coyle y Reese (1966).

Para el análisis con ambos métodos se consideró al pilote como un elemento hueco, con un diámetro interior de 0.026 m y uno exterior de 0.0265 m.

En la Fig. 4.6a se muestran los resultados obtenidos después de aplicar el método propuesto por Mendoza y Hernández. Se han graficado las curvas de transferencia de carga para tres movimientos de la cabeza (0.2, 0.4 y 0.6 mm)

Mientras que el Fig. 4.6b se han graficado los resultados después de aplicar el método propuesto por Coyle y Reese.

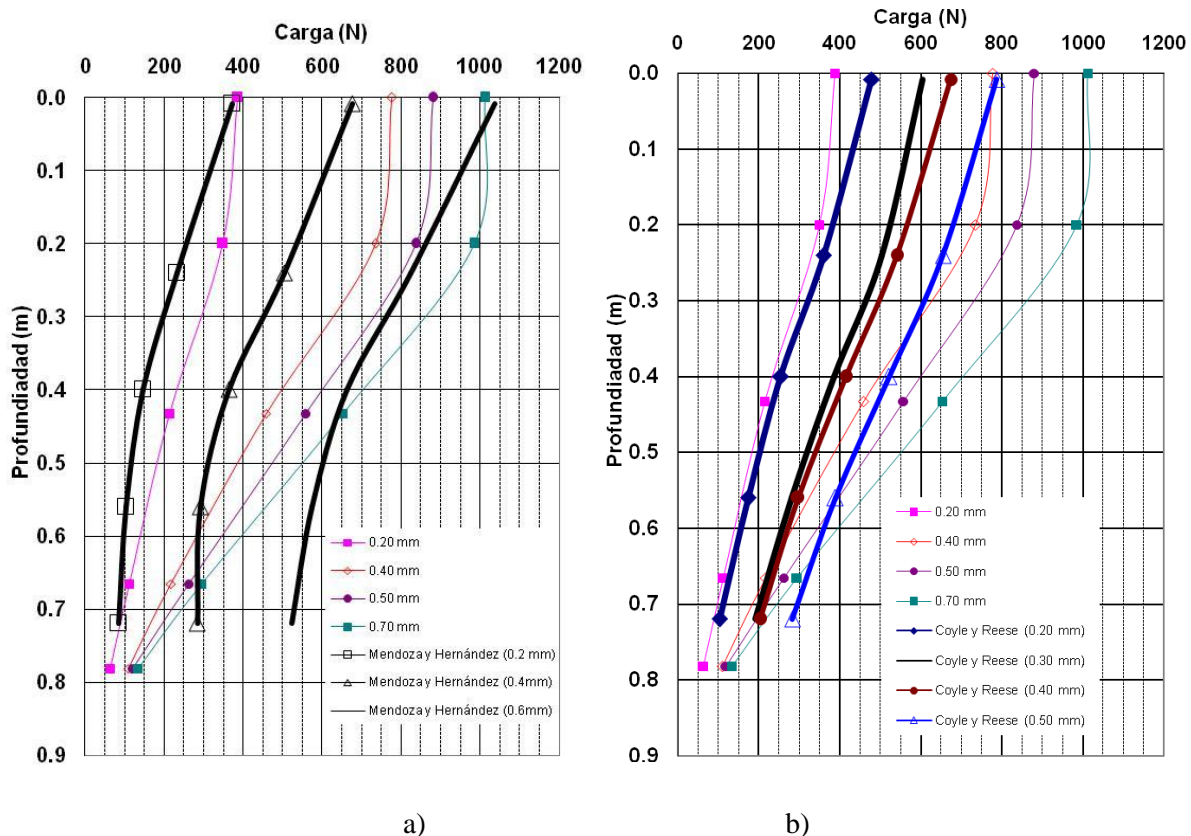


Fig. 4.6 Transferencia de carga obtenida mediante métodos analíticos

En ambas graficas se han incluido las mediciones realizadas en diferentes niveles con las celdas de carga, para diferentes desplazamientos medidos en la cabeza del pilote.

Cabe mencionar que para los cálculos realizados se utilizó la gráfica de carga transferida/resistencia al esfuerzo cortante que se muestra en la Fig. 4.7.

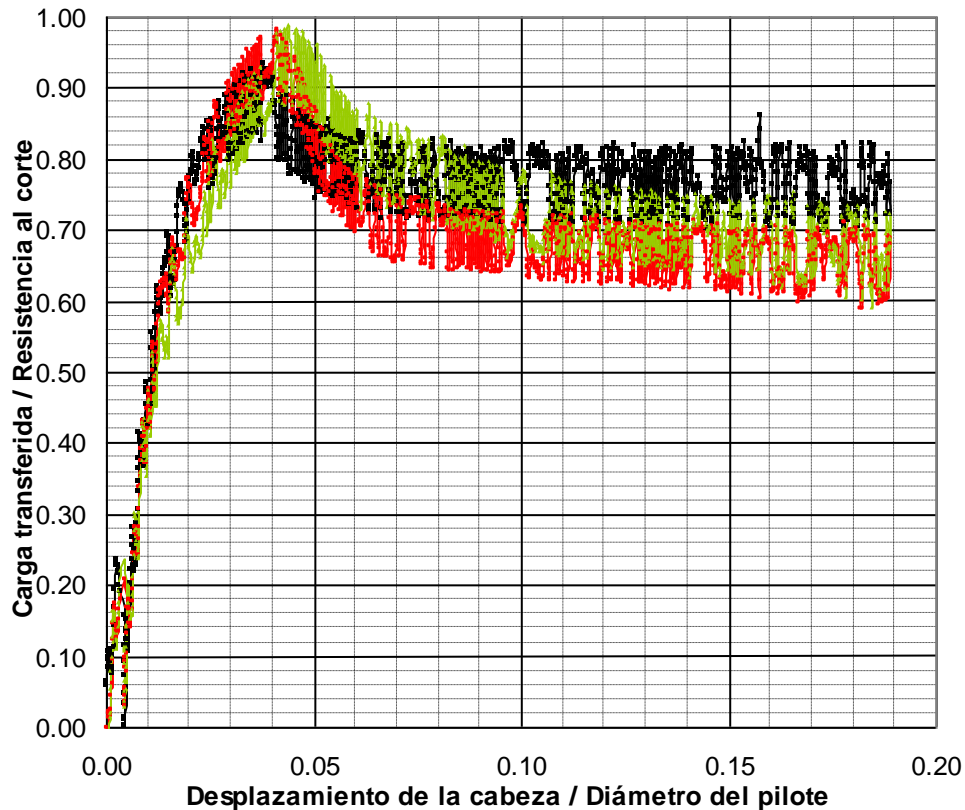


Fig. 4.7 Curva nominal relación carga transferida / resistencia al corte contra desplazamiento del modelo de pilote para la arcilla reconstituida en el O-97-5

Esta gráfica se obtuvo a partir de mediciones realizadas con las celdas de carga y conociendo previamente la resistencia al esfuerzo cortante del suelo reconstituido.

Aunque se observó una buena aproximación en la manera de cómo la carga del pilote es transferida al suelo que lo rodea, se tienen los siguientes comentarios: el método propuesto por Mendoza y Hernández indica un aporte importante de la capacidad de carga por punta; sin embargo, en las mediciones efectuadas con la celda de carga dispuesta muy cerca de la punta esto no se observó. No obstante, este método arroja resultados muy similares entre lo registrado por la celda de carga cercana a la cabeza y lo predicho.

Por otra parte, los resultados derivados del método propuesto por Coyle y Reese, indican que la predicción de la carga en la punta casi coincide con lo medido durante el ensaye; sin embargo, esta predicción deja de ser buena en el caso analizado, si se comparan sus resultados con la carga registrada en la cabeza. Los resultados obtenidos no representan de manera adecuada el comportamiento del sistema suelo-pilote, lo cual se podría deber por una parte al pequeño diámetro del modelo y por otra parte al tipo de arcilla en el cual fue ensayado el modelo (arcilla muy blanda). Ambos métodos presentan un comportamiento menos rígido en comparación con el medido experimentalmente.

4.2.2 Modelado del ensaye A-1 con el método de los elementos finitos

Se realizó el modelado del ensaye A-1 (carga axial monótonicamente creciente aplicada con velocidad de desplazamiento de 0.1mm/min) empleando para ello la técnica numérica del elemento finito, MEF. Por lo que, se construyó la malla que se muestra en la Fig. 4.8. Debido a la condición axisimétrica del ensaye estudiado, se modeló sólo la mitad del diámetro del pilote y del odómetro. Igualmente, la zona cercana al pilote se discretizó con mayor densidad de elementos. Asimismo, se colocaron elementos de interfaz entre el fuste del pilote y la arcilla marina circundante; a la interfaz se asoció una resistencia friccionante equivalente a 0.8 veces la resistencia no drenada del suelo.

La interfase es la modelación de la interacción entre el pilote y el suelo suponiendo que la superficie de contacto no es ni perfectamente lisa ni perfectamente rugosa. El grado de rugosidad del contacto se modela eligiendo un valor adecuado para el factor de reducción de la resistencia en la interfase (R_{inter}). Este factor relaciona la resistencia de la interfaz (fricción y adherencia del pilote) con la resistencia del suelo (ángulo de fricción y cohesión).

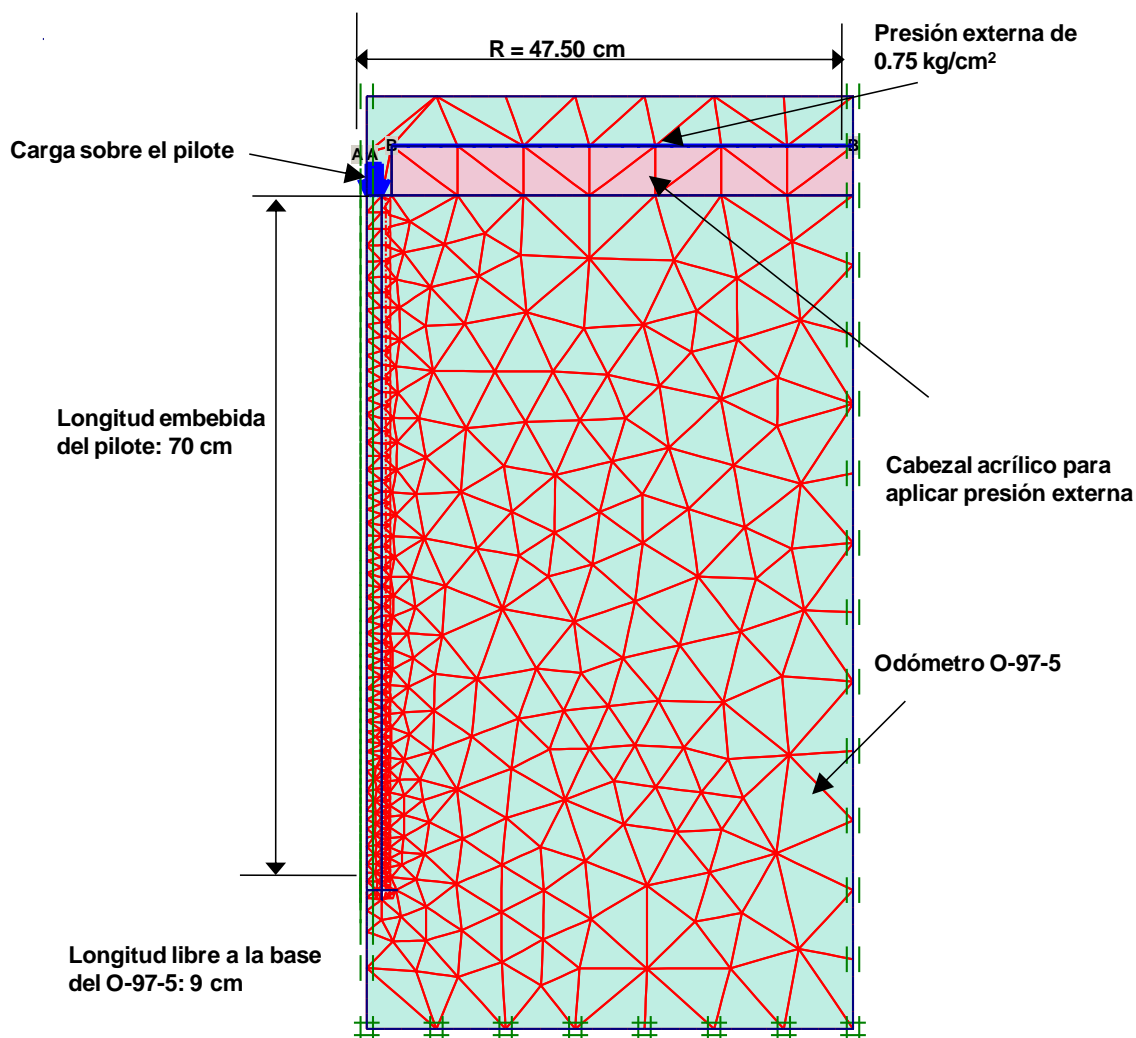


Fig. 4.8 Malla de elementos finitos para modelar el comportamiento del ensaye A1

La presión externa igual a 73.5 kPa se aplicó por medio de un elemento rígido actuando sobre la superficie del suelo arcilloso, tal como se ejecutó en el laboratorio.

La arcilla marina se modeló siguiendo la ley de resistencia Mohr-Coulomb con comportamiento no drenado. Los parámetros de resistencia y deformabilidad empleados para la arcilla y el modelo de pilote se mostraron en la Tabla 4.2

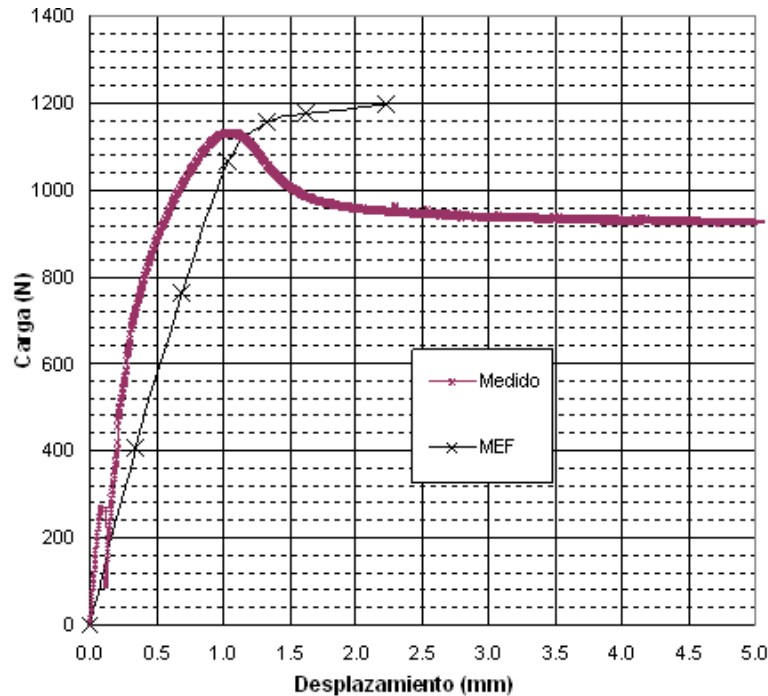


Fig. 4.9 Comparación de curvas medidas carga-desplazamiento, con las obtenidas mediante MEF

La curva numérica carga-desplazamiento en la cabeza del pilote, se compara con la misma curva obtenida en el laboratorio (Fig. 4.9). De la inspección de la gráfica se pueden hacer los siguientes comentarios respecto al comportamiento medido y el modelado con el MEF.

La carga última del pilote (Q_{ult}) en el ensaye experimental resulta de 1150 N (peak), muy similar a la que acusa el modelo numérico al término de su comportamiento lineal.

La rigidez del ensaye real resulta mayor que la del ensaye numérico.

El ensaye de laboratorio muestra claramente una curva carga desplazamiento con resistencia última y un componente de resistencia residual, Q_{res} de 950 N ($Q_{ult}/Q_{res}=0.83$) mientras que la curva del modelo numérico no reproduce el mismo comportamiento e incluso, se nota un ligero aumento de la resistencia al aumentar el desplazamiento

Las diferencias observadas entre lo medido y lo calculado mediante el MEF, se pueden deber a los siguientes aspectos no considerados en el modelo numérico:

- a) Se ignoran los efectos de consolidación local alrededor del fuste.
- b) El modelo Mohr-Coulomb no considera la resistencia residual del suelo.

En la Fig. 4.10 se muestran los elementos plastificados de la malla de elementos finitos, después de haber aplicado la carga en la cabeza del modelo de pilote. Nótese que la gran mayoría de estos elementos plastificados se encuentran en la punta del pilote, en la cabeza y en el fuste. Estos puntos indican que los esfuerzos se encuentran sobre la envolvente de rotura de Coulomb.

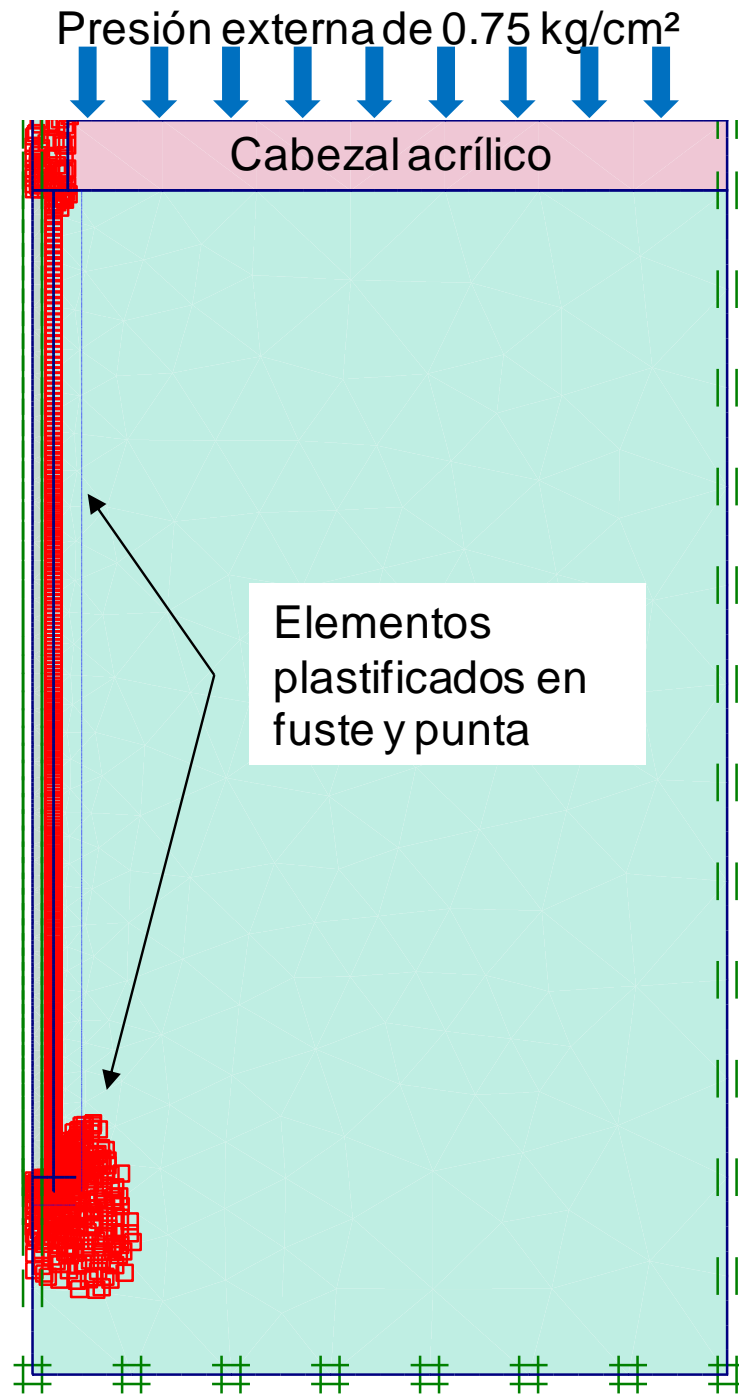


Fig. 4.10 Mecanismo de falla de modelo de pilote

4.2.3 Comparación con resultados experimentales

Al comparar las curvas normalizadas T-z (Fig. 4.11) del criterio del API (2000) que actualmente se utilizan en el Instituto Mexicano del Petróleo, contra los resultados de laboratorio y del modelo numérico, se observan dos aspectos relevantes:

- El criterio del API muestra un comportamiento mucho más rígido del sistema pilote-suelo del que se obtuvo en el ensaye A1 y lo mismo ocurre para el que resultó del modelo numérico; en efecto, la resistencia máxima con el criterio API ocurre para un desplazamiento del 1% del diámetro, mientras que en el ensaye experimental y en el modelo numérico, la resistencia máxima ocurre para un desplazamiento del 4% del diámetro. Lo anterior resulta de importancia pues el criterio actual de diseño que se sigue en el IMP podría subestimar los desplazamientos axiales del sistema pilote-suelo. Sin embargo, debe decirse que es posible que en los ensayos del modelo de pilote efectuados en laboratorio exista un fuerte efecto de escala, ya que la resistencia en el fuste se moviliza para pequeños desplazamientos que significan un porcentaje mayor con respecto al diámetro cuando se ensayan pilotes de diámetros pequeños.
- Se observa que la resistencia residual del pilote ensayado en el laboratorio, es igual a 0.83, lo cual se encuentra dentro del intervalo que señala el criterio del API entre 0.7 y 0.9, como se indica en la Fig. 4.11. Además se observa que la resistencia máxima obtenida con la solución numérica, MEF es mayor a la resistencia residual del criterio API.

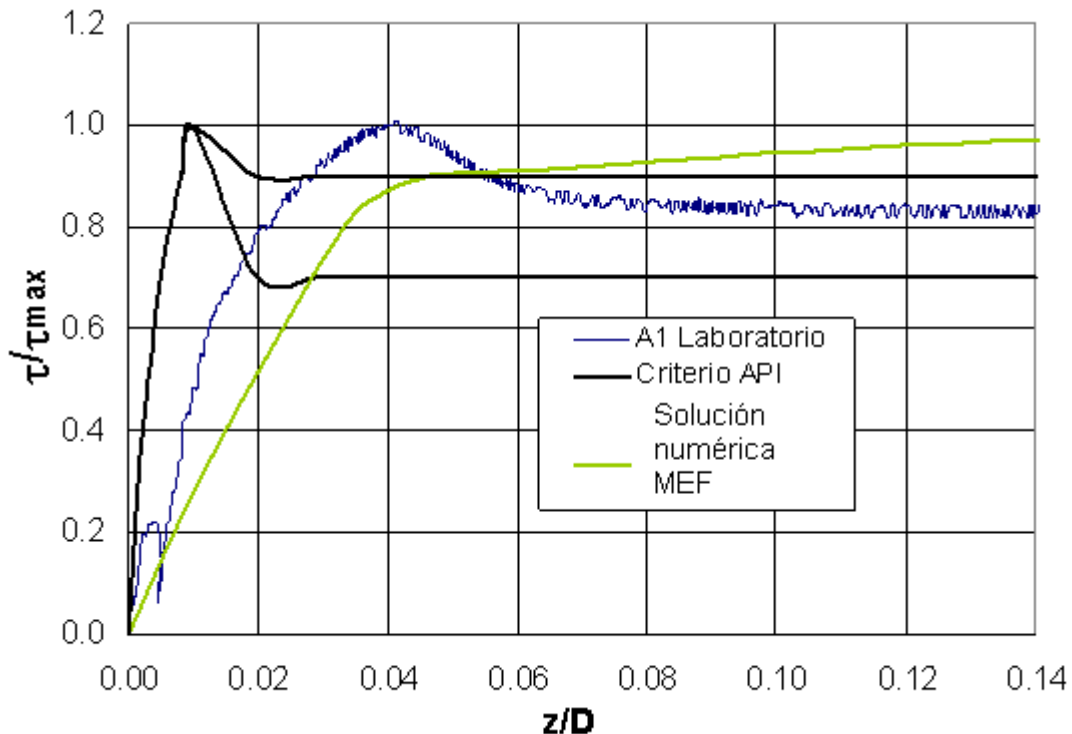


Fig. 4.11 Comparación de curvas T-z; criterio de API, resultados experimentales y numéricos

4.3 Comentarios sobre la aplicación y limitación de las técnicas de análisis

4.3.1 Consideraciones sobre las teorías de esfuerzos efectivos y totales

Para evaluar la capacidad de carga empleando diversos criterios tanto en términos de esfuerzos totales, como en términos de esfuerzos efectivos, se emplearon los parámetros de resistencia reportados por la prueba triaxial CU ejecutada al suelo reconstituido (ver anexo A).

En la Tabla 4.4 se resumen las capacidades de carga por fuste obtenidas al emplear algunos de los métodos y además se ha incluido la capacidad de carga por fuste medida en el ensaye A-1. En el Anexo B de esta tesis se presentan los cálculos y parámetros empleados para su obtención.

Tabla 4.4 Capacidad de carga medida y calculada, según varios autores

Método empleado		Capacidad de carga por fuste calculada	Capacidad de carga por fuste medida
Método α	α (Adim).	Q_{tu} (N)	Q_{medido} (N)
API (ec. 2.10, 2.10a y 2.10c)	(0.96)	1272	960
Tomlinson (ec. 2.11 y Fig. 2.2)	(1.00)	1327	960
Kerisel (ec. 2.11 y Fig. 2.2)	(0.98)	1300	960
Método β	β (Adim).		
Burland (ec. 2.12)	0.26	1270	960
Kerisel (Fig. 2.5)	0.29	1422	960
Meyerhof (ec. 2.14)	0.28	1348	960
MEF			
PLAXIS	—	1200	960

En la Fig. 4.12a se muestran las predicciones en términos de esfuerzos totales, normalizadas respecto a lo medido en el ensaye A-1. Mientras que la Fig. 4.12b muestra las predicciones en términos de esfuerzos efectivos normalizadas también con lo medido en el ensaye A-1.

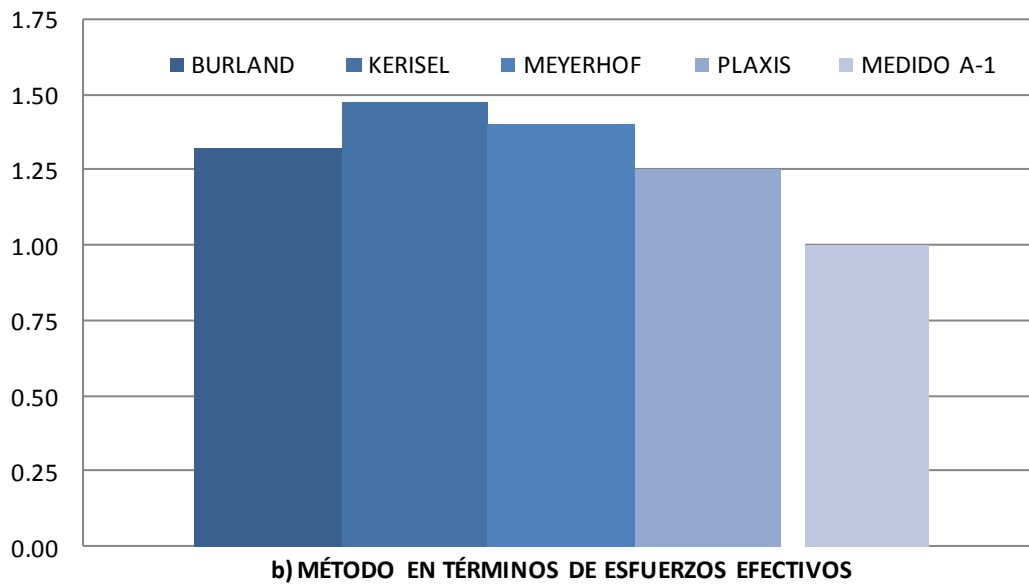
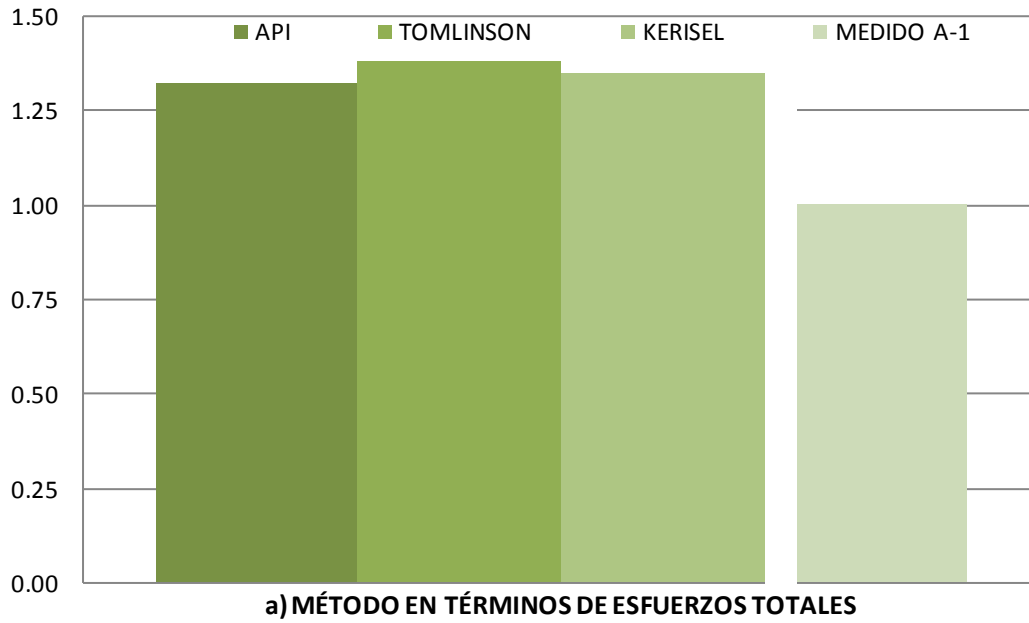


Fig. 4.12 Comparación de lo medido vs diferentes criterios para evaluar capacidad de carga por fuste

Como pone en evidencia la Tabla 4.4 y la Fig. 4.12a, la mejor aproximación de la capacidad de carga por fuste en términos de esfuerzos totales (Método α), se calcula empleando el criterio propuesto por el API; posteriormente el criterio de Kerisel y por último Tomlinson, todos los métodos sobreestiman la capacidad de carga. El método propuesto por el API sobreestima en 32.5%, el criterio propuesto por

Kerisel sobreestima en 35% lo medido en el ensaye; de manera similar sucede con el criterio de Tomlinson, al sobrestimar en 38.2%.

De manera similar, la Tabla 4.4 y la Fig. 4.12b muestran por otra parte que la capacidad de carga por fuste en términos de esfuerzos efectivos (Método β), la mejor aproximación es la reportada al emplear la técnica de elementos finitos (PLAXIS) ya que sobreestima en 25% lo medido; posteriormente el criterio de Burland sobreestima la capacidad en 32.3%; por su parte, el criterio de Kerisel aporta una capacidad de carga 48.1% mayor a lo medido en el ensaye A-1, resultando la aproximación con mayor error. Por su parte el criterio propuesto por Meyerhof, sobrestima en 40.4%

Durante los ensayes efectuados al modelo de pilote, se monitorearon de manera continua las celdas de carga, colocadas a diferentes niveles; con esto se pudo obtener una gráfica de fricción lateral. A partir de esa gráfica, y conociendo previamente el valor de la resistencia al esfuerzo cortante no drenada del suelos se pudo determinar un valor α igual a 0.83.

Además se monitorearon los esfuerzos totales y la presión de poro durante todos estos eventos, por lo que se tienen los esfuerzos efectivos actuando en el fuste del pilote. Al momento de la falla el esfuerzo cortante medido fue de 25 kPa, y el esfuerzo vertical efectivo es de 78 kPa, obteniéndose por lo tanto un valor del término β igual a 0.32.

Por otra parte, si se sabe que el ángulo de fricción interna de la arcilla en términos de esfuerzos efectivos es de 23 grados, según la prueba triaxial consolidada no drenada con medición de presión de poro al momento de la falla, realizada al suelo reconstituido y se aplica la ecuación (ec. 2.13) propuesta por Burland en 1973, se puede obtener un valor de β que resulta igual a 0.26; este valor cae dentro del rango propuesto por ese mismo autor (0.24 a 0.29).

El valor medido de β durante el ensaye A1 fue de 0.32. La estimación calculada empleando el criterio propuesto por Burland es del 80%, respecto con lo medido.

4.3.2 Consideraciones sobre el modelado con técnicas numéricas

El uso cada vez más difundido de la computadora en muchas áreas del conocimiento ha llevado a realizar tareas cada vez más complejas en un tiempo de ejecución mucho menor.

La ingeniería civil no ha estado aislada de esta tecnología, por lo que en este trabajo se utilizó el método de los elementos finitos para comparar los datos medidos en el laboratorio con aquellos arrojados al aplicar este método.

El modelado se realizó bajo un modelo axisimétrico, el cual es útil para las condiciones de carga axiales, aunque no para aquéllas en donde la carga es aplicada de manera horizontal.

Para la aplicación de este método se hicieron algunas simplificaciones:

El suelo contenido en el odómetro O-97-5 siempre estuvo sujeto a presión externa durante el hincado y hasta que el ensaye se terminó. Para realizar el modelado con el MEF, el problema se discretizó en tres etapas, la primera etapa consistió básicamente en consolidar el suelo mediante una presión externa, de igual magnitud que la utilizada durante la campaña experimental (73.5 kPa). En la segunda etapa se simuló el hincado del pilote, obteniéndose el incremento de la presión de poro como consecuencia de éste y hasta que el incremento de la presión de poro fue disipado, se procedió a modelar la última etapa que fue el ensaye bajo carga vertical axial monotónicamente creciente hasta alcanzar la falla.

El hincado del modelo de pilote en el suelo se simuló mediante la aplicación de una carga senoidal con periodo igual a la cadencia de golpes que se impusieron en el laboratorio para el hincado.

Posteriormente al hincado, y hasta que el exceso de presión de poro debido al hincado se disipó, se aplicó una carga de igual magnitud que la aplicada en el ensaye A-1 del experimento.

Además de lo anterior, es importante señalar que los parámetros de resistencia y deformabilidad con los que se alimentó el *software* fueron determinados a partir de una prueba triaxial realizada al suelo reconstituido.

CAPÍTULO 5

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

5.1 Conclusiones

De los resultados obtenidos y del análisis efectuado se derivan las siguientes conclusiones:

1. Toda vez que el modelo de pilote fue instrumentado, permitió medir incrementos de la presión de poro durante los diversos eventos a los que fue sometido (hincado, durante 24 hrs posterior a éste y finalmente hasta la etapa de falla). Este incremento en la presión de poro trae consigo una disminución en los esfuerzos efectivos, ya que los esfuerzos totales se mantuvieron prácticamente sin cambio. Los registros de los esfuerzos totales y de la presión de poro durante la vida del pilote, permitieron obtener resultados experimentales valiosos en términos de esfuerzos efectivos.
2. El aumento de la presión de poro registrado durante el hincado del modelo de pilote fue de casi 2.3 veces el esfuerzo vertical efectivo; concluido éste, tal exceso de la presión de poro se disipa conforme el tiempo transcurre, generando por ende una ganancia de resistencia al esfuerzo cortante. La evaluación de este incremento de la presión de poro mediante la teoría de expansión de cavidades, resultó de manera general adecuada, y se puede decir que es bastante sencilla su aplicación. Por otra parte, la evaluación mediante la técnica numérica del elemento finito arroja datos aun más cercanos a los que se pudieron medir, pero implica un grado mayor de complejidad. Cabe destacar que mediante esta técnica se obtuvieron mayores incrementos en la punta del modelo, sin embargo a lo largo del fuste, la aproximación no resultó tan buena.
3. Los cambios en los esfuerzos efectivos involucran una serie de factores, los cuales no se pueden ignorar. Es decir, el aumento de la presión de poro y su disipación inciden en la resistencia al esfuerzo cortante que se genera en el fuste del pilote, al momento de la falla. Estos cambios, sólo se pueden comprender en términos de esfuerzos efectivos. No obstante, la evaluación de la capacidad de carga en términos de esfuerzos totales (Método α), es una manera muy práctica tal y como lo apunta el enfoque del API.
4. El experimento arrojó un factor de adherencia $\alpha = 0.83$, para el suelo reconstituido en donde fue hincado el modelo de pilote, mientras que el calculado empleando el criterio propuesto por API fue de 0.96. Por otra parte, el valor del término β fue igual a 0.32 (para el ensaye A-1), tomando en consideración que al momento de la falla el esfuerzo cortante medido a lo largo del fuste fue de 25 kPa, y el esfuerzo vertical efectivo fue de 78 kPa. En este mismo sentido, si se sabe que el ángulo de fricción interna de la arcilla en términos de esfuerzos efectivos es de 23 grados (según la prueba triaxial consolidada no drenada con medición de presión de poro) al aplicar la ecuación propuesta por Burland en 1973, se obtiene un valor de β igual a 0.26.
5. De acuerdo con las teorías en términos de esfuerzo totales empleadas para predecir la capacidad de carga por fuste, la de mejor aproximación es la propuesta por el API (2000), ya que sobreestima en 32.5% a lo medido en el ensaye A-1. Mientras que el criterio propuesto por Tomlinson sobreestima en 38.2% lo medido en el laboratorio y de igual manera sucede con el criterio propuesto por el Kerisel, que sobreestima en 35% a lo medido.

6. De acuerdo con las teorías en términos de esfuerzo efectivos empleadas para predecir la capacidad de carga por fuste, el criterio propuesto por Kerisel (1976) sobreestima en un 48.1% lo medido en el laboratorio. Por su parte el criterio de Burland (1973) sobreestima en 32.3% lo medido, resultando la mejor aproximación.
7. Por su parte la técnica de elemento finito predice con gran aproximación la capacidad de carga por fuste, reportando solo 25% más de lo medido en el laboratorio. Además es una herramienta muy útil, ya que permite evaluar con bastante aproximación el comportamiento carga-desplazamiento de la cabeza del modelo de pilote.
8. El método propuesto por Mendoza y Hernández predice con bastante aproximación la transferencia de carga, en niveles muy próximos a la cabeza del modelo de pilote. Por su parte el método propuesto por Coyle y Reese asemeja de manera muy aproximada el comportamiento del sistema pilote-suelo; la predicción de la carga en la punta casi coincide con lo medido durante los ensayos, sin embargo esta predicción no es tan buena conforme se aproxima a la cabeza del modelo. Cabe destacar que los esfuerzos residuales debido al hincado de los modelos de pilotes en el suelo marino reconstituido no tienen mayor importancia en la interpretación de las curvas carga-desplazamiento.
9. Al comparar las curvas normalizadas T-z del criterio del API (2000), contra los resultados de laboratorio y del modelo numérico, se observa que el criterio del API muestra un comportamiento mucho más rígido del sistema pilote-suelo respecto del obtenido en el ensaye A-1. Por otra parte, si se compara el modelo numérico (solución MEF) y lo obtenido en el ensaye A-1 se puede observar que el modelo numérico presenta un comportamiento menos rígido a lo obtenido experimentalmente. La resistencia máxima con el criterio API ocurre para un desplazamiento del 1 % del diámetro, mientras que para el ensaye experimental y el modelo numérico, la resistencia máxima sucede para un desplazamiento del 4% del diámetro.
10. Se observó que el cociente entre la resistencia residual del pilote ensayado en el laboratorio y la resistencia máxima fue igual a 0.83, lo cual se encuentra dentro del intervalo que señala el criterio del API, que indica un intervalo entre 0.70 y 0.90.
11. La velocidad de aplicación de cargas incide en la rigidez del sistema pilote-suelo. A mayor velocidad de aplicación de carga, la rigidez aumenta; sucede de la misma manera con la capacidad de carga.

5.2 Recomendaciones

Para futuras investigaciones se recomienda lo siguiente:

1. Realizar ensayos a grupos de pilotos, variando la separación entre ellos, bajo condiciones de carga axial y lateral; tanto estática como dinámica.
2. Proveer al modelo de pilote instrumentado de un sistema amortiguador más eficiente que el disco de neopreno, con la finalidad de evitar que los impactos dañen los sensores, como fue sucediendo conforme transcurrieron los ensayos.
3. Colocar sensores capaces de medir la aceleración en la cabeza del pilote, con el objetivo de obtener la capacidad de carga en términos de la ecuación de onda.
4. Es conveniente realizar ensayos con modelos de pilote en suelos estratificados para poder observar el efecto de la estratificación en diversos fenómenos, como en la distribución de cargas a lo largo del fuste del pilote, en la capacidad de carga de la punta y en el incremento de la presión de poro, entre otros fenómenos.
5. Realizar investigaciones de fricción negativa en el odómetro O-97-5 y el modelo de pilote instrumentado.

REFERENCIAS

- Acuña, A. R. (1991), "Instalaciones Marinas para la Explotación de Hidrocarburos". Academia Mexicana de Ingeniería . México.
- Airhart T.P., Coyle H.M., Hirsch T.J., y Buchanan S.J., (1969). "Pile Soil System Response in a Cohesive Soil", Performance of Deep Foundations, ASTM, STP 444, ASTM, pp. 264-294
- API, American Petroleum Institute (2000), "Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms –Working Stress Design, RP-2A-WSD", Washington, D.C. EUA.
- Audibert, J. M. E. y Dover, A. R. (1982), "Discussion of Pile Load Test: Cyclic Loads and Varying Load Rates", Proceedings paper 16000, ASCE, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, Vol. 108, No. GT-3, March.
- Barbosa, C. F. (2000), "Exploración y Reservas de Hidrocarburos en México". Instituto de Investigaciones Jurídicas, Edit. UNAM. 376 páginas.
- Bea, R. G. (1980), "Dynamic Response of Piles in Offshore Plataforms", Proc. Dynamic Response of Pile Foundations: M.W. O'Neill y R. Dobry, eds., ASCE National Convention, Hollywood, FL, pp. 80-109
- Bea, R. G. y Audibert, J. M. E. (1979), "Earthquake Response of Offshore Plataforms", ASCE, *Journal of the Structural Divison*, Vol. 105, No. ST2, Feb. pp. 377-400.
- Bergman, G.J.; Landrum, W.R. (2004), "Deepwater Hydrocarbon Development In The New Millennium. Advances In E&P Technology That Extend The Development Of Conventional Hydrocarbons" World Energy Council, 19th Congress, Sydney, Australia - 5-9 September.
- Birmingham, P. (1993), "STATNOMIC Loading Tests on Different Pile Types", Report to Birmingham Corporation Limited, Report No. S9306, June, Presented al Deep Foundation Institute and Caltrans Specialty Seminar at Oakland, California, Sept. 9-10.
- Bjerrum, L., Brinch Hasen, J. y Sevaldson, R. (1958), "Geotechnical Investigations for Quay Structure in Horten". NGL., pub. No. 28 pp. 1-17.
- Bjerrum, L. , Johannessen, I. J., y Eide, O., (1969), "Reduction of Negative Skin Friction on Steel Piles to Rock, *Proc. 7th ICSMFE*, México City, Vol 2, pp. 27-34.
- Bjerrum, L. (1973), "Rate Test of Piles in Clay", *Proc. 8th ICSMFE*, Moscu, Vol. 3, pp. 111-159.
- Bogard, J. D. y Matlock, H. (1990a), "Application of Model Pile Test to Axial Pile Design", OTC 6376. Houston, Texas. EUA.
- Bogard, J. D. y Matlock, H. (1990b), "In Situ Pile Segment Model Experiments at Empire, Louisiana", OTC 6323. Houston, Texas. EUA. pp. 459-467.
- Bogard, J. D. y Matlock, H. (1990c), "In Situ Pile Segment Model Experiments at Harvey, Louisiana", OTC 6324. Houston, Texas. EUA. pp. 469-477.
- Bond, A. J., Jardine, R. J., y Dalton, J. C. P. (1991), "Design and Performance of the Imperial College Instrumented Pile", *Geotechnical Testing Journal*, GTJODJ, Vol. 14, No. 4, pp. 413-424.
- Briaud J. y Meyer B. (1983), "In situ Test and their Application in Offshore Design", *Proceedings of the Conference on Geotechnical Practice in Offshore Engineering*, ASCE, Austin Texas, pp. 244-266.

- Briaud, J. L. y Tucker, L. (1984), "Piles in Sand. A Method Including Residual Stresses.", ASCE, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol. 110, No.71, pp. 1666-1680.
- Butterfield, R. y Banerjee, P. K. (1970), "The Effect of Porewater on the Ultimate Bearing Capacity of Driven Piles", *Procs. 2nd South-East Asian Conf. on Soil Engg.*, Singapore.
- Butterfield, R. y Banerjee, P. K. (1971), "The Elastic Analysis of Compressible Piles and Piles Groups", *Géotechnique*, 21, No. 1, pp.43-60.
- Burd, J. H. (1999), "The history of PLAXIS", *Beyond 2000 in Computational Geotechnics - 10 Years of PLAXIS International* © 1999 Balkema, Rotterdam, ISBN 90 5809 040
- Burland, J. B. (1973), "Shaft Friction of Piles in Clay –A Simple Fundamental Approach", *Ground Engineering*, Vol. 6(3).
- Christoffersen, H. P. (1993), *The Non-Piled Foundation Systems of the Snorre Field. Offshore Site Investigation and Foundation Behaviour*. Vol. 28. Series on the Advances in Underwater Technology, Ocean Science and Offshore Engineering. Kluwer Academic Publishers, Londres.
- Clarke, J. (1993), *Large-Scale Pile Tests in Clay*, Thomas Telford, London.
- Coop, M. R. y Wroth, C. P. (1989), "Field Studies of an Instrumented Model Pile in Clay", *Géotechnique*, 39, No. 4, pp. 679-696.
- Coyle, H. M. y Reese, L. C. (1966), "Load Transfer for Axially Loaded Piles in Clay", ASCE, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol. 92, No. SM2.
- Cox, W. R. y Kraft, L. M. (1979), "Axial Load Test on 14-inch Pipe Piles in Clay", OTC 3491, Houston Texas, pp. 1147-1158.
- Cruz, E. (2003), "Efecto del Envejecimiento en la Capacidad de Carga a Extracción de Modelos de Pilotes en Arcilla Marina", Tesis de Maestría, DEP-FI, UNAM, México D. F.
- Dally, J. K., Riley, W. F. y McConnell, K. G. (1984), "Instrumentation for engineering measurements", John Wiley & Sons, USA, p 242-288.
- D'Appolonia, D. J. & Lambe, T. W. (1971), "Performance of Four Foundations on End-Bearing Piles". ASCE, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol. 97, SM-1 pp. 77-93.
- Delaytermoz, A., Lecourtier, J. (2001), "The Deep Offshore In World Oil Supply: Historical Perspective And Future Challenges. World Energy Council", 18th Congress, Buenos Aires, October.
- De Mello, V. F. B. (1969), "Foundations of Buildings on Clay", State of the Art Report: 49-136. *Proc. 7th ICSMFE*, México D.F, vol. I, pp. 1-86.
- Det Norske Veritas (1981), "Conference On Safety Of Deep- Water Oil And Gas Production". 17-18 November. Oslo.
- Desai, C. S. y Christian, J. T., (1977), "Numerical Methods in Geotechnical Engineering", New York, McGraw-Hill.
- Desai, C. S. (1978), "Effects of Driving and Subsequent Consolidation on Behaviour of Driven Piles", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 2, pp: 283-301

Dunn, F. P. (1982), Plataform Design/Construction-Overview. SPE-9999. *Proceedings of the International Petroleum Exhibition and Technical Symposium of the Society of Petroleum Engineers held in Beijing, China*, 18-26 March.

Earth Mechanics, Inc. (2000), "Análisis de Respuesta del Sitio e Interacción Dinámica entre Suelo y Pilote, Sondeo Ajal-1, Bahía de Campeche, México".

Esrig, M., I., Kirby, R., Bea R. (1977), "Initial Development of a General Effective Stress Method for the Prediction of Axial Capacity for Driven Piles in Clay", OTC 2943, Houston Texas, pp. 495-506.

Fang H. (1990), "Foundation Engineering Handbook", Van Nostrand Reinhold Publisher, New York., EUA, pp. 679-727, 511-533.

Fellenius B., (1991), "Pile Foundation, Chapter 13", Foundation Engineering Handbook, second edition, H. S. Fang. Editor, Van Nostrand Reinhold Publisher, New York. USA.

Fleming W. G., Weltman A. J., Randolph M. F., Elson W. K. (1992), Piling Engineering, John Wiley & Sons., London, England.

Gibbs E. (1993), "Reduction of Field Data and Interpretation of Results for Axial Load Test of Two 762 mm Diameter Pipe Piles in Clay", *Proceedings of the Conference Recent Large-Scale Fully Instrumented Pile Tests in Clay*, Held at the Institution of Civil Engineers, London, on 23-24 June 1992.

Hanna, T. H. y Tan, R. H. S. (1973), "The Behavior of Long Piles Under Compressive Loads in Sand". *Can. Geot. Jnl.*, vol. 10 No. 3, pp. 311-340.

Holloway, D. M., Clough, G. W. y Vesic, A. S. (1978), "The Effects of Residual Driving Stresses on Pile Performance Under Axial Loads.", OTC 3306, Houston Texas.

Holmquist, D. V., Meyer, P. L., y Matlock, H (1975), "A Program for Discrete-Element Solution of Axial-Columns with Non-Linear Supports", Report to the American Petroleum Institute, Austin, Texas.

Holmquist, R. W., y Matlock, H. (1976), "Resistance-displacement Relationships for Axially-loaded Piles in Soft Clay", OTC 2474, Houston Texas, pp. 553-569.

Ibarra, E., Mendoza, M. J. y Luna, O. J. (2002), "Consolidación con Grandes Deformaciones: Comparación Experimental y Teórica", *Memorias de la XXI Reunión Nacional de Mecánica de Suelos*, SMMS, Queretaro, México.

Ibarra, E. y Luna, O. (2000), Visita técnica realizada como complemento al Proyecto Respuesta de la Cimentación de una Plataforma Marina Fija Bajo el Efecto de Cargas Cíclicas y Dinámicas en la Sonda de Campeche. Primera Etapa. Información no publicada.

Ibarra, E. (2002), "Reconstitución de un Suelo Arcilloso Marino en un Odómetro para Ensayes con Modelos de Pilotes", Tesis de Maestría, DEP-FI, UNAM, México D. F.

Jaime, A., Rojas, E., Legorreta, H. y Silva, G. (1991), "Modelos de Pilote de Fricción Hincados en Arcilla Blanda Respuesta Bajo Carga Cíclicas, Series No. 534", Instituto de Ingeniería, UNAM.

Karlsrud, K., y Haugen, T. (1985), "Axial Static Capacity of Steel Model Piles in Overconsolidated Clay", Publicación No. 163. Norwegian Geotechnical Institute, Noruega, Oslo.

Kerisel, J. (1976), "Contribución", Tercera Conferencia Nabor Carrillo, SMMS, Guanajuato, p 111.

Kirby, R. C., Esrig M. L., y Murphy B. S. (1983), "General Effective Stress Method for Piles in Clay, Part I – Theory" *Proc. Conf Geotechnical Practice in Offshore Engineering*, Austin, Texas, pp. 457-498.

- Kulhawy, F.H.; Withiam, J.L.; Kozera, D.W.(1979), "Uplift Testing Model Drilled Shaft in Sand", ASCE *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol. 105, No. 1, pp. 31-47.
- Kraft, L. M., Focht, J. A. y Amerasinghe, S. F. (1981), "Friction Capacity of Piles Driven into Clay." ASCE, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol. 107, GTII, pp. 1521-1541.
- Kraft, L. M. Jr. (1982), "Effective Stress Capacity Model for Piles in Clay." *J. Geotech. Engng. Div. Am. Soc. Testing and Mater.* Vol. 108, No. GT1 1, pp. 1387-1404.
- Lambe, T. W. y Horn, H. M. (1965), "The Influence on an Adjacent Building of Pile Driving for the M.I.T. Materials Center." *Proc. 6th ICSMFE*, Vol. 2 pp. 280.
- Leffler W., Pattarozzi R., Sterling G. (2003), "Deepwater Petroleum Exploration & Production (A Nontechnical Guide)" USA.
- Lehane, B. M., Jardine, R. J. (1994), "Displacement-pile Behaviour in a Soft Marine Clay", Canadian Geotechnical Journal *Revue Canadienne de Geotechnique*. Vol. 31, No. 2, pp. 181-191.
- Leyte Guerreo F. y Marín Córdova S. (2004), "Investigación Geotécnica, Geológica y de Cimentaciones en Estructuras Petroleras Marinas" .Simposio: La Investigación en la Facultad de Ingeniería de la UNAM. DEP-FI, UNAM, México D.F.
- Lo, K. Y. y Stermac, A. G. (1965), "Induced Pore Pressure During Pile Driving Operations." *Proc. 6th ICSMFE*. Vol.2 pp. 285.
- Luna, O. J., Mendoza, M. J., Ibarra, E., Barrera, P. y Cruz, E. (2002), "Puesta en Funcionamiento de un Modelo Instrumentado de Pilote de Fricción", *Memorias de la XXI Reunión Nacional de Mecánica de Suelos*, SMMS, Queretaro, México.
- Luna, O. J. (2002), "Diseño, Construcción y Puesta en Operación de Modelos de Pilotes de Fricción Bajo Cargas Axiales Estáticas y Cíclicas", Tesis de Maestría, DEP-FI, UNAM, México D. F.
- Lunne, T., Christoffersen, H.P. y Tjelta, T.I. (1985), "Engineering Use of Piezocone Data in North Sea Clays", *Proc. 11th ICSMFE*, San Francisco, pp. 907-912.
- Lunne, T., Robertson, P. K. y Powell, J.J.M. (1997), *Cone Penetration Testing*, Blackie Academic & Professional", pp. 64-67.
- Mansur, C. I. y Hunter, R. H. (1970), "Pile Test – Arkansas River Project." ASCE, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol. 96, No. SM5, pp. 1545-1582.
- McClelland, B.. (1974), "Design of Deep Penetration Piles for Ocean Structure", ASCE, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol 100. No. GT7, pp. 705-747.
- Mendoza, M. J. y Hernandez V. (1988), "Transferencia de Carga y Criterios de Diseño de Pilotes de Fricción", Reporte elaborado para el DDF, Instituto de Ingeniería, UNAM
- Mendoza, M. J., Sánchez, J. y Luna, O. J. (1997), Quinto Informe de Avance del Proyecto: "Respuesta de la Cimentación de una Plataforma Marina Fija Bajo el efecto de Cargas Cíclicas y Dinámicas en la Sonda de Campeche", Reporte para el Instituto Mexicano del Petróleo, Instituto de Ingeniería, UNAM.
- Mendoza, M. J., Romo, M. P., Barrera, P., Olivares, A., Rojas, E., Sánchez, J., Luna, O. J. y Valle, C. (1998), "Acerca de la Experimentación con Modelos a Escala de Pilotes de Fricción para Plataformas Marinas", *Memorias de la XIX Reunión Nacional de Mecánica de Suelos*, SMMS, Puebla, México.

- Mendoza, M. J., Romo M. P., Luna, O. J., e Ibarra, E., (1999), Informe Final del Proyecto, "Respuesta de la Cimentación de una Plataforma Marina Fija Bajo el Efecto de Cargas Cíclicas y Dinámicas en la Sonda de Campeche. Primera Etapa", Reporte para el Instituto Mexicano del Petróleo, Instituto de Ingeniería, UNAM.
- Mendoza, M. J., Ibarra, E., Sánchez, J., Luna, O. J., y Orozco, M. (2000a), "Características Geotécnicas de Suelos Arcillosos Reconstituidos, Sustitutos de los Naturales: Dos Usos", Memorias de la XX Reunión Nacional de Mecánica de Suelos, SMMS, Oaxaca, México.
- Mendoza, M. J., Ibarra, J., Luna, O. J., Olivares A. y Barrera, P. (2000b), "Instrumentación de un Modelo de Pilote de Fricción: Diseño y Manufactura", *Memorias de la XX Reunión Nacional de Mecánica de Suelos*, SMMS, Oaxaca, México.
- Mendoza, M. J., Luna, O. J., Ibarra, E., Romo, M. P., Barrera, P. y Olivares, A. (2001), "Small-scale Models of Friction Piles in a Soft Marine Clay", Proc. 15th ICSMFE, Estambul-Turquía, Vol. 2, pp. 1307-1310.
- Mendoza, M. J., Ibarra, E., Rufiar, M. (2004a), Quinto Informe Semestral de Avance del Proyecto: "Respuesta de la Cimentación de una Plataforma Marina Fija Bajo el Efecto de Cargas Cíclicas y Dinámicas en la Sonda de Campeche", Reporte para el Instituto Mexicano del Petróleo, Instituto de Ingeniería, UNAM
- Mendoza, M. J., Ibarra, E., Rufiar, M., Hinojosa J., Barrera P., Cruz D. (2004b), Informe Final del proyecto: "Respuesta de la Cimentación de una Plataforma Marina Fija Bajo el Efecto de Cargas Cíclicas y Dinámicas en la Sonda de Campeche", Reporte para el Instituto Mexicano del Petróleo, Instituto de Ingeniería, UNAM.
- Mendoza, M. J. (2004c), "Comportamiento de una Cimentación con Pilotes de Fricción en la Ciudad de México, Bajo Carga Estática y Sísmica", Tesis Doctoral, DEPMI, UNAM, México, D.F.
- Mendoza, M. J. (2005), "Visión Restrospectiva del Uso de Pilotes de Fricción en la ciudad de México, 20 años Después del los Sismos de 1985", Memorias de Coloquio Conmemorativo: La ingeniería Geotécnica a 20 años del "El Sismo", SMMS, Ciudad de México, México.
- Mesri, G., Feng, T. W., y Benak, J. M. (1990), "Postdensification Penetration Resistance of Clean Sands", ASCE, *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 116, No. 7.
- Meyer, P. L., Holmquist D. V., Matlock, H. (1975), "Computer Predictions for Axially-Loaded Piles with Nonlinear Supports", OTC 2186, Houston Texas, pp 375-388.
- Meyerhof G. G. (1976), "Bearing Capacity and Settlement of Pile Foundations", ASCE, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol. 102., No. GT3, pp. 195-228.
- Mitchell, J. K. (1960), "Fundamental Aspects of Thixotropy in Soils." ASCE, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol 86. No. SM3.
- Mitchell, J. K. (1976), *Fundamentals of Soil Behavior*, John Wiley y Sons, Nueva York, EUA.
- Moretto, O. (1948), "Effect of Natural Hardening on the Unconfined Compressive Strength of Remolded Clays." Proc, 2nd ICSME, Rotterdam, Vol. 1 pp. 137.
- Nottingham, L. C. (1975), "Use of quasi-static Friction Cone Penetrometer Data to Estimate Capacity of Displacement Piles". Ph. D. Thesis, Department of Civil Engineering, University of Florida, Gainesville.

Paikowsky S. G. y Hart L. J. (2000), "Development and Field Testing of Multiple Deployment Model Pile (MDMP)" Report No.FHWA-RD-99-194 Federal Highway Administration U.S. Department of Transportation.

Pemex (1986), "Geotécnia Marina en la Sonda de Campeche" Superintendencia General de Geotecnia.

Pemex (2000), "Diseño y Evaluación de Plataformas Marinas Fijas en la Sonda de Campeche, NRF-003-PEMEX-2000" Comité de Normalización de Petróleos Mexicanos y Organismos Subsidiarios, México D.F.

Pemex (2005), Anuario estadístico [http:// www.pemex.com/anuario2005](http://www.pemex.com/anuario2005)

Procter, D. C. y Khaffaf, J. H. (1987), "Cyclic Axial Displacement Tests on Model Piles in Clay", Technical Notes, *Géotechnique* 37, No. 4, pp 505-509.

Poulos, H. G. (1989a); "Pile Behaviour-Theory and Application", *Géotechnique* 39, No. 3, pp. 365-415.

Poulos, H. G. y Hull, T. S. (1989b), "The Role of Analytical Geomechanics in Foundation Engineering", Proc. ASCE Foundation Engineering Current Principles and Practice, pp. 1578-1606.

Poulos H., y Davis E. (1980), Pile Foundation Analysis and Design , John Wiley & Sons, USA.

Poulos, H. G. (1987), "Analysis of Residual Stress Effects in Piles." ASCE, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, Vol. 113, No.1, pp. 143-157.

Prakash, S. y Sharma H. (1990), Pile Foundations in Engineering Practice, John Wiley & Sons, USA.

Racal Survey Mexicana S.A. de C.V. (2002), "Reporte de Ingeniería", Estudio Geotécnico en Localización Lankahuasa-centro-1.

Randolph, M. F. y Murphy, B. J. (1979), "Shaft Capacity of Driven Piles in Clay", *Proc. 17th Offshore Technology Conference*, Houston, Vol. 1, pp. 371-378.

Randolph, M. F., Carter, J. P. y Wroth, C. P. (1979), "Driven Piles in Clay – The Effects of Installation and Subsequent Consolidation". *Géotechnique* 29, No. 4, pp.361-393.

Randolph, M. F. y Wroth, C. P. (1981), "Application of Failure State in Undrained Simple Shear to the Shaft Capacity of Driven Piles". *Géotechnique* 31, No. 1, pp.143-157.

Randolph, M. F. (1983), "Design Considerations for Offshore Piles". *Proc. Conf Geotechnical Practice in Offshore Engineering*, Austin, Texas, pp. 422-439.

Roy, M., Blanchet, R., Tavenas, F, y La Rochelle P. (1981), "Behaviour of Sensitive Clay During Pile Driving", *Can. Geotech, J.*, Vol. 18, No. 1, pp. 67-85.

Ruiter, J. y Beringen, F. L. (1979), "Pile Foundation for Large North Sea Structures", *Marine Geotechnology*, Vol. 3, No. 3, pp. 267-314.

Stas, C. V. y Kulhawy, F. H. (1984), "Critical Evaluation of Desig Method for Foundations Under Axial Uplift and Compression Loading", Report for EPRI, No. EL-3771, Cornell University.

Schmertmann, J. H. (1978), "Guidelines for Cone Penetration Test: Performance and Design", : U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, Report FHWA-TS-78-209, July

Schmertmann, J. H. (1991), "The Mechanical Aging of Soils", ASCE, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, Vol. 117, No. 9.

- Seed, H. B. y Reese, L. C., (1957), "The Action of Soft Clay Along Friction Piles", Transactions, ASCE, Vol. 122. pp. 731-764.
- Soderberg, L.O. (1962), "Consolidation Theory Applied to Foundation Pile Time Effects", *Géotechnique*, Vol. 12, No. 3, pp. 217-225.
- Terzaghi, K. y Peck R. B. (1967), *Soil Mechanics in Engineering Practice*, 2ª ed. John Wiley and Sons, Nueva York.
- Thorburn, S. y Rigden, W. J. (1980), "A Practical Study of Pile Behaviour" *Proc. 12th Annual Offshore Technology Conf.*, Houston.
- Tomlinson, M. J. (1970), "Some Effects of Pile Driving on Skin Friction" , *Conf. on Beh. of Piles*, Inst. Civ. Engrs. London, pp 59-66.
- Vesic, A. S. (1970), "Load Transfer in Pile-Soil Systems", School of Engineering, Duke University, Soil Mechanics Series No. 23 y 29.
- Vesic, A. S. (1972), "Expansion of Cavities in Infinite Soil Mass", ASCE, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, Vol. 98, No. SM3. pp. 265-290.
- Vesic, A. S. (1977), "Design of Pile Foundations", National Co-operative Highway Research Program, Synthesis of Highway Practice" No. 42, Transportation Research Board, National Research Council, Washington D.C.
- Vijayvergiya, V. A. y Focht Jr., J. A. (1972), "A New Way to Predict Capacity of Piles in Clay", OTC 1718, Houston, Texas, 2, pp. 856 – 874.
- Woodward-Clyde Consultants. (1978), "Foundation Modeling for Fixed Offshore Structure, A State-of-the-Art Review, Vol. 3, Pile Supported Structure", Report to Marathon Oil Co., Mobil Oil Co., and Instituto Tecnológico Venezolano del Petróleo, Jan.
- Zeevaert, L. (1957), "Compensated Friction-Pile Foundation to Reduce the Settlement of Buildings on the Highly Compressible Volcanic Clay of Mexico City", *Proc.4th ICSMFE*, London, Vol. 2, pp. 81-86.
- Zeevaert, L. (1973), *Foundation Engineering for Difficult Subsoil Conditions*, Van Nostrand Reinhold, New York.

A N E X O A


RESULTADOS DE LOS ENSAYES TRIAXIALES

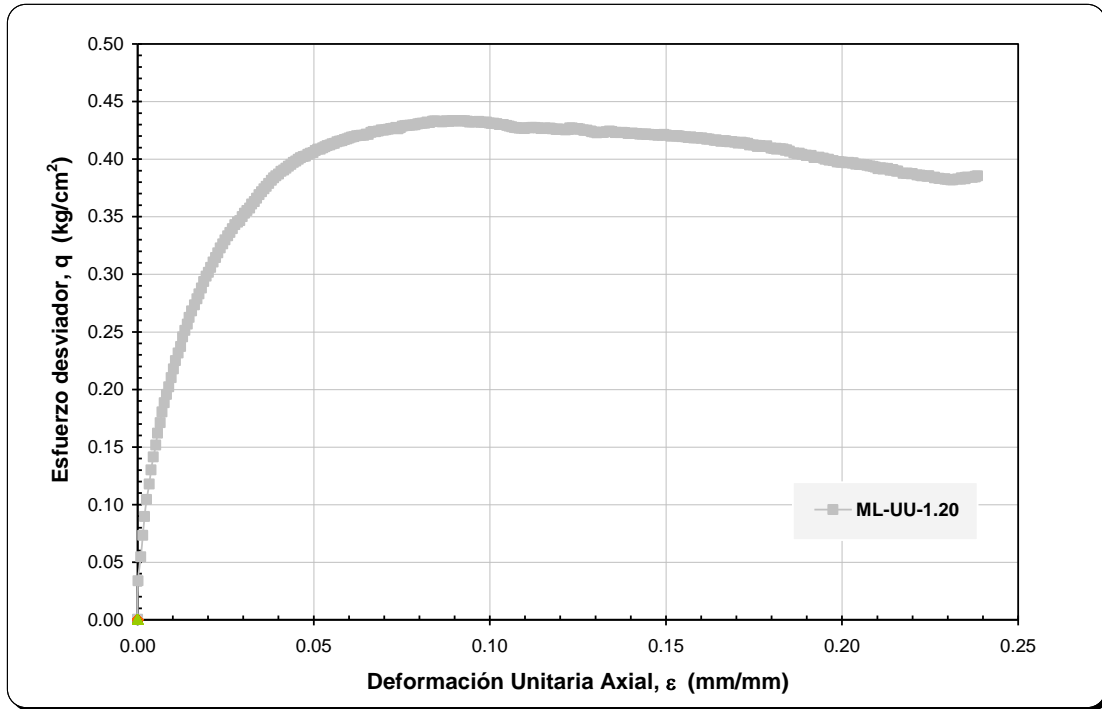
(UU Y \overline{CU}) EFECTUADOS AL SUELO


RECONSTITUIDO

DEL ODÓMETRO O-97-5

ENSAYE (UU), CONFINAMIENTO DE 1.20 kg/cm²

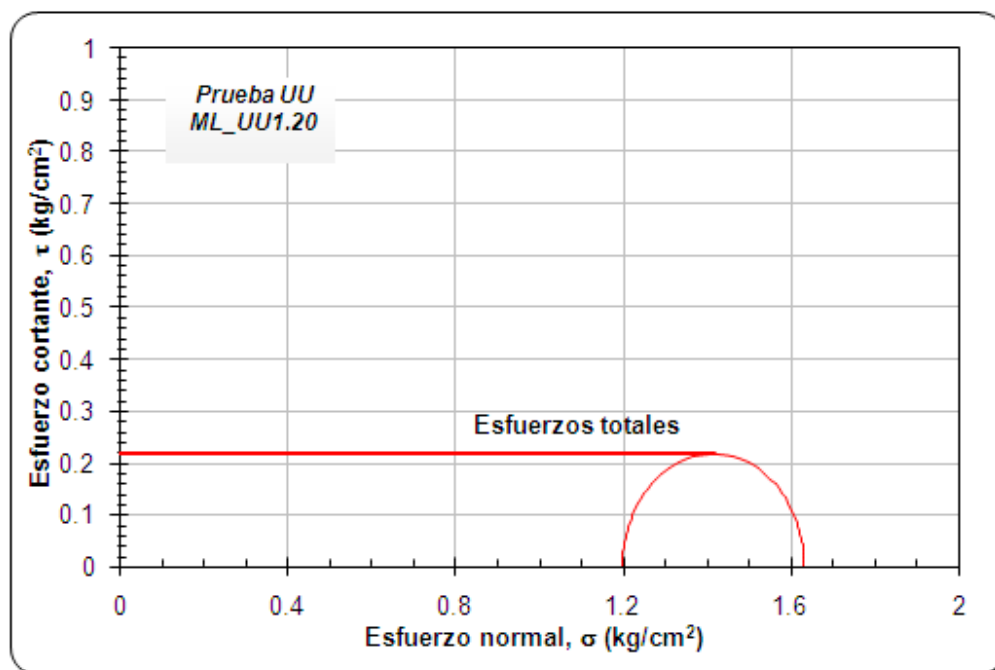
PROYECTO: Anexo A	DESCRIPCIÓN: Resumen ML-UU-1.20	
SONDEO: S_1	CÁMARA: 1	
MUESTRA: M_1	FECHA:	
PROF.: 0.06 a 0.17m	OPERADOR: German, Javier, Jaime y Juan	




PROYECTO: Anexo A	DESCRIPCIÓN: CIRCULOS ML-UU-1.20	
SONDEO: S_1	CÁMARA:	
MUESTRA: M_1	FECHA:	
PROF.: 0.06 a 0.17m	OPERADOR: German, Javier, Jaime y Juan	

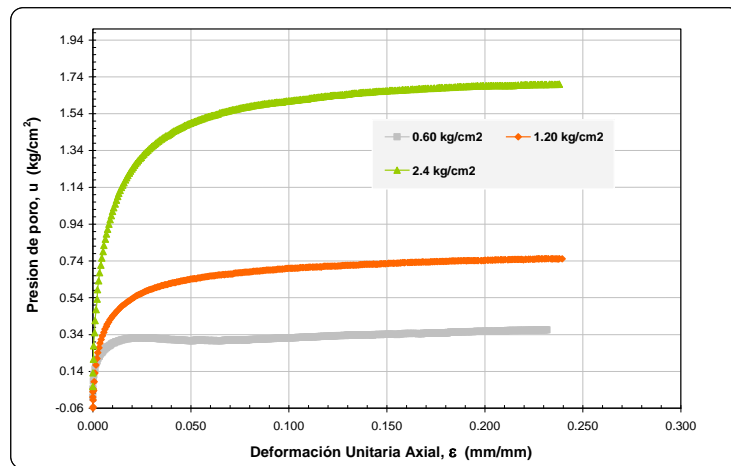
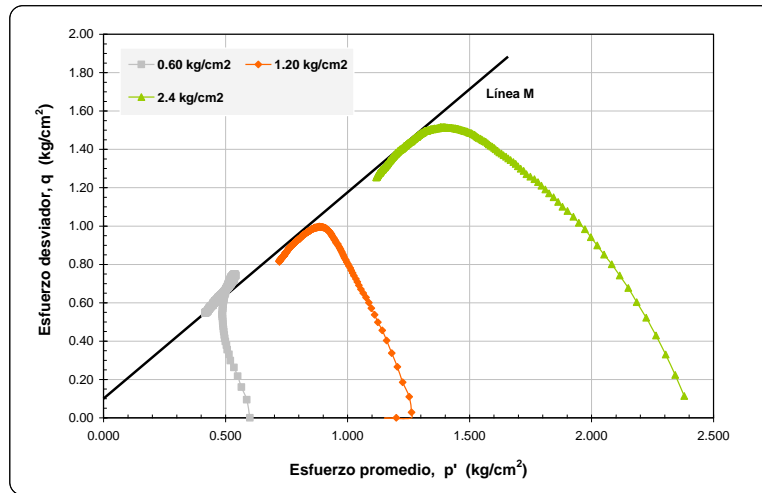
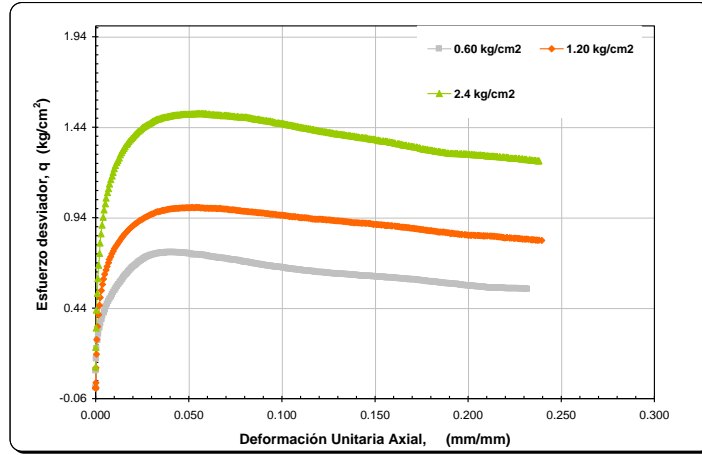
TRIAxIAL UU, NO CONSOLIDADA - NO DRENADA


Contenido de agua w %	Esfuerzo efectivo σ_c' kg/cm ²	Esfuerzo cortante $\tau_{m\acute{a}x}$ kg/cm ²	Presi3n de poro u kg/cm ²	Ángulo de fricci3n aparente ϕ_{ap} grados	Cohesi3n aparente c _u kg/cm ²
53.50	1.200	0.217		0.000	0.22



ENSAYES (\overline{CU}) CONFINAMIENTO DE 0.60, 1.20 y 2.40 kg/cm²

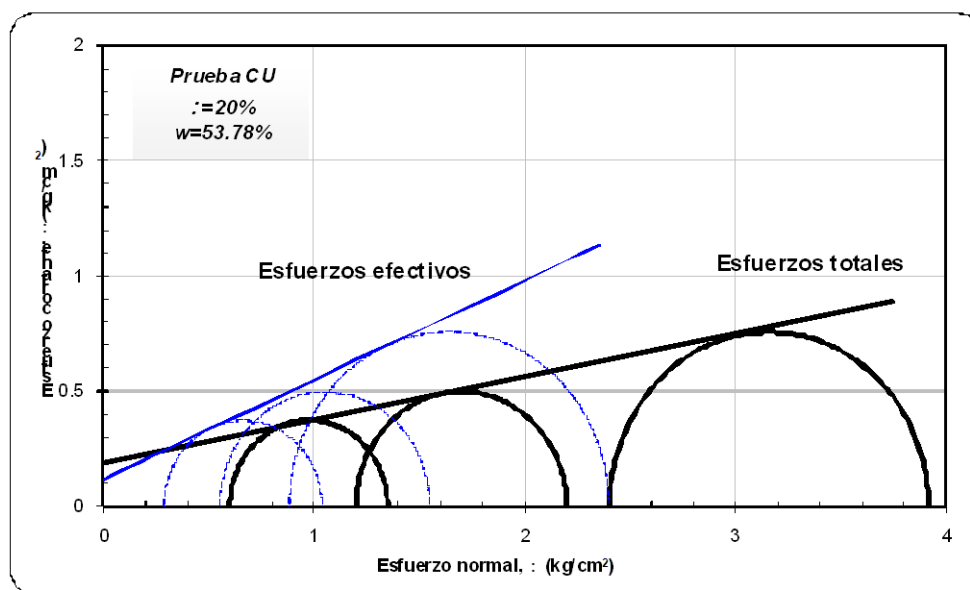
PROYECTO: Anexo A	DESCRIPCIÓN: Resumen MT-06.00-40-TE-CU	
SONDEO: S-1	CÁMARA: I	
MUESTRA: Labrada M-1	FECHA:	
PROF.: 0.17 a 0.28 m	OPERADOR: German, Javier, Jaime y Juan	



PROYECTO: Anexo A	DESCRIPCIÓN: CIRCULOS ML--CU-0.6, 1.2, 2.4	
SONDEO: S-1	CÁMARA: _____	
MUESTRA: Labrada M-1	FECHA: _____	
PROF.: 0.17 a 0.28 m	OPERADOR: German, Javier, Jaime y Juan	

TRIAIXIAL CU, CONSOLIDADA - NO DRENADA

Contenido de agua w %	Esfuerzo efectivo δ_c' kg/cm^2	Esfuerzo cortante $\delta_{m\acute{a}x}$ kg/cm^2	Presión de poro u kg/cm^2	Ángulo de fricción		Cohesión	
				Esf. totales δ grados	Esf. efectivos δ'	Esf. totales c_u kg/cm^2	Esf. efectivos c_u' kg/cm^2
52.89	0.600	0.374	0.312	11	23	0.193	0.119
54.07	1.200	0.499	0.648				
53.90	2.400	0.758	1.519				



A N E X O B

OBTENCIÓN DE LA CAPACIDAD DE CARGA POR FUSTE EMPLEANDO DIVERSOS MÉTODOS

DIVERSOS MÉTODOS PARA DETERMINAR LA CAPACIDAD DE CARGA DE PILOTES

$D := 0.0264$	<i>Diámetro del pilote, en m</i>
$P := \pi \cdot D$	<i>Perímetro del pilote, en m</i>
$c_{u1} := 20$	<i>Resistencia al esfuerzo cortante tramo 1, en kPa</i>
$L1 := 0.20$	
$c_{u2} := 20$	<i>Resistencia al esfuerzo cortante tramo 2, en kPa</i>
$L2 := 0.20$	
$c_{u3} := 20$	<i>Resistencia al esfuerzo cortante tramo 3, en kPa</i>
$L3 := 0.10$	
$c_{u4} := 20$	<i>Resistencia al esfuerzo cortante tramo 4, en kPa</i>
$L4 := 0.10$	
$c_{u5} := 20$	<i>Resistencia al esfuerzo cortante tramo 5, en kPa</i>
$L5 := 0.20$	

A) MÉTODO ALFA Criterio del API

$$\sigma_{v1} := 73.5 \quad \text{Esfuerzo vertical tramo 1, en kPa}$$

$$\psi_1 := \frac{c_{u1}}{\sigma_{v1}}$$

$$\psi_1 = 0.272$$

$$\alpha_{API1} := \begin{cases} 0.5 \cdot \psi_1^{-0.5} & \text{if } \psi_1 \leq 1 \\ 0.5 \psi_1^{-0.25} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\alpha_{API1} = 0.959 \quad \text{Factor de adherencia, según API}$$

$$\sigma_{v2} := 73.5$$

Esfuerzo vertical tramo 2, en kPa

$$\psi_2 := \frac{c_{u2}}{\sigma_{v2}}$$

$$\psi_2 = 0.272$$

$$\alpha_{API2} := \begin{cases} 0.5 \cdot \psi_2^{-0.5} & \text{if } \psi_2 \leq 1 \\ 0.5 \psi_2^{-0.25} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\alpha_{API2} = 0.959 \quad \text{Factor de adherencia, según API}$$

$$\sigma_{v3} := 73.5$$

Esfuerzo vertical tramo 3, en kPa

$$\psi_3 := \frac{c_{u3}}{\sigma_{v3}}$$

$$\psi_3 = 0.272$$

$$\alpha_{API3} := \begin{cases} 0.5 \cdot \psi_3^{-0.5} & \text{if } \psi_3 \leq 1 \\ 0.5 \psi_3^{-0.25} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\alpha_{API3} = 0.959 \quad \text{Factor de adherencia, según API}$$

$$\sigma_{v4} := 73.5$$

Esfuerzo vertical tramo 4, en kPa

$$\psi_4 := \frac{c_{u4}}{\sigma_{v4}}$$

$$\psi_4 = 0.272$$

$$\alpha_{API4} := \begin{cases} 0.5 \cdot \psi_4^{-0.5} & \text{if } \psi_4 \leq 1 \\ 0.5 \psi_4^{-0.25} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\alpha_{API4} = 0.959$$

Factor de adherencia, según API

$$\sigma_{v5} := 73.5$$

Esfuerzo vertical tramo 5, en kPa

$$\psi_5 := \frac{c_{u5}}{\sigma_{v5}}$$

$$\psi_5 = 0.272$$

$$\alpha_{API5} := \begin{cases} 0.5 \cdot \psi_5^{-0.5} & \text{if } \psi_5 \leq 1 \\ 0.5 \psi_5^{-0.25} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\alpha_{API5} = 0.959$$

Factor de adherencia, según API

$$Q_{API} := P \cdot [(L_1 \cdot \alpha_{API1} \cdot c_{u1}) + (L_2 \cdot \alpha_{API2} \cdot c_{u2}) + (L_3 \cdot \alpha_{API3} \cdot c_{u3}) + (L_4 \cdot \alpha_{API4} \cdot c_{u4}) + (L_5 \cdot \alpha_{API5} \cdot c_{u5})] \cdot 1000$$

$$Q_{API} = 1271.96$$

Capacidad de carga, según API, en N

$$\text{Long} := L_1 + L_2 + L_3 + L_4 + L_5$$

Longitud del pilote, en m

$$\text{Long} = 0.8$$

$$cu1 = 20$$

$$\alpha_{tomlinson1} := 1.00$$

Factor de adherencia, según Tomlinson

$$cu2 = 20$$

$$\alpha_{tomlinson2} := 1.00$$

Factor de adherencia, según Tomlinson

$$cu3 = 20$$

$$\alpha_{tomlinson3} := 1.00$$

$$cu4 = 20$$

$$\alpha_{tomlinson4} := 1.00$$

Factor de adherencia, según Tomlinson

Factor de adherencia, según Tomlinson

$$cu5 = 20$$

$$\alpha_{tomlinson5} := 1.00$$

Factor de adherencia, según Tomlinson

$$Q_{tomlinson} := P \cdot [(L1 \cdot \alpha_{tomlinson1} \cdot cu1) + (L2 \cdot \alpha_{tomlinson2} \cdot cu2) + (L3 \cdot \alpha_{tomlinson3} \cdot cu3) + (L4 \cdot \alpha_{tomlinson4} \cdot cu4) + (L5 \cdot \alpha_{tomlinson5} \cdot cu5)] \cdot 1000$$

$$Q_{tomlinson} = 1327.01$$

Capacidad de carga, según Tomlinson, en N

$$\alpha_{kerisel1} := 0.98$$

Factor de adherencia, según Kerisel

$$\alpha_{kerisel2} := 0.98$$

Factor de adherencia, según Kerisel

$$\alpha_{kerisel3} := 0.98$$

Factor de adherencia, según Kerisel

$$\alpha_{kerisel4} := 0.98$$

Factor de adherencia, según Kerisel

$$\alpha_{kerisel5} := 0.98$$

Factor de adherencia, según Kerisel

$$Q_{kerisel} := P \cdot [(L1 \cdot \alpha_{kerisel1} \cdot cu1) + (L2 \cdot \alpha_{kerisel2} \cdot cu2) + (L3 \cdot \alpha_{kerisel3} \cdot cu3) + (L4 \cdot \alpha_{kerisel4} \cdot cu4) + (L5 \cdot \alpha_{kerisel5} \cdot cu5)] \cdot 1000$$

$$Q_{kerisel} = 1300.47$$

Capacidad de carga, según Kerisel, en N

B) MÉTODO BETA (diversos autores)

$$\phi := 23.34$$

Ángulo de fricción drenado del suelo, en grado

$$\Phi := \phi \cdot \frac{\pi}{180}$$

$$\text{OCR} := 0.5$$

$$\beta_{\text{Burland}} := [(1 - \sin(\Phi)) \cdot \tan(\Phi)]$$

$$\beta_{\text{Burland}} = 0.261$$

$$Q_{\text{Burland}} := \sigma_v \cdot P \cdot \text{Long} \cdot \beta_{\text{Burland}} \cdot 1000$$

$$Q_{\text{Burland}} = 1270.605$$

Capacidad de carga, según Burland, en N

$$\beta_{\text{Kerisel}} := (2 - \sin(\Phi)) \cdot \left(\frac{\sin(2 \cdot \Phi)}{4} \right)$$

$$Q_{\text{Kerisel}} := \sigma_v \cdot P \cdot \text{Long} \cdot \beta_{\text{Kerisel}} \cdot 1000$$

$$\beta_{\text{Kerisel}} = 0.292$$

$$Q_{\text{Kerisel}} = 1422.5838$$

Capacidad de carga, según Kerisel, en N

$$\beta_{\text{Meyerhof}} := 1.5 \cdot (\tan(\Phi)) \cdot (1 - \sin(\Phi)) \cdot (\sqrt{\text{OCR}})$$

$$\beta_{\text{Meyerhof}} = 0.276$$

$$Q_{\text{Meyerhof}} := \sigma_v \cdot P \cdot \text{Long} \cdot \beta_{\text{Meyerhof}} \cdot 1000$$

$$Q_{\text{Meyerhof}} = 1347.6801$$

Capacidad de carga, según Meyerhof, en N