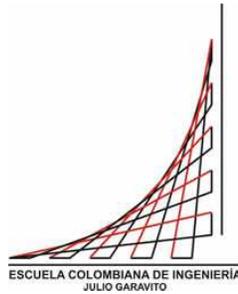


**ANALISIS COMPARATIVO
DE METODOLOGÍAS DE DISEÑO
DE SISTEMAS DE CIMENTACION PLACA - PILOTES**



JAIBER PALACIO SANTAMARIA

**ESCUELA COLOMBIANA DE INGENIERÍA JULIO GARAVITO
FACULTAD DE INGENIERÍA CIVIL
MAESTRIA EN INGENIERÍA CIVIL - ENFASIS EN GEOTECNIA**

BOGOTÁ, D.C.

2015

**ANALISIS COMPARATIVO
DE METODOLOGÍAS DE DISEÑO
DE SISTEMAS DE CIMENTACION PLACA - PILOTES**

JAIBER PALACIO SANTAMARIA

Trabajo de grado para optar al título de magister en ingeniería civil

Director Dr. Jorge Enrique Durán

**ESCUELA COLOMBIANA DE INGENIERÍA JULIO GARAVITO
FACULTAD DE INGENIERÍA CIVIL
MAESTRIA EN INGENIERÍA CIVIL - ENFASIS EN GEOTECNIA**

BOGOTÁ, D.C.

2015

Mi más sincero reconocimiento y gratitud al honorable jurado, por sus valiosos comentarios y aportes críticos a este proyecto de grado.

Nota de aceptación:

Director de Proyecto

Jurado

Jurado

Bogotá, D.C., 2015

A mi esposa Sandra Pilar, y a mi hijo Jaiber Andrés,
a quienes amo, y son mi inspiración día a día.

AGRADECIMIENTOS

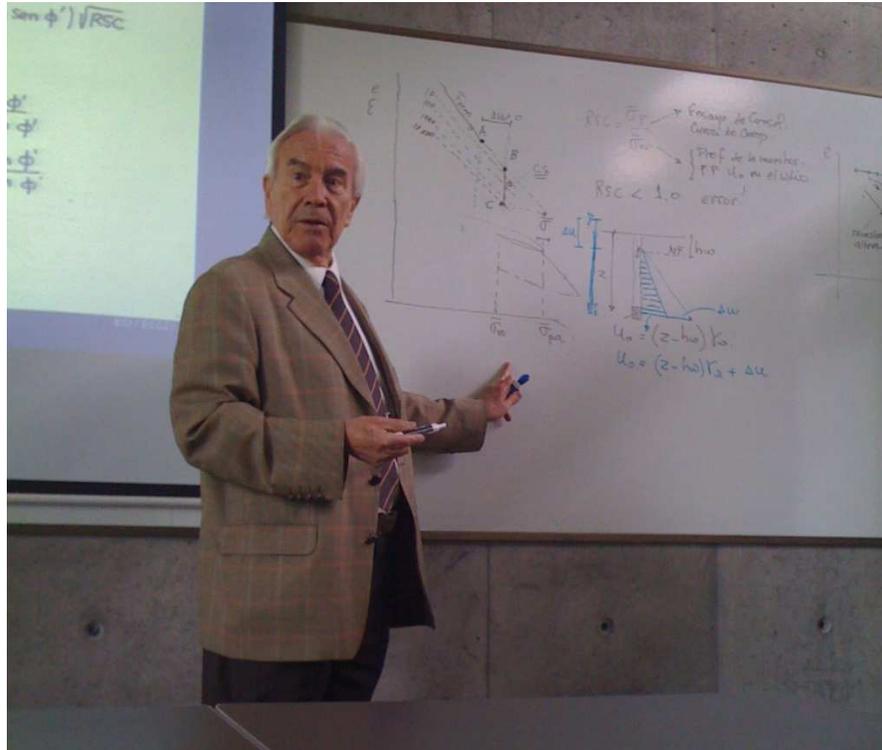
Primero que nada agradecimientos al Dr. Jorge Enrique Durán, por su gran afecto y por sus inmensos aportes para guiar y complementar el presente trabajo, y al ingeniero Diego Cerinza por su invaluable colaboración.

De igual forma, agradecimientos a la Escuela Colombiana de Ingeniería Julio Garavito, en especial a las ingenieras Sandra Campagnoli y Claudia Ríos, por su amistad, profesionalismo, y apoyo, quienes siempre tuvieron palabras motivadoras para lograr este trabajo.

También agradecimientos al pool de ingenieros de tan alto nivel profesional, que aportaron sus ideas, conocimientos y luces para poder lograr el compendio que es este trabajo en cuanto a teorías de diseño de sistemas placa – pilotes, y su aplicación práctica en casos reales: Julio Moya Barrios (Q.E.P.D.), Luis Guillermo Rojas, Carlos Arango, Miguel Ángel Raba, Juan Carlos Afanador y Carlos Vargas.

Por último, agradecimientos a la firma Gómez, Cajiao y Asociados S.A., en la cual labora el autor, y a sus compañeros de trabajo, que lo animaron a culminar este documento para optar al título de magister.

IN MEMORIAM



ING. JULIO EDUARDO MOYA BARRIOS (1937 – 2012)

Ingeniero Civil de la Universidad Nacional de Colombia. Programa especial de Mecánica de Suelos, Universidad de Harvard. Master of Science. Imperial College, Universidad de Londres. Especializado en Mecánica de Suelos e Ingeniería de Fundaciones.

El Ing. Julio Eduardo Moya Barrios, fue profesor destacado en la Universidad Nacional de Colombia, en la Universidad de La Salle y en la Escuela Colombiana de Ingeniería Julio Garavito.

Fue uno de los principales impulsores de la Ingeniería Geotécnica Colombiana, a través de su participación en actividades de la Comisión de Geotecnia de la Sociedad Colombiana de Ingenieros, en la Sociedad Colombiana de Geotecnia, y como Ingeniero consultor en la firma Ingeniería y Geotecnia Ltda.

CONTENIDO

1	INTRODUCCIÓN.....	8
2	MOTIVACIÓN.....	12
3	ANTECEDENTES.....	15
3.1	Alemania	15
3.2	México.....	23
3.3	Casos bogotanos.....	26
4	DEPOSITO LACUSTRE DE BOGOTÁ.....	35
4.1	Generalidades	35
4.2	Zonificación geotécnica	36
4.3	Formación Sabana	37
4.4	Características de las arcillas blandas de la Formación Sabana	37
4.4.1	Mineralogía.....	37
4.4.2	Propiedades índice.....	38
4.4.3	Características geomecánicas.....	40
4.4.4	Estratificación	41
4.4.5	Propiedades geomecánicas	42
4.4.6	Correlaciones de las propiedades índice	43
4.4.7	Nivel freático.....	43
5	SISTEMA PLACA - PILOTES	46
5.1	Criterios de diseño.....	48
5.2	Filosofías de diseño.....	49
5.3	Grupo infinito de pilotes	51
5.4	Capacidad límite del sistema placa-pilotes	53
5.5	Factor de seguridad.....	56

5.6	Circunstancias favorables y desfavorables para sistema placa-pilotes	57
6	ESTADO DEL CONOCIMIENTO	59
7	INCERTIDUMBRES DE DISEÑO Y COMPORTAMIENTO.....	62
8	METODOLOGIAS DESARROLLADAS EN BOGOTA.....	64
8.1	Vesga (1992).....	64
8.1.1	Condiciones para la aplicación del método.....	64
8.2	Transferencia de carga.....	65
8.2.1	Incrementos de esfuerzos	66
8.2.2	Etapas del modelo de análisis	66
8.2.3	Conclusiones.....	77
8.3	Método basado en la No Linealidad de la compresibilidad del suelo – Durán (2003)78	
8.3.1	Condición a corto plazo	79
8.3.2	Condición a largo plazo	82
9	METODOLOGIAS DESARROLLADAS INTERNACIONALMENTE.....	84
9.1	Poulos y Davis (1980).....	84
9.1.1	Bases de análisis.....	84
9.1.2	Influencia de la relación de Poisson del suelo	89
9.1.3	Estimación del asentamiento de un pilote individual	90
9.1.4	Análisis simplificado para obtener la curva carga-asentamiento del sistema placa - pilotes hasta la falla.....	93
9.2	Poulos-Davis-Randolph (PDR, 1994)	96
9.2.1	Primera etapa: Diseño preliminar	97
9.2.2	Segunda etapa: Evaluación de los requerimientos de pilotaje.	110
9.2.3	Tercera etapa: Diseño detallado.....	116
9.3	Pila Equivalente (1980).....	120

9.4	Aproximación de Burland (1995).....	120
9.5	Aproximación de Katzenbach y otros (1999)	122
9.6	Método de El-Mossallamy y Lutz (1996 y 2002)	124
9.7	Método simplificado de diseño.....	125
9.8	Modelación en tres dimensiones	129
9.9	Métodos Híbridos	130
9.9.1	Generalidades	130
9.9.2	Método de Griffiths, Clancy y Randolph (1991).....	132
10	ALGO DE NORMATIVIDAD	135
10.1	Alemania	135
10.2	México.....	136
11	COMPARACION NUMERICA DE METODOLOGIAS.....	140
11.1	Evaluación de metodologías identificadas	140
11.1.1	Poulos y Davis (1972) – Randolph et al (1994).....	141
11.1.2	Durán (2003)	142
11.2	Proyecto modelo – Hotel Cosmos 100.....	142
11.2.1	Descripción del proyecto – Torre II	142
11.2.2	Descripción del subsuelo.....	145
11.2.3	Caso Estudiado - HOTEL COSMOS 100 – TORRE II.....	151
11.2.4	Alternativas de Cimentación	152
11.3	Resultados Método Durán (2003).....	154
11.4	Resultados Método Randolph et al (1994).....	159
11.4.1	Criterios adoptados	159
11.4.2	Resultados obtenidos	165
11.4.3	Comentarios a los resultados del método Randolph (1994).....	179

11.5	Comparación de Resultados entre los métodos Durán (2003) y Randolph (1994)	181
11.5.1	Comparación de asentamientos obtenidos	181
11.5.2	Comparación de porcentaje de carga tomada por la placa y por los pilotes	186
12	CASO INSTRUMENTADO	189
13	CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.....	191
14	REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS	193

TABLA DE FIGURAS

Figura 1-1 Diagrama de flujo para selección de un sistema placa - pilotes basados en el criterio de adición de pilotes trabajando a la falla solo para control de asentamientos del sistema.	9
Figura 3-1 Comportamiento de asentamientos de edificios altos en Frankfurt, Alemania.	16
Figura 3-2 Selección de 3 edificios altos de Frankfurt.	17
Figura 3-3 Edificio del Japan-Center, Frankfurt.	18
Figura 3-4 Comportamiento de la cimentación, Japan-Center.	20
Figura 3-5 Edificio Sony-Center, Berlín.	22
Figura 3-6 Tipos de cimentaciones para casas y edificios de la ciudad de México (Mendoza, 2007).	24
Figura 4-1 Carta de plasticidad de Casagrande. Arcilla de Bogotá (Espinosa, 1999). Tomado de Orozco (2006).	39
Figura 4-2 Modelo de Orozco (2006) de la cabeza piezométrica en el depósito lacustre de Bogotá.	44
Figura 5-1 Esquema de interacción placa-pilote-suelo.	47
Figura 5-2 Curva carga-asentamiento para un sistema placa-pilotes de acuerdo con las distintas filosofías de diseño.	50
Figura 5-3 Dependencia entre desplazamiento del pilote y resistencia lateral (Franke, 1991 –tomado de Moya, 1991)	52
Figura 5-4 Modelo de cálculo simple para pilotes rígidos y comportamiento rígido/plástico de la resistencia del vástago (Moya, 1991)	52
Figura 5-5 Diferentes mecanismos posibles de falla para placa-pilotes.	55
Figura 5-6 Relación artificial carga-asentamiento de un sistema placa-pilotes hasta su carga última.	56
Figura 8-1 Modelo de transferencia de carga de Santamarina (1989)	65
Figura 8-2 Etapa No. 1 – Construcción de los pilotes.	67
Figura 8-3 Etapa No. 2. Excavación del sótano.	68
Figura 8-4. Diagrama de flujo Etapa No. 2.	70
Figura 8-5 Etapa No. 3, Comportamiento a corto plazo.	71
Figura 8-6 Diagrama de flujo Etapa No. 3.	72
Figura 8-7 Etapa No. 4, Comportamiento a largo plazo.	75

Figura 8-8 Diagrama de flujo Etapa No. 4.....	76
Figura 8-9 Criterio de desplazamiento y deformación para llegar a la falla por fricción lateral de un pilote individual.....	78
Figura 8-10 Criterio de desplazamiento y deformación para llegar a la falla por punta de un pilote individual.....	79
Figura 8-11 Variación del asentamiento elástico con la profundidad bajo una cimentación cuadrada sobre suelo homogéneo.....	79
Figura 8-12 Criterio de transferencia de carga pilote – suelo a lo largo del fuste como función de los desplazamientos relativos.....	80
Figura 8-13 Método racional propuesto por Durán para la evaluación y diseño de un sistema de cimentación placa – pilotes para la condición a corto plazo.....	81
Figura 8-14 Método racional propuesto por Durán para la evaluación y diseño de un sistema de cimentación placa – pilotes para la condición a largo plazo.....	83
Figura 9-1 Efecto del cabezal del pilote en los asentamientos. Pilote incompresible en semi-espacio, cabezal rígido, diámetro d_c	86
Figura 9-2 R_G vs. ancho del grupo, placa rígida, $L/d=10$	87
Figura 9-3 R_G vs. ancho del grupo, placa rígida, $L/d=25$	88
Figura 9-4 R_G vs. ancho del grupo, placa rígida, $L/d=100$	88
Figura 9-5 Influencia de n_s en el factor R_G	89
Figura 9-6. Factor de influencia del asentamiento, I_o	91
Figura 9-7. Factor de corrección del asentamiento por compresibilidad del pilote.....	92
Figura 9-8. Factor de corrección del asentamiento por profundidad finita (espesor) de la capa sobre un estrato rígido.....	92
Figura 9-9. Factor de corrección del asentamiento por la relación de Poisson del suelo..	93
Figura 9-10 Aproximación simplificada de la curva carga-asentamiento para condición no drenada (inmediatos), de un sistema placa-pilotes.....	94
Figura 9-11 Concepto de sistema placa-pilotes.....	96
Figura 9-12 Representación simplificada de la unidad placa-pilote.....	98
Figura 9-13 Factor de rigidez de una placa (Poulos y Davis, 1974).....	100
Figura 9-14 Variación del módulo cortante con la profundidad (Fleming y otros, 1992).....	102
Figura 9-15 Superposición de perfiles de asentamiento para un grupo de pilotes bajo carga axial (Fleming y otros, 1992).....	104

Figura 9-16 Eficiencia, η_w , para grupos de pilotes cuadrados bajo carga axial (Fleming y otros, 1992).	107
Figura 9-17 Curva simplificada de carga-asentamiento para análisis preliminar.	108
Figura 9-18 Definición del problema de una columna de carga sobre la placa.....	110
Figura 9-19 Factores de momento A y B, para una columna circular.	112
Figura 9-20 Factor de corte, c_q , para columna circular.	113
Figura 9-21 Factor de presión de contacto, q	114
Figura 9-22 Factor de asentamiento, ω (se asume suelo homogéneo y muy profundo). 114	
Figura 9-23 Westend I. a). Sección transversal, b) Planta de cimentación, c) malla tridimensional del sistema y d) modelo tridimensional de la placa-pilotes.	118
Figura 9-24 Messertum. a). Sección transversal, b) Planta de cimentación, c) Modelo tridimensional de la placa-pilotes y d) Malla tridimensional del sistema	119
Figura 9-25 Torhause. a). Sección transversal, b) Planta de cimentación, c) Malla tridimensional del sistema y d) Modelo tridimensional de la placa-pilotes.	119
Figura 9-26 Concepto del diseño simplificado de Burland.....	122
Figura 9-27 Principios del método simplificado para determinar el comportamiento carga-asentamiento de un sistema placa-pilotes (Lutz, 2002).....	125
Figura 9-28 Principio del método del plano neutral para determinar el factor de interacción placa-pilotes.	128
Figura 9-29 Representación numérica de una cimentación placa-pilotes: (1) Pilote: elemento unidimensional, (2) Interacción Pilote-Suelo: respuesta del suelo vecino al pilote como resorte carga-transferencia aplicado en el nodo, (3) Placa: malla bidimensional de elementos finitos de placa-flexión, (4) Interacción Placa-Suelo: respuesta del suelo en cada nodo de la placa – Solución de Giroud, (5) Efecto de la interacción pilote-suelo-pilote calculado entre pares de nodos – Ecuación de Mindlin, (6) Interacción placa-suelo-placa, (7) Interacción pilote-suelo-placa.	133
Figura 9-30 Modelo de Interacción pilote-suelo para un pilote individual. Elemento unidimensional. (Griffiths et al, 1991).....	134
Figura 11-1 Esquema proyecto Hotel Cosmos 100 – Etapa I (Torre Cilíndrica) y Etapa II (Torre Rectángulo - trapezoidal)	143
Figura 11-2 Variación de las propiedades índices y geomecánicas con la profundidad, del subsuelo en el área del proyecto.	150

Figura 11-3 Variación del esfuerzo vertical efectivo (s'_{vo}) y el esfuerzo de preconsolidación (s'_p), de 0.0 a 50.0 m de profundidad, en el área del proyecto.....	150
Figura 11-4 Esquema proyecto Hotel Cosmos 100 – Etapa II (Torre Rectángulo - trapezoidal) con alternativa de cimentación de placa corrida.....	152
Figura 11-5 Esquema de alternativas de cimentación para la Torre II – Rectángulo-trapezoidal. De izquierda a derecha: Placa corrida, Placa-pilotes con pilotes de 10m de longitud, Placa-pilotes con pilotes de 20m de longitud y Placa-pilotes con pilotes de 30m de longitud.....	153
Figura 11-6 Incremento de esfuerzos efectivos verticales para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 10m de longitud, tomando el 50, 100, 150 y 200% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.....	155
Figura 11-7 Incremento de esfuerzos efectivos verticales para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 20m de longitud, tomando el 50, 100, 150 y 200% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.....	156
Figura 11-8 Incremento de esfuerzos efectivos verticales para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 30m de longitud, tomando el 50, 100, 150 y 200% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.....	156
Figura 11-9 Comparación de resultados de incremento de esfuerzo verticales para sistemas de placa – pilotes, con pilotes de 10, 20 y 30m de longitud, tomando el 50% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.	157
Figura 11-10 Comparación de resultados de incremento de esfuerzo verticales para sistemas de placa – pilotes, con pilotes de 10, 20 y 30m de longitud, tomando el 100% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.	157
Figura 11-11 Comparación de resultados de incremento de esfuerzo verticales para sistemas de placa – pilotes, con pilotes de 10, 20 y 30m de longitud, tomando el 150% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.	158
Figura 11-12 Comparación de resultados de incremento de esfuerzo verticales para sistemas de placa – pilotes, con pilotes de 10, 20 y 30m de longitud, tomando el 200% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.	158
Figura 11-13 Curva virgen de consolidación.....	162
Figura 11-14 Resultados Carga – Asentamiento Inmediato según Randolph (1994), para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 10 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada.....	171

Figura 11-15 Resultados Carga – Asentamiento Inmediato según Randolph (1994), para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 20 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada.....	171
Figura 11-16 Resultados Carga – Asentamiento Inmediato según Randolph (1994), para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 30 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada.....	172
Figura 11-17 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 50% de la carga no compensada.....	172
Figura 11-18 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 100% de la carga no compensada.....	173
Figura 11-19 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 150% de la carga no compensada.....	173
Figura 11-20 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 200% de la carga no compensada.....	174
Figura 11-21 Resultados para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 10 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.....	174
Figura 11-22 Resultados para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 20 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.....	175
Figura 11-23 Resultados para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 30 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.....	175
Figura 11-24 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 50% de la carga no compensada, y adoptando un módulo E_u constante en la toda longitud del pilote.	176
Figura 11-25 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 100% de la carga no compensada, y adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.	176
Figura 11-26 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 150% de la carga no compensada, y adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.	177

Figura 11-27 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 200% de la carga no compensada, y adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.	177
Figura 11-28 Resultados Carga–Asentamiento Total para el sistema placa–pilotes, con pilotes de 20 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo drenado E' derivado de C_r	178
Figura 11-29 Resultados Carga – Asentamiento Total para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 20 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo drenado E' derivado de C_c	178
Figura 11-30 Resultados Carga – Asentamiento Total para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 20 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo drenado E' derivado del promedio de C_r y C_c	179
Figura 11-31 Comparación de magnitud de asentamientos inmediatos estimados para el sistema placa – pilotes de la Torre II del hotel Cosmos 100, por los métodos Durán (2003) y Randolph (1994)	183
Figura 11-32 Comparación de magnitud de asentamientos de consolidación estimados para el sistema placa – pilotes de la Torre II del hotel Cosmos 100, por los métodos Durán (2003) y Randolph (1994)	185
Figura 11-33 Comparación de magnitud de asentamientos de consolidación estimados para el sistema placa – pilotes de la Torre II del hotel Cosmos 100, por los métodos Durán (2003) y Randolph (1994)	185
Figura 11-34 Resultados del porcentaje de la carga total tomada por la placa para la condición de corto plazo.	187
Figura 11-35 Resultados del porcentaje de la carga total tomada por la placa para la condición de largo plazo.	188

GLOSARIO

ASENTAMIENTO: En mecánica de suelos y cimentaciones corresponde al hundimiento experimentado por una estructura (edificación, equipo) como resultado de la interacción estructura – cimiento – suelo. Las cargas aplicadas por la estructura al suelo por medio del cimiento, producen un aumento en el estado de esfuerzos efectivos, lo que conlleva a una deformación volumétrica en la masa de suelo.

CIMENTACION: La cimentación es el conjunto cimiento – suelo. La cimentación es el soporte de la estructura, con la cual, por medio del cimiento, se transmiten las cargas de la estructura al suelo. Por lo tanto el comportamiento de la cimentación dependen de la interacción suelo – estructura.

CIMENTACION PROFUNDA: El definir que una cimentación sea profunda o superficial depende de su mecanismo de falla. Para el caso de una cimentación profunda, el mecanismo de falla se da dos maneras: una alrededor de la punta o base del cimiento, que por ser lo suficiente profunda, no alcanza a salir a la superficie, y la otra, alrededor de la pared del cimiento, en donde para el caso de los cimientos profundos, es un aporte importante en la capacidad del cimiento. De manera geométrica se puede considerar que una cimentación es profunda cuando se tiene una relación $Df/B \geq 4$, en donde Df es la profundidad de la cimentación, y B el ancho del cimiento.

CIMENTACION SUPERFICIAL: El definir que una cimentación sea profunda o superficial depende de su mecanismo de falla. Para el caso de una cimentación superficial, el mecanismo de falla corresponde a la deformación del suelo que soporta directamente el cimiento, hasta llevarlo a agotar su resistencia al corte a lo largo de una superficie de falla. Por lo mismo de ser cerca de la superficie, esta superficie de falla alcanza el nivel del terreno. De manera geométrica se puede considerar que una cimentación es superficial cuando se tiene una relación $Df/B < 4$, en donde Df es la profundidad de la cimentación, y B el ancho del cimiento.

CIMIENTO: Es la obra civil sobre la cual se construye la edificación o equipo, y que recibe las cargas de estos, y las transmite o transfiere al suelo (ejemplos: zapata, losa, pilote)

DEPOSITO LACUSTRE: Corresponde a una masa de suelo conformado principalmente por materiales finos (limos y arcillas), con eventuales lentes de arenas, que tuvo su génesis en la sedimentación de estos materiales en cuerpos de agua de muy baja energía (aguas tranquilas o quietas) como los son lagos, lagunas, esteros.

PILOTE: Obra civil construida como cimiento de estructuras (edificaciones, equipos, tanques, etc.) caracterizada por ser profunda, con un ancho o diámetro mucho menor que su longitud (profundidad).

PLACA CORRIDA: Obra civil construida como cimiento de estructuras, caracterizada por ser rectangular o cuadrada, y sobre la cual se apoyan estructuralmente varias o todas las columnas o muros de soporte de la edificación. Las placas corridas son del tipo de cimentación superficial.

RIGIDEZ: Es la relación carga – deformación (P/δ); para una carga aplicada, le corresponde directamente proporcional una respectiva deformación.

SISTEMA PLACA – PILOTES: De acuerdo con Moya (1991), el termino placa-pilotes identifica un sistema de cimentación por medio del cual la carga del edificio se transfiere al suelo de fundación, en parte por la presión de contacto entre la placa y el suelo subyacente y en parte por la fricción lateral entre los pilotes y el suelo que los rodea.

RESUMEN

El reto de los ingenieros de suelos es lograr sistemas de cimentación satisfactoria para cada una de las edificaciones o estructuras que se proyectan; entendiendo como cimentación satisfactoria aquella que provee un factor de seguridad adecuado contra una falla por agotamiento de la resistencia al corte del suelo, unos asentamientos totales y diferenciales admisibles definidos por el proyecto, y logrando la mejor relación beneficio – costo para el inversionista.

Para el caso de la ciudad de Bogotá (Colombia), en donde el subsuelo de la ciudad está conformado por un gran depósito lacustre, de gran espesor (hasta 300m en algunas partes), constituido por arcillas de muy baja capacidad y muy compresibles, genera unas condiciones de cimentación de gran reto para los ingenieros de suelos. De manera muy general, y sin ser esto una regla, se tiene que edificaciones de hasta dos niveles son cimentadas en zapatas; edificaciones entre dos y cuatro niveles se cimentan en zapatas combinadas o placas corridas; cimentaciones entre cinco a diez niveles se cimentan en placas corridas, y edificaciones de mayores a 10 niveles puede que ya requieran de cimentaciones profundas de pilotes.

Sin embargo, como se dijo, esto no es una regla general y cada caso es evaluado en detalle. Para el caso de edificaciones entre ocho a doce niveles, la solución no es necesariamente una placa corrida, o una cimentación profunda con pilotes, ya que la sola placa corrida aunque pueda contar con un adecuado factor de seguridad contra la falla, puede tener asentamiento excesivos, pero pasar directamente a una cimentación profunda puede ser demasiado costosa. Es en estos casos que es útil los sistemas de cimentación de placa – pilotes, en donde a una placa de adecuado factor de seguridad, se le adicionan tantos pilotes como sean necesarios, únicamente para controlar los asentamientos a valores admisibles.

Lo anterior hacía referencia a Bogotá, pero en otras partes del planeta, los sistemas de cimentación placa – pilotes son muy utilizados para edificaciones de gran altura (rascacielos de hasta 250 m de altura) como lo es en las ciudades de Frankfurt y Berlín

(Alemania) y Londres (Reino Unido). Hay que aclarar que en estas ciudades europeas, el subsuelo es bastante mejor que el bogotano, en donde se tienen arcillas muy firmes, sobreconsolidadas, y muy poco compresibles. En estas ciudades se han adoptado cimentaciones placa – pilotes solamente con la intención de reducir y controlar los asentamientos totales y diferenciales a valores admisibles, ya que la sola placa corrida cuenta con suficiente factor de seguridad.

Por su parte, los sistemas de cimentación placa – pilotes son sistemas complejos de diseñar, ya que su comportamiento es el resultado de combinar dos mecanismos de interacción suelo estructuras disimiles entre sí: una cimentación superficial, y el de una cimentación profunda. Mientras la placa transmite las cargas al suelo más superficial, los pilotes las transfiere al suelo más profundo; por otra parte, la placa genera una respuesta del suelo de tipo compresional, en cambio los pilotes interactúan con el suelo bajo sollicitaciones cortantes.

Para efectos de proyectar y diseñar un sistema de cimentación placa – pilotes, se tienen que dar las siguientes condiciones como bases de diseño: la sumatoria de las capacidades últimas de los pilotes debe ser menor que la carga aplicada por la estructura, incluido el peso propio de la losa de cimentación; las puntas de los pilotes no pueden alcanzar, ni mucho menos estar embebidas dentro de, un estrato altamente competente inferior que se encuentre debajo de una secuencia de suelos blandos compresibles, sino que, por el contrario, las puntas de los pilotes deben ir penetrando el suelo sin una restricción significativa; el número de pilotes será tal que, trabajando a la falla, tomen el 100% del peso muerto del edificio o estructura; cuando hay sótanos y un importante porcentaje de compensación por excavación, el número de pilotes será tal que los pilotes, trabajando a la falla, tomen la carga no compensada del edificio; y la aparición de fricción negativa en la parte superior de los pilotes es incompatible con el trabajo del sistema placa – pilotes, pues si se diera la fricción negativa, significaría que los pilotes solos, sin la participación de la placa, tendrían una capacidad última mayor que el peso del edificio o estructura y, por ende, la cimentación sería netamente profunda de pilotes, aunque estuvieran “amarrados” por una losa corrida.

Varios investigadores han propuesto diferentes métodos de análisis y diseño para sistemas de cimentación placa – pilotes, que van desde burdas simplificaciones que descomponen el sistema en problemas típicos tradicionales (solo placa o solo pilotes) desconociendo la compatibilidad del comportamiento carga-deformación de cada uno de los componentes del sistema o en el mejor de los casos introduciendo factores de ajuste para de alguna forma tenerlos en cuenta; pasando a metodologías de ensayo y error en donde se modifica iterativamente la hipótesis de carga (carga tomada por los pilotes y la placa), buscando conciliar y hacer compatibles los movimientos relativos pilote-suelo, placa-suelo y placa-pilotes; avanzando hacia metodologías numéricas que tratan de establecer una ley universal de transferencia de carga a partir de estimar una rigidez equivalente del sistema (placa-pilotes-suelo), obtenida con base a teorías elásticas y leyes de interacción suelo-estructura; llegando finalmente a métodos computacionales en dos y tres dimensiones de elementos finitos y elementos de borde, con sofisticadas leyes de interacción suelo-estructura.

El presente trabajo está enfocado a identificar los diferentes métodos de análisis y diseño de sistema de cimentación de placa – pilotes, seleccionar uno del tipo racional dentro del estado del arte a nivel internacional, y compararlo contra el método racional desarrollado en Colombia por el Ingeniero Jorge Enrique Durán (2003). De acuerdo con el informe presentado por Poulos (2001) para la Sociedad Internacional de Mecánica de Suelos e Ingeniería Geotécnica, dentro de los métodos simplificados, el de mejor acogida internacional es el método de Randolph (1994), el cual se adoptó para este trabajo.

De manera muy general, el método de Randolph está basado en la teoría de la elasticidad, en donde se propone una expresión para la rigidez del sistema placa – pilotes, incorporando la rigidez de la placa, la rigidez de los pilotes, y un factor de interacción de estas dos rigideces. El método también propone una expresión para estimar la proporción de la carga aplicada que es tomada por los pilotes, y el excedente por la placa. Por su parte, el método de Durán es un método racional, en donde se adopta una hipótesis de carga inicial asumiendo en ella cuánto toman los pilotes, y el excedente es tomado por la placa; basado en esta hipótesis inicial se estiman las deformaciones relativas de la placa y de los pilotes por medio de metodologías tradicionales como Janbu y Terzaghi para asentamientos inmediatos y de largo plazo; una vez obtenidas las deformaciones, se

verifica la hipótesis de carga inicial, y en caso de no ser consistente, se adopta una nueva hipótesis de carga, hasta que de manera iterativa se logra la convergencia de las hipótesis adoptada y la respectivas deformaciones.

Ahora bien, con el fin de poder comparar las dos metodologías adoptadas en este trabajo, se tomó como referencia un caso real de la ciudad de Bogotá, que fue estudiada y diseñada su cimentación por el Dr. Durán. Este caso real corresponde a la Torre II del Hotel Cosmos 100, localizado en la carrera 21 con calle 100, de diez pisos y un sótano, construida entre los años 1991 a 1992, y cimentada sobre el típico depósito lacustre de Bogotá. Se adoptó este edificio por tener una cimentación placa – pilotes, y porque desde su construcción, han sido monitoreados sus asentamientos; de esta manera se podrán comparar los asentamientos estimados por cada uno de los métodos de análisis (Durán y Randolph) versus los asentamientos reales sucedidos.

Para efectos del presente trabajo se ha denominado Caso Bogotano al método Durán (2003) y Caso Internacional para el método Randolph (1994), y con el fin de realizar un ejercicio académico que permita lograr un análisis de sensibilidad de los resultados de cada método se adoptaron 13 posibles combinaciones: una primera correspondiente a una placa corrida sola, y 12 combinaciones de placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30m de longitud, y tomando la carga con proporciones de 0.5, 1.0, 1.5 y 2.0 de la carga total aplicada no compensada.

Una vez realizados todos los cálculos para cada una de las 13 combinaciones por cada uno de los dos métodos estudiados, se concluyó que el método de Randolph aplica para materiales puramente elásticos, en donde los asentamiento inmediatos son proporcionales al módulo de elasticidad no drenado (E_u), y de quererse estimar asentamientos totales de largo plazo, se debe adoptar un módulo de elasticidad drenado (E'), y en donde la diferencia entre los totales de largo plazo menos los inmediatos se entiende que son los correspondientes a los de consolidación. Como se puede ver, el método de Randolph depende enteramente del módulo de elasticidad, o mejor, del módulo cortante del suelo, por lo cual, la calidad del resultado dependerá de la calidad de medir o estimar los módulos ponderados no drenado y drenado de la masa de suelo interesada.

La falencia que tiene el método de Randolph es no poder modelar la no linealidad del estado esfuerzo-deformación de los suelos altamente compresibles. En suelos de arcillas firmes, sobreconsolidadas, como lo son los depósitos de Frankfurt, Berlín o Londres, interesan solamente los asentamientos inmediatos, y los de largo plazo o consolidación se pueden considerar despreciables. En cambio, para los depósitos lacustres como lo son los de Bogotá o Ciudad de México, son sumamente importantes tanto los asentamientos inmediatos, como los de largo plazo por efecto de la consolidación, y para esta última, poder estimar la proporción de la deformación total de largo plazo que experimentará la edificación en cualquier momento de su vida.

En conclusión se obtuvo que los dos métodos analizados y comparados en este trabajo coinciden muy bien para el caso de estimar los asentamientos inmediatos, adoptando para ello un valor único ponderado de módulo de elasticidad para todo el perfil estratigráfico interesado. En este sentido, con un módulo elástico no drenado (E_u) deducido por retro-análisis de los asentamientos reales medidos a la Torre II del Hotel Cosmos 100, se logra de manera analítica obtener los mismos valores de los asentamientos medidos.

En cambio para los casos de largo plazo, no se logró tener coincidencia entre los resultados obtenidos entre los dos métodos, debido a la gran incertidumbre de estimar un valor único ponderado del módulo drenado (E'), y encontrando que los resultados del método Durán lograban ser similares a los medidos. Por lo tanto, para el caso de estimar asentamientos de largo plazo y/o por consolidación para depósitos lacustres muy compresibles, es más recomendable adoptar el método de Durán (2003), que tiene en cuenta la no linealidad del estado de esfuerzo-deformación del suelo.

Palabras claves:

- Sistema placa – pilotes
- Sistema de cimentación combinada
- Rigidez de la cimentación
- Control de asentamientos
- Depósito lacustre de Bogotá

1 INTRODUCCIÓN

En suelos como el de la ciudad de Bogotá, el ingeniero geotecnista se ve abocado a resolver la cimentación óptima y satisfactoria para edificios de mediana altura, en donde una simple placa corrida puede ser suficiente por capacidad portante, pero con el problema de que sus asentamientos totales usualmente son excesivos. En estos casos, la decisión podría ser la de evaluar una cimentación profunda, pero que podría generar costos adicionales y no previstos al proyecto.

En las tres últimas décadas, se han dado soluciones intermedias, con cimentaciones de sistema placa – pilotes, en donde a la placa que cumple satisfactoriamente por capacidad portante, se le adicionan tantos pilotes como se requieran para simplemente reducir los asentamientos a valores admisibles. La figura 1-1 muestra la línea de análisis a seguir para seleccionar un sistema placa – pilotes como solución de cimentación para un proyecto.

Sin embargo, este tipo de fundaciones tiene un problema, el cual es la modelación de la interacción entre los elementos portantes placa, pilotes y suelo, lo cual es necesario para el diseño. Esto exige un gran esfuerzo de cálculo, así como la ejecución de mediciones de monitoreo geotécnico para la observación del comportamiento del edificio y para la verificación de los cálculos realizados.

Básicamente, con el uso de fundaciones de placa-pilotes, se logra que una parte de las cargas de la estructura sea traspasada a mayores profundidades; esto hace que este sistema sea efectivo, particularmente cuando la calidad del suelo mejora con la profundidad.

Este trabajo presenta una comparación de metodologías de análisis de sistemas de cimentación placa – pilotes, con el fin de calificar su aplicabilidad a edificios en un perfil típico de suelos lacustres blandos de la ciudad de Bogotá, con la verificación de un caso real debidamente monitoreado.

Se tomó como metodología base de comparación, la metodología desarrollada y formulada por el Ingeniero Jorge Enrique Durán, la cual fue expuesta en el Tercer Encuentro Nacional de Suelos y Estructuras de la Escuela Colombiana de Ingeniería Julio Garavito en el año 2003; esta metodología se adoptó y denominó en el presente trabajo, como el caso bogotano.

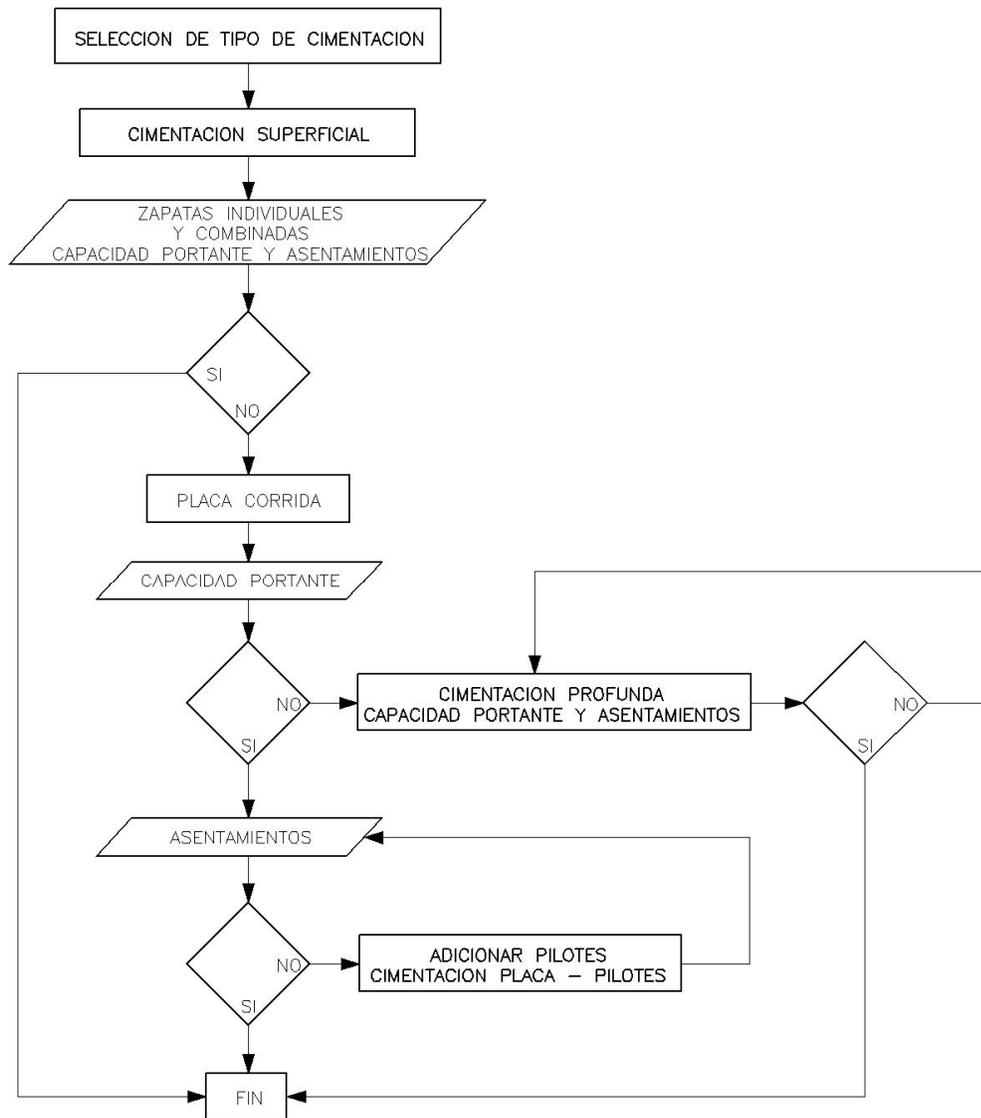


Figura 1-1 Diagrama de flujo para selección de un sistema placa - pilotes basados en el criterio de adición de pilotes trabajando a la falla solo para control de asentamientos del sistema.

Con el fin de cumplir el objetivo pretendido por este trabajo, se decidió investigar el estado del conocimiento para el análisis de sistemas placa – pilotes a nivel internacional, y de allí, seleccionar una metodología ampliamente aceptada y aplicada en el entorno académico y práctico a nivel mundial, para con ella evaluar y comparar el caso bogotano.

Posteriormente, una vez identificada y seleccionada la metodología internacional, y con el fin de lograr su comparación con la metodología colombiana, se llevaron cabo los cálculos y análisis de diseño del sistema de placa-pilotes por ambas metodologías para un caso real diseñado, construido y monitoreado en la ciudad de Bogotá.

Como parte de esta comparación, se estructuró y realizó un análisis de sensibilidad, adoptando trece posibles configuraciones del sistema de solo placa o de placa – pilotes, variando la hipótesis de carga, así como la cantidad, longitud y diámetro de los pilotes incorporados al sistema.

Este trabajo está estructurado de la siguiente manera:

- Recopilación de metodologías y artículos de diversos autores e investigadores.
- Evaluación de las filosofías de diseño, métodos de diseño e incertidumbres del diseño.
- Selección de dos metodologías de análisis y diseño: Una metodología denominada Caso Bogotano, y otra metodología denominada Caso Internacional
- Descripción del caso histórico real adoptado de la Torre II del Hotel Cosmos 100.
- Cálculos y análisis de sensibilidad para el caso real aplicando las dos metodologías seleccionadas.
- Evaluación y comparación de los resultados de las dos metodologías seleccionadas.
- Evaluación de los resultados obtenidos a la luz de las lecturas reales de comportamiento del caso real.
- Etapa de conclusiones.

Ahora bien, es necesario advertir al lector de este documento, que la investigación desarrollada fue meramente documental, y que todos los análisis y cálculos fueron de escritorio.

Las metodologías descritas en este documento corresponden a los trabajos desarrollados por otros investigadores diferentes al autor de este trabajo; razón por la cual, se llevó a cabo un estricto y riguroso control de citar debidamente la fuente de cada idea, hipótesis, concepto, comentario, dando el respectivo crédito a su autor; relación que se podrá encontrar en el capítulo de referencias bibliográficas.

Los aportes del autor de este trabajo están dados en el estricto sentido de comentar las metodologías seleccionadas a la luz de los resultados obtenidos de su aplicación al caso real adoptado.

De igual forma, tanto la caracterización del perfil del suelo, como de las características de la Torre II del Hotel Cosmos 100, fueron tomadas del trabajo ejecutado por el Ingeniero Jorge Enrique Durán como consultor de la solución de la cimentación de dicho proyecto, y con la debida autorización de él.

Por último, no fue parte del alcance de este trabajo, desarrollar algún tipo de software aplicable a la solución de sistemas placa – pilotes; ni tampoco la modelación del caso real con algún tipo de software comercial existente. Las metodologías desarrolladas en este documento, son de tipo racional, que con una simple formulación en hoja de cálculo se lograba su desarrollo.

2 MOTIVACIÓN

Hoy por hoy, para subsuelos constituidos por depósitos lacustres de gran espesor no consolidados, se hace cada día más conveniente y recurrente pensar en sistema de cimentación placa – pilotes, como mecanismo efectivo para control de asentamientos a valores tolerables, de la mano de reducción de costos de construcción.

En nuestro medio se tiene el caso de Bogotá, en donde el subsuelo corresponde a este tipo de depósitos, y por tal razón el sistema placa-pilotes cada día gana mayor favorabilidad como sistema de cimentación frente a otros sistemas como de placa corrida o pilotes largos de fricción; aún más, cuando se están dando asentamientos mayores a los esperados por causa de la densificación de construcciones vecinas y contiguas.

Las grandes experiencias exitosas que se tienen a nivel mundial de cimentaciones de edificios de gran altura en sistemas placa-pilotes, se han desarrollado principalmente en arcillas firmes a muy firmes sobre-consolidadas como la Arcilla de Frankfurt y la Arcilla de Londres, así como en depósitos de arenas y margas en Berlín. Por tal razón, es de interés local, establecer si el sistema placa-pilotes es eficiente en el caso de arcillas de consistencia blanda a media como las de la Formación Sabana.

A nivel mundial, las metodologías desarrolladas para diseñar sistemas de cimentación placa-pilotes han evolucionado desde burdas simplificaciones que descomponen el sistema en problemas típicos tradicionales (solo placa o solo pilotes) desconociendo la compatibilidad del comportamiento carga-deformación de cada uno de los componentes del sistema o en el mejor de los casos introduciendo factores de ajuste para de alguna forma tenerlos en cuenta; pasando a metodologías de ensayo y error en donde se modifica iterativamente la hipótesis de carga (carga tomada por los pilotes y la placa), buscando conciliar y hacer compatibles los movimientos relativos pilote-suelo, placa-suelo y placa-pilotes; avanzando hacia metodologías numéricas que tratan de establecer una ley universal de transferencia de carga a partir de estimar una rigidez equivalente del sistema (placa-pilotes-suelo), obtenida en base a teorías elásticas y leyes de interacción suelo-estructura; llegando finalmente a métodos computacionales en dos y tres

dimensiones de elementos finitos y elementos de borde, con sofisticadas leyes de interacción suelo-estructura.

Las metodologías de elementos finitos y de borde, en dos o tres dimensiones, a pesar del avance en equipos y programas de computador, resultan muy engorrosas y costosas como para ser aplicadas diariamente a problemas de diseño de este tipo de cimentación, y aún más, si está en las etapas de factibilidad y dimensionamiento del sistema. Es por ello, que varios investigadores han propuesto metodologías simplificadas de diseño, pero rigurosas en sí mismas en lo que tiene que ver con la compatibilidad de deformaciones (interacción suelo-estructura) y capacidad de carga del sistema (límite de carga de servicio o límite de carga última), de tal forma que no se tenga que recurrir a metodologías de ensayo y error para determinar la correcta hipótesis de carga.

Sin embargo, este desarrollo investigativo se ha centrado principalmente a depósitos arcillosos sobreconsolidados, en donde el interés principal son los asentamientos elásticos inmediatos (no drenados) y los asentamientos diferenciales, resultando poco relevante o casi nulo, la estimación de los asentamientos no elásticos por procesos de consolidación. De hecho, estas metodologías se basan radicalmente en modelos elásticos (Viga de Winkler), en donde el asentamiento por consolidación, en caso de estimarse, se obtiene a partir de encontrar la diferencia entre el asentamiento total final elástico (drenado) y el asentamiento inmediato elástico (no drenado), entendiéndose que el valor obtenido corresponde a los asentamientos por consolidación.

Finalmente, las metodologías más avanzadas, están enfocadas a determinar las solicitaciones estructurales del sistema, y en optimizar la disposición de los pilotes con el fin de reducir los asentamientos diferenciales, los momentos flectores y esfuerzos cortantes en la placa de cimentación, con el fin de reducir costos de construcción.

En vista del vacío existente de métodos racionales o metodologías numéricas aplicables a cimentaciones placa-pilotes sobre depósitos muy blandos y compresibles, es necesario mejorar y profundizar el conocimiento y entendimiento que se tienen de la interacción suelo-estructura para este tipo de solución, evaluando el estado del conocimiento a nivel mundial, en donde en las últimas décadas se han desarrollado, de manera a veces

independiente, metodologías de diseño soportadas en evaluaciones analíticas o empíricas, de donde se han logrado establecer criterios para ser tenidos en cuenta durante el diseño. En este sentido, se requiere establecer un método racional que permita resolver de manera satisfactoria los interrogantes que plantea el sistema placa-pilotes como son transferencia de cargas, interacción placa-pilotes-suelo, asentamientos a corto y largo plazo, entre otros. Y en lo posible, corroborar la veracidad de los resultados obtenidos por dicho método, a la luz de lecturas reales obtenidas de edificios instrumentados y monitoreados en el tiempo.

En Colombia, como en México en donde también se tiene un gran depósito lacustre, se ha trabajado y avanzado en el desarrollo de metodologías racionales de diseño de sistemas de cimentación placa-pilotes, lográndose proyectos ya construidos y exitosos en lo que tiene que ver el cumplimiento de los requerimientos de diseño establecidos, dando a entender que dichos resultados avalan tales metodologías.

3 ANTECEDENTES

3.1 Alemania

Las placas de fundación combinadas con pilotes se han aplicado en Europa desde los años 70 como una alternativa a la fundación pura con pilotes para obras con grandes solicitaciones. En Alemania éstas se han utilizado especialmente en el área de la ciudad de Frankfurt para las fundaciones de grandes rascacielos sobre suelos arcillosos.

En Frankfurt (ciudad con varias referencias) para edificios de gran altura cimentados sobre placa se han medido asentamientos de varias decenas de centímetros, mientras que con la aplicación del sistema placa-pilotes se han reducido los asentamientos considerablemente. Además que se obtienen ahorros importantes de costos comparados con las cimentaciones completamente sobre pilotes.

- **Placa-pilotes de edificios de gran altura en la arcilla sobre-consolidada de Frankfurt**

Durante el curso del desarrollo del centro financiero europeo, la metrópolis Frankfurt “Rhein-Main” ha desarrollado un horizonte único en Europa con respecto a sus destacados rascacielos.



Fotografía 3.1. Panorámica de Frankfurt

El sistema placa-pilotes fue desarrollado para optimizar las cimentaciones de estos rascacielos en la arcilla de alta plasticidad y sobre-consolidada del subsuelo, que puede ser comparada con la arcilla de Londres. El desarrollo de cimentaciones de rascacielos en Frankfurt puede ser dividido en dos generaciones. En la primera, los edificios de gran altura fueron apoyados en placas de cimentación que sufren asentamientos de hasta 30 cm e inclinaciones de hasta 1:300 (Banco SGZ, Figura 3.1). La cimentación placa-pilotes es ampliamente aplicada en la segunda generación de rascacielos para lograr soluciones económicas que cumplan los requerimientos de estabilidad y servicio.

Los asentamientos de diferentes cimentaciones típicas en Frankfurt son comparadas en la Figura 3.1.

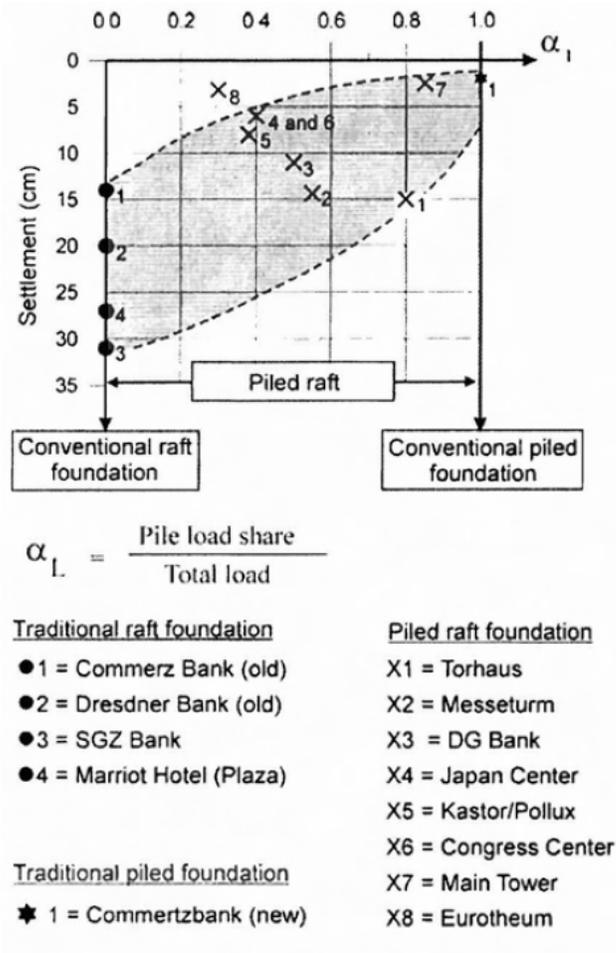


Figura 3-1 Comportamiento de asentamientos de edificios altos en Frankfurt, Alemania

El Messeturm (Sommer / Hoffmann 1991, Figura 3.2) es un buen ejemplo de este nuevo tipo de cimentación. Solamente 64 pilotes con longitudes entre 29 y 35m, y de 1.3m de diámetro son suficientes para reducir el asentamiento hasta 14.4cm y la inclinación hasta 1:2400.

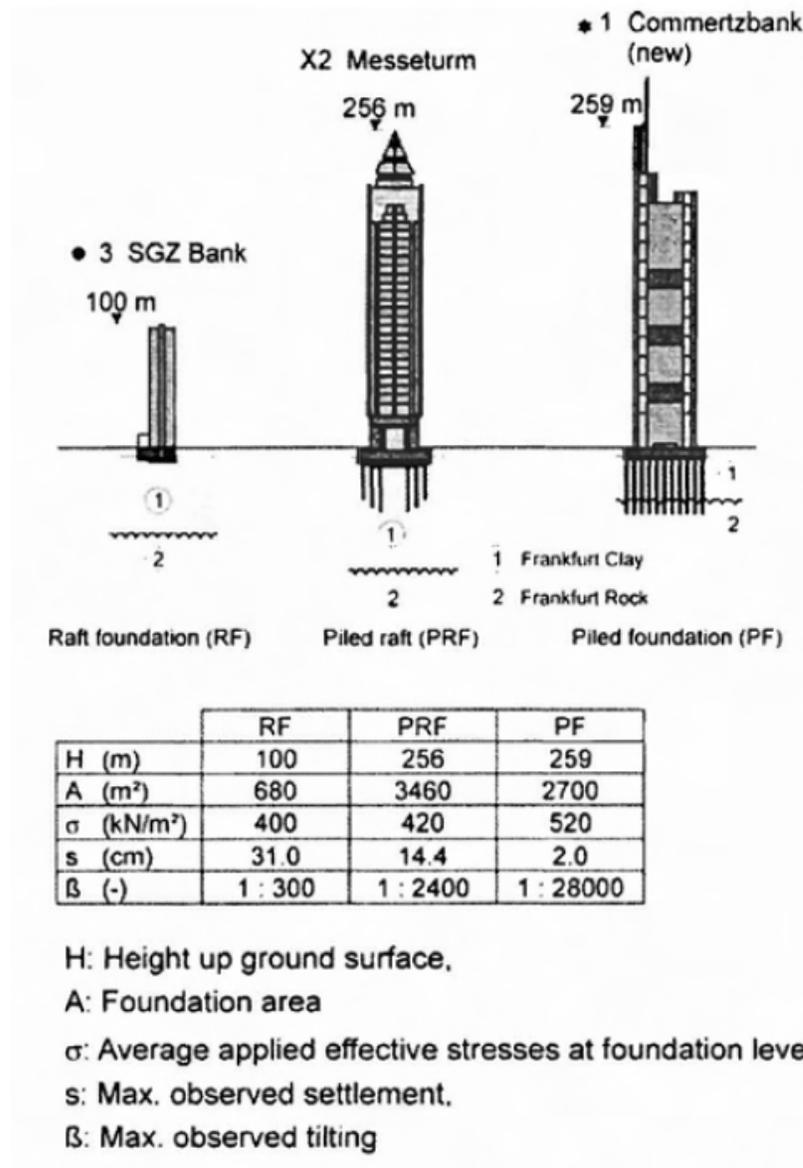


Figura 3-2 Selección de 3 edificios altos de Frankfurt.

El edificio Commerz-Bank (Holzhäuser 1998, Figura 3.2) es comparable con el Messeturm con respecto a altura y carga total. El Commerz-Bank fue situado junto a un edificio de 100m de altura cimentado sobre una placa de fundación. Por ello, para

reducir al mínimo el asentamiento adicional generado por el edificio existente, se decidió cimentar la nueva torre con una cimentación profunda convencional. 111 pilotes con longitudes de hasta 45m fueron necesarios para transferir la carga total de la estructura hasta el estrato portante firme de caliza. Estos pilotes fueron construidos como pilote telescópico con diámetro de 1.8m en los 20m superiores y de 1.5m en los 25m inferiores. La medición de asentamiento fue de 2cm. El costo de esta cimentación piloteada excede la de la Messeturm por lejos.

- **Rascacielos del Japan-Center, Frankfurt.**

La construcción de pesados rascacielos con grandes cargas excéntricas representa una difícil tarea para los ingenieros. El rascacielos del Japan-Center (Figura 3.3) demuestra la aplicación del sistema placa-pilotes para evitar la necesidad de juntas de asentamiento entre las partes diferentemente cargadas del edificio.

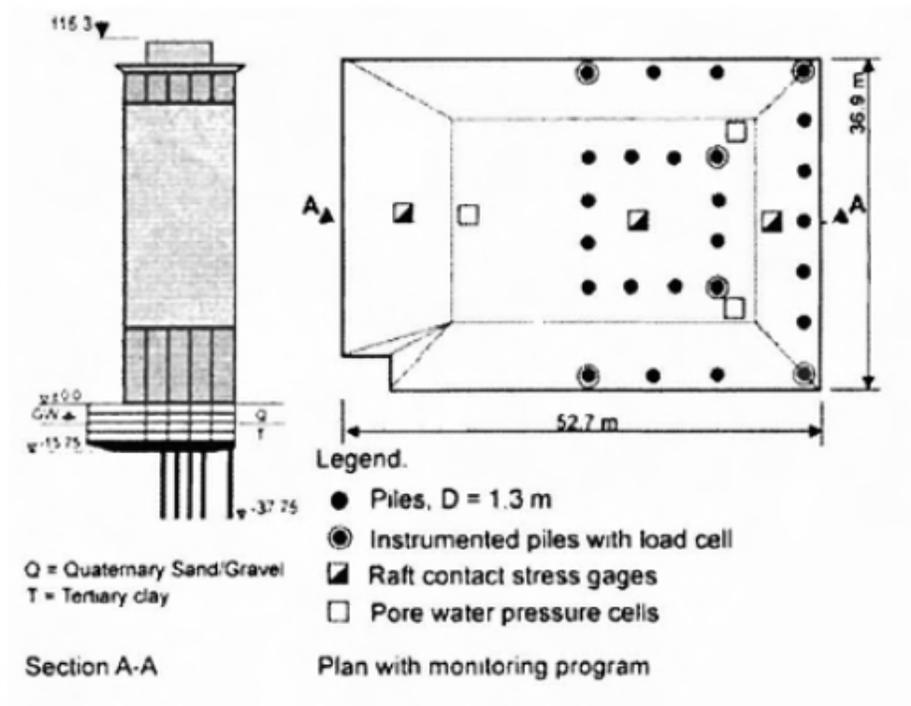


Figura 3-3 Edificio del Japan-Center, Frankfurt.

La torre principal del edificio tiene un área de $37 \times 37 \text{ m}^2$ y está localizada excéntricamente con respecto al área del sótano (Figura 3.3). El posicionamiento de los pilotes debajo de la torre resiste la carga excéntrica relacionada con el área total

de cimentación. Por lo tanto, la cimentación de ambas áreas, la de la torre principal y la del área del sótano anexa, puede ser construido sin junta de asentamiento y la inclinación del edificio puede ser reducida al mínimo hasta límites aceptables.

La medida de la carga en la cabeza de los pilotes, la presión de contacto de la placa y la sub-presión del nivel freático contra el tiempo son mostradas en la Figura 3.4a. En ella se puede ver que la carga total aplicada es de 600 kN, y que la sub-presión toma 200 kN, siendo la carga efectiva de 400 kN. Con una carga en el grupo de pilotes de 300 kN se tiene un factor de toma de carga de los pilotes del orden de 70 a 75%. El asentamiento medido en una sección transversal de la cimentación se muestra en la Figura 3.4b comparado con los valores calculados durante la etapa de diseño aplicando el programa GAPR (El-Mossallamy 1996). El asentamiento transversal calculado es más curvo que el medido debido a una estimación conservadora de la rigidez adoptada para la cimentación del edificio durante la etapa de diseño, donde fue tomada una rigidez equivalente correspondiente a la rigidez de la sola placa sin tener en cuenta la rigidez relativamente rígida del cajón compacto del sótano.

La medida del asentamiento fue de cerca de 7cm y una inclinación menor a 1:1000. Estos resultados confirman la filosofía de diseño.

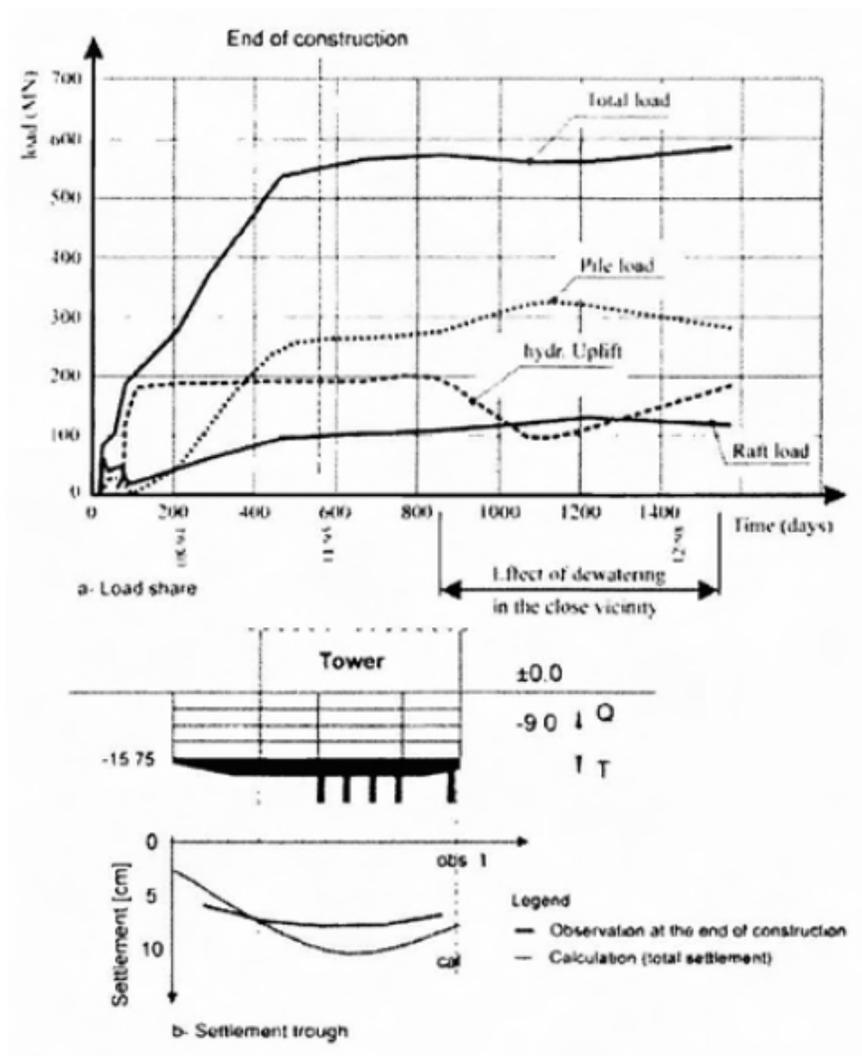


Figura 3-4 Comportamiento de la cimentación, Japan-Center.

En la Tabla 3.1, se muestra un resumen de las edificaciones cimentadas en sistemas placa-pilotes en la ciudad de Frankfurt, Alemania.

Tabla 3.1. Sistemas placa-pilotes en Frankfurt, Alemania. Tomada de Reul & Randolph (2003), Géotechnique 53 No. 3.

EDIFICIO	REFERENCIA	H m	P_{efec} MN	A m ²	t_r m	z_r m	n	L_p m	D_p m	n_{ip}	P_p MN	s mm	t años
American Express	Rollberg & Gilbert (1993); Reul (2000)	75	723	3575	2.0	14.0	35	20.0	0.9	6	2.7 – 5.1	55	1.0
Congress Centre	Barh & Reul (1997); Reul (2000)	52	1440	10200	2.7	14.2	141	12.5 – 34.5	1.3	12	2.4 – 5.9	58	0
Eurotheum	Katzenbach et al. (1998); Moormann (2000)	110	425	1893	2.5	13.0	25	25.0 – 35.0	1.5	4	2.6 – 4.7	29	1.0
Forum-Kastor	Lutz et al. (1996); Ripper & El-Mossallamy (1999)	95	750	2830	3.0	13.5	26	20.0 – 30.0	1.3	3	5.0 – 12.6	55	0
Forum-Pollux	Lutz et al. (1996); Ripper & El-Mossallamy (1999)	130	760	1920	3.0	13.5	22	30.0	1.3	3	7.4 – 11.7	70	0
Japan Centre	Lutz et al. (1996); Ripper & El-Mossallamy (1999)	115	630	1920	3.5	15.8	25	22.0	1.3	6	7.9 – 13.8	65	0.5
Main Tower	Katzenbach et al. (1998); Moormann (2000)	199	1470	3800	3.8	21.0	112	30.0	1.5	17	1.4 – 8.0	25	0
Messeturm	Sommer et al. (1990, 1991); Sommer & Hoffmann (1991); Sommer (1993); Reul (2000)	256	1570	3457	6.0	14.0	64	26.9 – 34.9	1.3	12	5.8 – 20.1	144	8
Torhaus	Sommer (1986, 1991); Sommer et al. (1984, 1985)	130	2x200	2x429	2.5	3.0	2x42	20.0	0.9	6	1.7 – 6.9	140	2
Westend 1	Franke & Lutz (1994); Lutz et al. (1996); Wittmann & Ripper (1990)	208	950	2940	4.7	14.5	40	30.0	1.3	6	9.2 – 14.9	120	2.5
Haus der Wirtschaft,	Reul (2000)	68	605	5120	2.0	8.5	47	25.0	1.2	6	1.4 – 3.1	25	0

H : altura del edificio; P_{efec} : Carga efectiva (Carga total – alivio); A : Área de la placa; t_r : máximo espesor de la placa, z_r : máxima profundidad debajo de la placa con respecto al nivel del terreno; n : número de pilotes, L_p : longitud del pilote, D_p : diámetro del pilote; n_{ip} : número de pilotes instrumentados; P_p : Capacidad medida del pilote; s : máximo asentamiento medido; t : tiempo de medición del asentamiento después de completada la construcción del edificio.

- **Placa-pilotes en arena y marga de Berlín**

El subsuelo de Berlín es dominado por capas de arena y marga, y por tanto en general, tan diferente y algo rígido que la arcilla de Frankfurt. En algunos casos las condiciones del suelo puede diferir de la condición general, como por ejemplo se pueden encontrar depósitos potentes de arena suelta a medio densa o depósitos de marga blanda a firme. Bajo estas condiciones del subsuelo o para evitar efectos inaceptables en los edificios existentes, cimentaciones del tipo placa-pilotes también son utilizadas en Berlín (Richter et al. 1996 y 2005).

- **Rascacielos Sony-Center, Berlín**

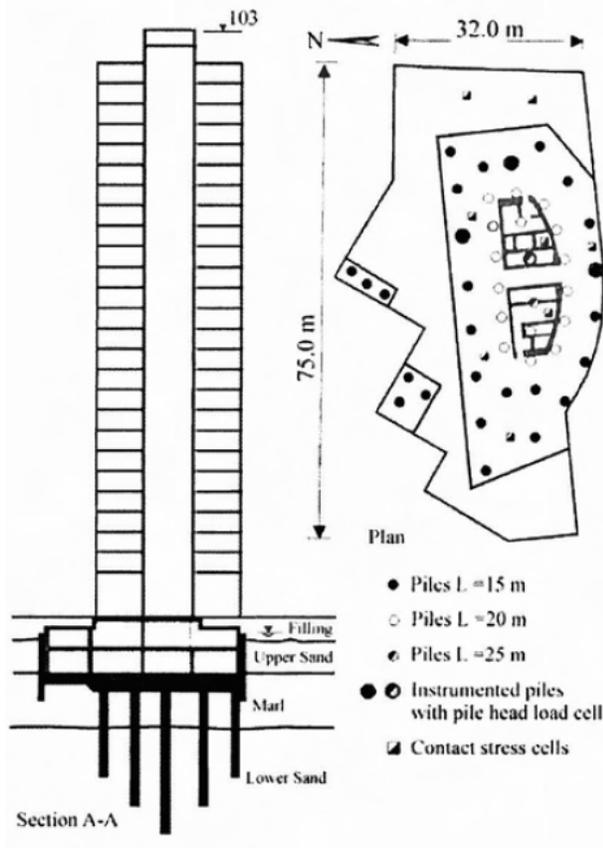


Figura 3-5 Edificio Sony-Center, Berlín.

Un ejemplo es la torre Sony-Center en la "Potsdamer Platz". El edificio está localizado enfrente de la nueva construcción del metro (túnel ferroviario). El nivel de cimentación es justo sobre la marga. Por lo tanto, los asentamientos y la presión de contacto bajo

la placa, tuvieron que ser reducidos por medio de la adición de pilotes de 1.5m de diámetro y de 15 a 25m de longitud (Figura 3.5). Al final de la construcción se tuvo un asentamiento total de 3 cm.

- **Edificio Trep-Tower, Berlín.**

Otra cimentación placa-pilotes es la adoptada por el edificio Trep-Tower de Berlín, que está localizado directamente en la ribera del río. El subsuelo consiste principalmente en arenas sueltas a medio densas desde la superficie del terreno hasta una gran profundidad. Por lo tanto, medidas para reducir los asentamientos y asentamientos diferenciales fueron tomadas en cuenta durante la etapa de diseño. Como resultado de ello se construyó una cimentación del tipo placa-pilotes con 54 pilotes de 0.9m de diámetro y 12.5 a 16m de longitud. Se tuvo un asentamiento máximo de 7cm, y una inclinación de la torre de 1:1850.

3.2 México

El Dr. Manuel de Jesús Mendoza López (México, D.F, 2007) presenta un gran resumen de la evolución de las cimentaciones en la ciudad de México, de donde en la Figura 3.6 se muestran los esquemas de los diversos tipos de cimentación que se emplean en dicha ciudad. De acuerdo con Mendoza, de los cimientos superficiales de mampostería que datan de hace varios siglos, al aumentar el peso y tamaño de los edificios de concreto armado o acero, se pasó a las losas de cimentación de concreto reforzado, con las que se transfiere la carga al suelo de apoyo a través de todo el área en planta de la edificación. A fin de reducir la presión sobre el subsuelo, se introdujo después el concepto de cimentación compensada, mediante el que parte, todo, o aún más del peso del edificio (cimentación parcial, total y sobre-compensada, respectivamente) se compensa con el peso del suelo excavado a fin de construir la estructura de la cimentación; ésta es un cajón monolítico de concreto reforzado, rigidizado mediante contr trabes peraltadas usualmente dispuestas ortogonalmente, con una losa en el fondo que hace contacto con la superficie de desplante, y una losa tapa que cierra las celdas huecas del cajón. La primera aplicación de esta idea en la ciudad de México parece deberse al ingeniero Miguel Ángel de Quevedo, quien en la primera década del siglo pasado construyó una tienda departamental y un banco en el Centro con sótano a 4 m de profundidad.

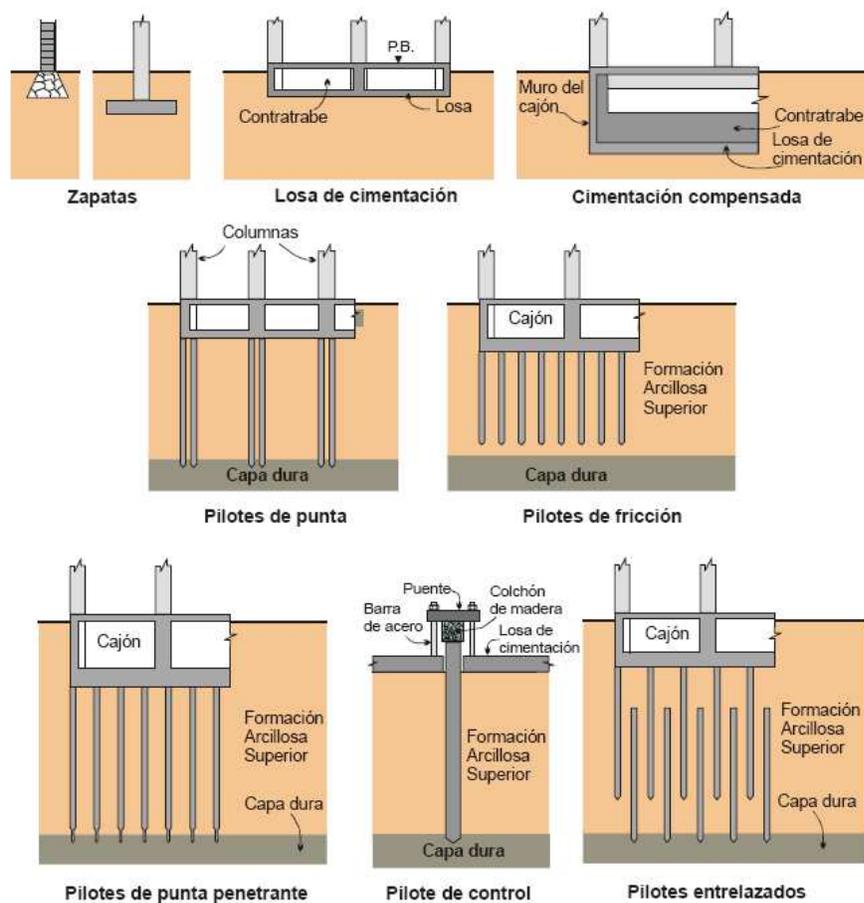


Figura 3-6 Tipos de cimentaciones para casas y edificios de la ciudad de México (Mendoza, 2007)

Cuando se requirió cimentar edificios de muchos pisos se optó entonces, como era y es práctica usual en todo el mundo, por transferir su peso a estratos más competentes, desplantándose entonces los pilotes de punta en la denominada Primera Capa Dura a unos 30 m de profundidad. Pasado el tiempo y por el hundimiento regional del valle, estas edificaciones exhibieron una emersión aparente respecto a la superficie del terreno circundante, provocando problemas a las instalaciones del edificio y dañando seriamente a las estructuras contiguas cimentadas por superficie, además de mostrar una apariencia desagradable. Como alternativa a este tipo de cimentación surgió (Zeevaert, 1957) la mixta compensada, constituida por un cajón de cimentación y pilotes de fricción, la que mucho se usó en edificios de 6 a 15 pisos, aproximadamente; en este caso, la punta de los pilotes no tocan un estrato duro, sino que éstos se mantienen embebidos totalmente en los depósitos arcillosos blandos. También se ha recurrido a este tipo de cimentación

para los apoyos de los puentes vehiculares o las líneas elevadas del Metro ubicadas en la Zona del Lago. Para este último caso, se ha reportado que de 1967 a 1996 se construyeron 15 km de la red mediante la solución elevada, soportada por una losa de cimentación y pilotes de fricción; y que de acuerdo con el Programa Maestro del Metro habrán de construirse 300 km para el año 2020, de los cuales por lo menos 50 km serán con una solución elevada. Ello llevará entonces a construir más de un millar de apoyos que se resolverán muy probablemente con un cajón de cimentación y pilotes de fricción.

Para la cimentación de edificios, surgieron alternativamente otras propuestas de cimentación (tres de las cuales se muestran en la Figura 3.6), desde luego algunas con más aplicaciones que otras, las cuales en general pretenden aprovechar la relativamente alta capacidad de los pilotes de punta, pero reduciendo los inconvenientes citados por la emersión mediante mecanismos especiales de control; con ellos se adecuan los desplazamientos del edificio a los movimientos de la superficie del terreno circundante.

No fue sino después de 20 años que especialistas de otros países reconocieron las virtudes de los sistemas de cimentación mixtos, como un medio eficiente de transferir cargas estructurales al subsuelo (Burland, 1977), a menor costo (Hansbo, 1984), y reduciendo tanto los asentamientos totales como los diferenciales. Los enfoques previos despreciaban la contribución de la losa de cimentación, asignando toda la capacidad de carga a los pilotes. Sin embargo, durante los eventos sísmicos del 19 y 20 de septiembre de 1985 se tuvo evidencia de la vulnerabilidad de las cimentaciones mixtas con cajón y pilotes de fricción construidas en la ciudad de México. Usualmente estas cimentaciones contaban con pilotes en número, longitudes, materiales y secciones transversales muy diversas, hincados en la Formación Arcillosa Superior (FAS), y con un cajón rígido de concreto reforzado desplantado a una profundidad de entre 2 y 5 m. Los daños que más sufrieron las edificaciones sobre cimentaciones mixtas fueron desde desplomos y asentamientos muy significativos, hasta el volteo total. Investigaciones al respecto pusieron en evidencia que el 13% de la totalidad de edificios de 5 a 15 pisos, construidos en la parte central de la ciudad de México, tuvieron deficiencias atribuibles directamente a su cimentación (Auvinet y Mendoza, 1986) la cual, en la gran mayoría de las veces, estaba resuelta precisamente con pilotes de fricción. Dado el auge constructivo de los 70's y 80's, había muchos usos, y también abusos, de cimentaciones con pilotes de

fricción. Lo que había surgido como una idea para reducir asentamientos mediante la adición de pilotes de fricción a cimentaciones compensadas, fue desvirtuándose hasta convertirlos en aportadores básicos de la capacidad de carga del sistema de cimentación; y no obstante, manteniendo consideraciones de diseño aplicables sólo al enfoque original.

3.3 Casos bogotanos.

Orozco (2006), en su artículo “Asentamientos de fundaciones en la arcilla Bogotá”, presentado durante el IV Encuentro nacional de ingenieros de suelos y estructuras, organizado por la Escuela Colombiana de Ingeniería Julio Garavito, presentó un muy buen resumen de la evolución histórica de las técnicas de cimentación desarrolladas en el grueso depósito lacustre de la ciudad de Bogotá. Según Orozco, antes de 1984 no era obligatorio hacer estudios de suelos para edificios de cuatro pisos o menos. Era usual cimentar los edificios livianos con zapatas aisladas o en algunos casos con zapatas complementadas con pilotes de madera; diseñadas para una presión de contacto de 1.0 kg/cm². Los edificios de cuatro pisos o más se cimentaban con placa flotante o semiflotante en las zonas de suelo blando y únicamente se diseñaban fundaciones profundas para edificios grandes cuando se encontraban capas de gravas, arenas o rocas para apoyar los pilotes por punta.

Los edificios pequeños, soportados en zapatas, funcionaron de manera adecuada en algunas zonas de suelos menos compresibles, como Chapinero, el Centro, etc., pero sufrieron asentamientos excesivos en áreas de suelos muy blandos como el Lago, el Chicó, el Polo, Palermo, etc. En el Lago hay edificios que se han asentado más de 1 m.

Los edificios de más de cuatro pisos de altura se cimentaban en la zona blanda con placas corridas, flotantes o semiflotantes. Era usual lograr cargas netas de 1.0 o 2.0 t/m² (peso total menos peso de suelo excavado) dependiendo del suelo, y en suelos muy blandos se exigía la flotación total. Sin embargo en la mayor parte de los casos no se lograba hacer coincidir el centro de cargas y de placa de cimentación con el centro del sótano; el centro del edificio depende hasta cierto punto de los aislamientos requeridos para la torre (normas urbanas) mientras que el sótano, que le da la flotación, cubre toda el área del lote lo cual resulta en una excentricidad y en muchos casos asentamientos diferenciales de importancia. Estos asentamientos diferenciales pueden ser aún más

graves cuando no se desvincula la torre de la plataforma. Puesto que en los suelos blandos se presenta un rebote elástico del terreno y además con una carga neta mayor a 0.0 hay asentamientos debidos a la nueva carga, en muchos casos los asentamientos son altos y por lo tanto la excentricidad, aun siendo pequeña, resulta en asentamientos diferenciales de importancia. Son muchos los casos de edificios torcidos hasta el punto de pérdida del valor de la propiedad debido a este fenómeno.

En los años 60 y sobre todo en los 70 se inició la construcción de edificios de cinco pisos o más altura en zonas de suelos blandos, es decir en zonas un poco alejadas de los piedemontes, en donde no se encuentran hasta gran profundidad capas densas, de arena o grava en donde apoyar las cargas de mayor magnitud. Era necesario por lo tanto lograr una flotación parcial o total para cimentar estructuras de mayor peso.

Cabe mencionar dos experiencias ilustrativas del pensamiento a principios de los años 70. En la zona Lago y ante los problemas de asentamientos excesivos debidos a la capa de turba superficial (cerca de 4 m de espesor) se intentó la construcción de un pilote trabajando por fricción y la realización del ensayo de carga correspondiente. Se construyó el pilote de 60 cm de diámetro y 15 m de profundidad, pero antes de iniciar el ensayo, al día siguiente de fundido, se vio que la cabeza del pilote se encontraba más abajo de donde se había dejado el día anterior y se llegó a la convicción de que se había hundido por su propio peso. Esta experiencia por supuesto les indicó a los Ingenieros de entonces que no se podían utilizar pilotes de fricción pues aparentemente el peso de los elementos era mayor a la capacidad de los mismos.

La segunda experiencia se presentó en Centro 93, que se había proyectado inicialmente como torres de 18 pisos. Se buscó la posibilidad de dar flotación a un edificio de 18 pisos para lo cual se requerían sótanos hasta 12 o más metros de profundidad. Para estudiar la posibilidad de excavar a 12 o 14 m de profundidad se decidió construir un caisson anillado que permitiese tanto la observación del terreno a estas profundidades de manera directa y la extracción de muestras en bloque, como el análisis del comportamiento de la excavación. Dicho caisson se llevó hasta 8 m de profundidad, nivel al cual falló por el fondo. El revestimiento se hundió de un día para otro y el caisson se llenó de lodo prácticamente hasta la superficie en donde se creó una corona de depresión periférica.

Esta falla demostró que habría gran dificultad para hacer excavaciones de más de 6 o 7 metros de profundidad en el suelo blando por la posibilidad de falla de fondo y obligó a proyectar el Centro con una excavación como máximo de 5.5 m que permitía flotar o compensar cargas debidas a torres hasta de 8 pisos.

A principios de los años 80 hubo un avance significativo pues se inició la construcción de pilotes de fricción de gran profundidad y dimensión. Los ingenieros de la compañía brasileña SEEBLA diseñaron pilotes de fricción para fundar los puentes que serían construidos por CONCRETO MENDES JUNIOR en las calles 80 y 68 con las avenidas Quito y 68. Además hicieron un ensayo de carga en un pilote de 80 cm de diámetro y 42 m de longitud que había sido diseñado para una carga de trabajo de 170 T. En el ensayo dicho pilote soportó 340 T (factor de seguridad superior a 2) con una deformación de 1.1 cm. Además se utilizaron Tell-tales, esto es varillas ancladas a diferentes profundidades en el pilote, las que demostraron que a la punta prácticamente no llegó carga, ya que el asentamiento de la pata fue nulo (IEI U. Nal 1980).

A partir de entonces se construyeron pocos edificios con pilotes de fricción pues este sistema resultaba costoso, pero además no había aún gran confianza en la capacidad de soportar edificios de grandes dimensiones mediante pilotes de fricción en los suelos blandos. Por aquella época, pero un poco antes, se construyeron los edificios de 8 pisos del proyecto Plenitud (carrera 15 con calle 127) los cuales fueron diseñados por el Dr. Víctor Romero como pilotes acampanados para apoyo por punta en un suelo muy blando a 35 m de profundidad y para una capacidad de soporte de la pata igual a 5.0 kg/cm^2 . Dichos pilotes funcionaron de manera adecuada pues realmente están funcionando como pilotes de fricción y claramente antecieron a los pilotes de fricción de los puentes (Orozco, 2006).

Poco a poco se fue usando más este tipo de cimentación para evitar los daños excesivos provocados por los asentamientos diferenciales de las cimentaciones flotantes. Las cimentaciones con pilotes de buena longitud resultan en asentamientos bajos en el depósito lacustre a pesar de la baja consistencia del suelo y de su alta compresibilidad; se han cimentado eficientemente y de manera segura edificios con alturas entre 7 y 20 pisos utilizando pilotes de fricción.

Muy poco tiempo después de haber iniciado la construcción de los pilotes de fricción en los años 80 se diseñaron también sistemas combinados de placa y pilotes para mejorar la eficiencia del pilotaje y disminuir su costo.

Cabe mencionar que con anterioridad, en 1964 el Ingeniero A. Páez había utilizado el sistema placa-caissons para fundar la Torre de Avianca con 42 pisos y 4 sótanos. Esta torre se fundó con caissons en un manto de cantos intercalado con arcillas a 35 m de profundidad aproximadamente y los sótanos se excavaron a medida que se construía la estructura de la torre; al llegar al piso 26 se construyó simultáneamente la placa de fundación, postensada de 2.0 m de altura, que serviría para evitar la posibilidad de cualquier asentamiento diferencial. (Anales de Ingeniería).

A partir de los 90 se hizo más común la construcción de dos y tres sótanos, lo que obligó a la utilización de pilotes para contar con la cimentación antes de iniciar la excavación de tierras de los sótanos. Igualmente la construcción de más de dos sótanos implicó la utilización de placas de subpresión para equilibrar las presiones de agua y de tierra bajo el fondo; por supuesto estas placas de subpresión a la vez funcionan como parte del sistema de cimentación. Sin embargo pocas veces una placa de subpresión, diseñada para evitar la falla de fondo, coincide con el centro de cargas del edificio, por lo cual los pilotes resultan esenciales para lograr asentamientos totales muy bajos y por lo tanto asentamientos diferenciales pequeños.

Los pilotes construidos hasta el momento a gran profundidad pueden ser de tipo preexcavado y fundido in situ utilizando lodos para la estabilización de la excavación, preexcavados con tornillo continuo o preexcavados con camisa, así como pilotes hincados con martinete de gran capacidad o pilotes hincados con gatos en secciones reaccionando contra la estructura misma. También se utilizan pilotes tipo micropilotes o pilotes raíz, excavados con lodos, reforzados en toda su longitud para soportar el ciento por ciento de la carga e inyectados a presión, con lo cual se genera una buena capacidad y es posible estabilizar estructuras con problemas. Los caissons o excavaciones a cielo abierto reforzados con anillos no son posibles en el suelo blando a profundidades mayores a 8 o 10 m a menos que se construyesen como caissons neumáticos, técnica costosa y que en la actualidad no se utiliza.

Por su parte, Moya (1991) durante el Primer encuentro nacional de Ingenieros de suelos y estructuras, reporta la experiencia local lograda hasta la fecha de varias edificaciones en Bogotá cimentadas en sistemas placa-pilotes, dentro de los cuales están:

- **Proyecto Rafael Núñez**

El proyecto habitacional Rafael Núñez, de propiedad de la Caja de Vivienda Militar, está localizado el occidente de la Ciudad Universitaria en Bogotá. Consta de 58 edificios de 10 pisos y 4500m² de construcción cada uno, agrupados en 11 unidades con semisótano común.

Para la fecha en que Moya escribió el artículo (1991), se habían desarrollado complemente las primeras dos etapas del proyecto y se hallaba en construcción la Tercera Etapa.

Durante la construcción se realizaron dos pruebas de carga sobre pilotes instrumentados de 20 y 30 metros de longitud efectiva y 0.60m de diámetro nominal. Los resultados de las pruebas permitieron determinar la capacidad real por fricción lateral y por la base. Además, en todos los edificios se instalaron puntos para control de asentamiento real del sistema de cimentación.

El subsuelo del lote está formado por una secuencia de arcillas de consistencia media, algo limosas de alta plasticidad con algunas intercalaciones de turba, las cuales sobreyacen a estratos de arena fina limosa densa que se encuentran a partir de 29 a 30 m de la profundidad explorada de 40 m. Se trata de suelos lacustres de origen reciente perteneciente a la Formación Sabana, con un perfil bastante homogéneo en toda el área del proyecto.

La solución que se adoptó finalmente, teniendo en cuenta criterios técnicos y económicos fue la de la placa y pilotes preexcavados de concreto, de 20 m de longitud efectiva. En la primera etapa se emplearon pilotes de 0.60 m de diámetro y en las dos siguientes pilotes de 0.40 m de diámetro. La presión total transmitida por un edificio es de 11.0 t/m² y el alivio por excavación de 4.5 t/m². Los pilotes se diseñaron para

trabajar a un 70% de su capacidad, tomando la carga correspondiente a la presión neta de 6.5 t/m^2 aplicada por los edificios. Los asentamientos máximos calculados a corto y largo plazo fueron de 1.8 y 7.0 cm respectivamente, para un factor de seguridad promedio de 2.4.

Se logró tener un registro muy completo de asentamientos de las dos primeras etapas. Se tienen datos de todos los edificios, de puntos localizados en la periferia y en el centro de cada placa, con los cuales se hicieron gráficas de asentamientos contra el tiempo.

De estas gráficas, en general se observa que la tendencia del movimiento fue creciente, más o menos proporcional con la aplicación de la carga hasta la época de ocupación de los edificios, en donde se alcanzaron asentamientos entre 40 y 50 mm, seguida de una disminución muy notoria de la velocidad de asentamiento.

En general los asentamientos que se habían presentado hasta la fecha de elaboración del artículo, coinciden bastante bien (Moya, 1991) con lo calculado durante la etapa de diseño.

Dichos asentamientos registrados correspondían a los inmediatos durante construcción, en condiciones no drenadas, y a un porcentaje muy alto de los totales.

- **Proyecto Edificio Apotema I**

El Edificio Apotema I se construyó en 1989, en un lote plano de 30.0 m de frente por 30.0 m de fondo, localizado en la Calle 127 con carrera 12 de la ciudad de Bogotá. El edificio destinado a apartamentos, consta de sótano, semi-sótano y diez pisos, cubre un área de 690 m^2 y tiene como característica especial que la torre a partir del sexto piso se reduce en 7 m por el costado occidental, por efecto de exigencias de aislamiento con el lote vecino. Debido a esa distribución arquitectónica las cargas no son simétricas con respecto al centro geométrico del área cubierta por el edificio. La excentricidad resultante debió corregirse con la geometría de la placa de cimentación y la distribución de los pilotes de refuerzo.

El subsuelo está compuesto por una capa vegetal de unos 20 cm de espesor, seguida por un limo algo arcilloso de color café oscuro, oxidado y de consistencia media. Este estrato limoso alcanza una profundidad de 1.50 m, a partir del cual aparece la arcilla habana oxidada, sobreconsolidada por desecación y que se extiende hasta 4.50 o 5.0 m de profundidad. Desde esa profundidad y hasta los 45.0 m, se encuentran arcillas de colores habano oscuro y gris oscuro, de consistencia blanda a media y de alta plasticidad.

Luego de los análisis de varias alternativas de cimentación, se adoptó la solución de placa aligerada en concreto reforzado combinada con 38 pilotes de fricción de 0.60 m de diámetro y 35.0 m de profundidad (29.25 m de profundidad efectiva). Para el diseño, se calculó la capacidad de carga de los pilotes y se efectuaron análisis de modelos de vigas con apoyos elásticos representado a los pilotes y el suelo en contacto con la placa, para todas las vigas principales de la cimentación. Se buscó disponer los pilotes de refuerzo bajo las columnas y en partes intermedias de las vigas en las zonas de concentración de cargas, tratando en lo posible de obtener asentamientos uniformes de manera que los diferenciales fueran mínimos.

Los análisis de asentamientos inmediatos y por consolidación indicaban un asentamiento total del orden de 7.0 a 8.0 cm. A los dos años de funcionamiento incluyendo la época de construcción, el asentamiento medido fue del orden de 8 a 10 cm.

- **Proyecto Edificio Taminango**

El edificio Taminango tiene doce pisos y dos sótanos y para la fecha del artículo escrito por Moya (1991), se encontraba en construcción en un lote de forma rectangular de 45.8m de longitud por 30 m de ancho, localizado sobre la calle 123 con carrera 11B, al norte de la ciudad de Bogotá. Las cargas que transmiten las columnas a la cimentación varían entre 338 y 716 toneladas y las pequeñas excentricidades fueron fácilmente corregidas con la geometría de la placa de cimentación.

La presión total que aplica el edificio incluyendo el peso propio de la placa de cimentación es de 14.80 t/m², y el alivio por excavación de 10.80 t/m². La cimentación

resulta parcialmente compensada y la aplica al suelo de fundación una sobrecarga o presión neta de 4.0 t/m^2 .

El subsuelo del lote de este proyecto, al igual que el del edificio Apotema I y el proyecto Rafael Núñez, es típico de la Formación Sabana y está constituido por material arcilloso de alta plasticidad a partir de 2.0 m y se extiende hasta 36.0 m de profundidad. A continuación aparecen unas arenas finas sueltas a medianamente densas. Los dos primeros metros arcillosos son de color habano, se les encuentra oxidados y fisurados, y de consistencia media a firme. Sigue una arcilla gris verdosa a gris oscura, de consistencia blanda a media con resistencia al corte no drenada, $C_u = 2.0$ a 4.0 t/m^2 . Intercalados con estas arcillas se presentan estratos de turba de poco espesor. En general se encuentran ligeramente sobreconsolidadas, con relaciones de sobreconsolidación entre 1.5 y 2.0.

Se llegó a la conclusión de que la solución de cimentación técnica y económicamente más adecuada para el edificio Taminango consiste en placa aligerada combinada con pilotes de fricción del tipo preexcavados de concreto y fundidos in situ.

Considerando que la placa transmite al suelo una carga equivalente a la resultante del alivio por excavación y los pilotes la presión neta con un factor de seguridad del orden de 2.0, se obtuvo un sistema conformado por una placa de 920 m^2 de área, reforzada con 46 pilotes de 35 m de profundidad (28.0 m de longitud efectiva) y 0.60 m de diámetro. Para esta cimentación se calcularon asentamientos totales de 8 cm.

Durante la etapa de excavación se tuvieron algunos problemas de inestabilidad que originó una expansión del fondo de excavación entre 10 y 20 cm, muy superior a la calculada en la etapa de diseño y por lo tanto los asentamientos por recompresión debieron resultar superiores a los calculados.

- **Torre 2 - Edificio Cosmos 100**

Durante el III Encuentro de Ingenieros de suelos y estructuras en el año 2003, Durán presentó el caso histórico de otro edificio en Bogotá llamado Hotel Cosmos 100 cimentado en un sistema placa-pilotes, en su conferencia llamada "Optimización de un

sistema de cimentación placa-pilotes en el depósito lacustre de Bogotá”. Este caso histórico se describirá ampliamente en el Capítulo 11 de este documento.

4 DEPOSITO LACUSTRE DE BOGOTÁ

4.1 Generalidades

La ciudad de Bogotá se localiza en promedio a 2650 m de altura sobre el eje de la cordillera oriental. Geomorfológicamente se diferencian dos zonas: 1. La plana, ubicada hacia la parte central del área, en donde se concentra la mayor parte de la población y 2. De relieve montañoso con una parte habitada, otra dedicada a la minería de tajo abierto y otra aun no intervenida por el hombre, localizada en los sectores oriental y suroccidental de la ciudad.

La zona plana es drenada por el río Bogotá que corre en sentido NE – SW con sus afluentes Tunjuelito, Fucha y Juan Amarillo. La zona montañoso es drenada por los ríos Tunjuelito, San Francisco y quebradas de menor caudal que corren en sentido S – N y E – W.

Geológicamente la ciudad se localiza sobre un extenso relleno sedimentario que conforma la sabana de Bogotá, y está rodeada por cerros constituidos por rocas de tipo arenisca, arcillolitas y conglomerados.

La sabana de Bogotá corresponde con una gran cuenca sedimentaria de origen fluvial y lacustre que fue rellena por depósitos de suelos a lo largo del último millón de años (Instituto Geográfico Agustín Codazzi, 1995). Los depósitos presentan una transición desde los bordes donde se encuentran suelos aluviales y coluviales predominantemente granulares formando abanicos y conos, hacia la parte central del antiguo lago donde predominan superficialmente arcillas y limos arcillosos de origen lacustre muy blandos. El espesor máximo de los depósitos alcanza cerca de 500 m. La amenaza sísmica en la ciudad calculada por métodos probabilísticos en términos de aceleración máxima del terreno en roca, de acuerdo con el Estudio Nacional de Amenaza Sísmica (Asociación Colombiana de Ingeniería Sísmica, 1997) es de 0,2g para un periodo de diseño de 50 años y probabilidad de excedencia del 10% (período de retorno de 475 años). Los sismos de diseño incluyen sismos cercanos de relativa baja magnitud (Magnitud 5 a 6), sismos regionales de magnitud máxima del orden de 7, y sismos lejanos originados en la zona de

subducción del pacífico de alta magnitud (hasta 8). La respuesta dinámica de estos suelos es de gran importancia para el diseño sísmico de las estructuras.

Debido a las condiciones particulares de suelos en la ciudad se realizó el Estudio de Microzonificación Sísmica de Bogotá (INGEOMINAS-Universidad de los Andes, 1997). Este estudio incluyó una revisión de la amenaza sísmica de la ciudad, geología y zonificación geotécnica, caracterización de suelos mediante perforaciones profundas y ensayos dinámicos de laboratorio, y análisis de respuesta dinámica a partir de lo cual se definieron 5 zonas con espectros de amenaza sísmica para la ciudad. Estas zonas corresponden a: zona 1 de cerros, zona 2 de piedemonte, zona 5 de abanicos aluviales y dos zonas de depósitos lacustres (3 y 4) diferenciadas por la profundidad del depósito. Para los análisis de respuesta se utilizaron modelos unidimensionales de propagación de ondas para las zonas planas y modelos bidimensionales para las zonas de piedemonte.

4.2 Zonificación geotécnica

El suelo de Bogotá se puede dividir en 5 zonas típicas:

- Zona de roca
- Zona de arcillas duras
- Zona de arcillas duras y expansivas
- Zona de arcillas blandas (Formación Sabana)
- Zona de coluviones, talus y conos de deyección

El tema del trabajo de grado es sobre cimentaciones en suelos blandos, por este motivo solo se hará la descripción de la zona 4 conformada por arcillas blandas de la Formación Sabana.

Estas arcillas blandas están localizadas al norte de la ciudad de Bogotá; esta zona presenta una superficie relativamente plana con pocas y atenuadas ondulaciones. Es cruzada por el río Bogotá y algunos de sus afluentes. En esta zona se localizan los depósitos más compresibles de la ciudad, de tipo lacustre y fluvial, que corresponden a suelos blandos que se encuentran en proceso de consolidación.

4.3 Formación Sabana

Está constituida por depósitos lacustres, de pantano y marginales que llenan la cuenca de la Sabana. Son de origen cuaternario y reciente, y están constituidos por capas de arcillas plásticas, arcillas turbosas, restos vegetales y arenas de finas a medias. Hacia los bordes aumenta la proporción de arena y se presentan bancos irregulares de bloques, piedras y cantos más o menos angulares, que forman depósitos aluviales de ríos y quebradas que fluyen desde dichos cerros. Se incluyen además algunos depósitos eólicos de cenizas volcánicas y otros de tipo glacial y fluvioglacial que se encuentran en las áreas altas en los alrededores de la sabana. Su espesor es variable, suele pasar de los 200 metros y alcanza hasta los 500 metros en algunas zonas.

En general la parte inferior de la formación se depositó en condiciones fluviales y de pantano y está constituida por arenas arcillosas con gravas y un nivel de turbas hacia la parte superior de esta primera zona. La parte superior de la formación presenta un depósito lagunar en el cual se encuentran varios niveles de turba indicativos de por lo menos tres periodos interglaciales. Está formada básicamente por arcillas plásticas, localmente con lentes de arena.

En los bordes de la Sabana se encuentran secuencias de suelos formados por depósitos coluviales de varios metros de espesor. Están formados por bloques y cantos de arenisca cuarzosa angulares y subangulares, con fragmentos ocasionales de arcillolita gris. Este material grueso se encuentra dentro de una matriz que varía en textura entre arcillo limosa a limo arenosa.

4.4 Características de las arcillas blandas de la Formación Sabana

4.4.1 Mineralogía

Algunos ensayos de difracción de rayos X y análisis con el microscopio electrónico han permitido establecer que estas arcillas contienen caolinita como mineral predominante, acompañado de montmorillonita, vermiculita e illita, principalmente, así como diatomeas en forma sensible. En general estos minerales están presentes en las arcillas de la Formación Sabana en todo su espesor, aunque su proporción varía, encontrándose en algunos niveles montmorillonita, vermiculita o illita como minerales predominantes. Estas

variaciones son consecuencia del régimen de depositación muy variable, caracterizado por épocas húmedas alternadas por otras más secas, lo que produjo variaciones en el contenido de sólidos de las corrientes que llegaban a la cuenca.

Por otra parte, en el periodo de formación del depósito se presentó una intensa actividad volcánica en la cordillera central, que pudo haber aportado cantidades importantes de cenizas volcánicas en capas de extensión y espesor variables en diferentes zonas de la Sabana, la cual también introduce variaciones en la composición mineralógica de diversas zonas y niveles.

4.4.2 Propiedades índice

Las propiedades índice de los diferentes estratos de arcilla varían dentro de límites más o menos definidos. Esto permite hacer un estimativo inicial de sus características y resistencia y deformabilidad, de interés en la solución de los problemas de cimentaciones.

En este caso se trata de arcillas limosas de alta plasticidad que se encuentran sobreconsolidadas especialmente cerca de la superficie ($RSC = 4$). La relación de sobreconsolidación disminuye con la profundidad hasta alcanzar valores de 1,2 y 1,5 a unos 8 metros por debajo de los cuales permanece aproximadamente constante. Coincidiendo con esta variación en la relación de sobreconsolidación se presenta una disminución del peso unitario del 1,8 a 1,3 t/m³, un aumento en el contenido de humedad de 40 a 120% aproximadamente. El límite plástico varía entre 30 y 50% en todo el depósito y el límite líquido aumenta con la profundidad entre 100 y 180%, de manera más o menos paralela a la relación de sobreconsolidación; a partir de los 10 metros continúa fluctuando entre 120 y 180%, dependiendo de las características de las diferentes capas de arcilla. Ocasionalmente hay estratos, en especial en sectores como Niza, al noroccidente de Bogotá, que tienen un contenido de humedad y unos límites excepcionalmente altos ($w_n = 290%$, $LL = 420%$, $LP = 130%$), lo cual probablemente se deba a niveles ricos en montmorillonita. En la Figura 4.1 se muestran las propiedades índices de las arcillas blandas de la Formación Sabana existentes en Bogotá, en comparación con otras arcillas a nivel mundial, como por ejemplo las arcillas volcánicas de la ciudad de México.

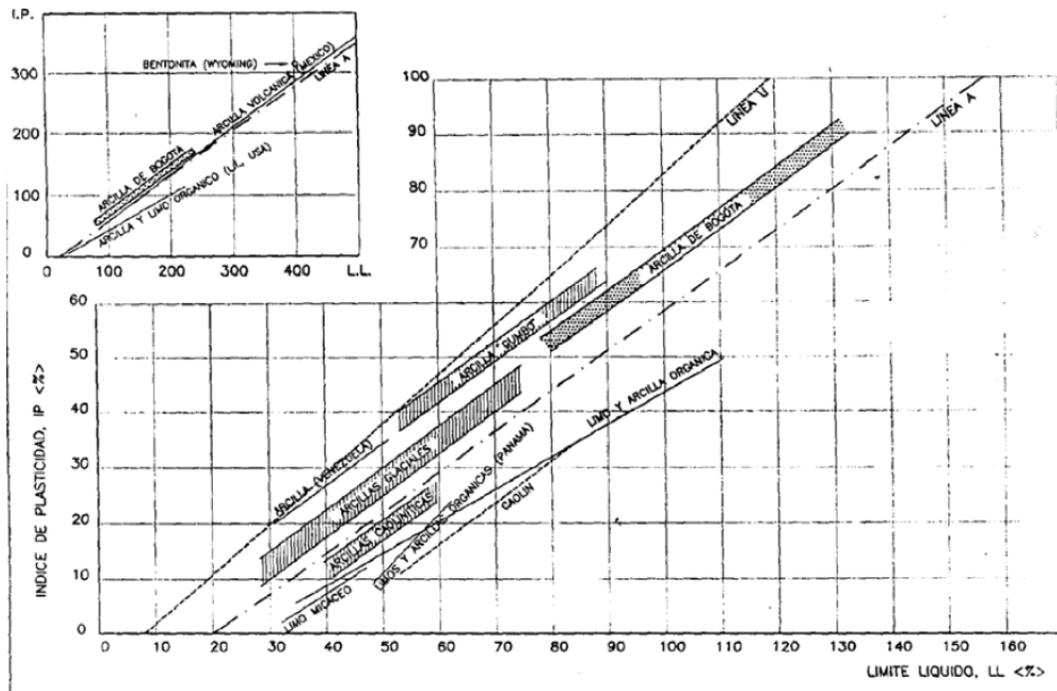


Figura 4-1 Carta de plasticidad de Casagrande. Arcilla de Bogotá (Espinosa, 1999). Tomado de Orozco (2006).

En un intento por obtener correlaciones que permitan hacer estimativos preliminares de diseño, y con el fin de comparar las características de las arcillas de Bogotá con las de otras reportadas en la literatura, tanto en su comportamiento general como en los valores de sus parámetros de resistencia y deformabilidad, se realizó una serie de correlaciones con base en los datos obtenidos en unos 50 estudios de suelos para cimentaciones en la zona arcillosa de la ciudad. Los parámetros analizados se obtuvieron en ensayos de consolidación unidimensional lenta, resistencia al corte con veleta de campo y laboratorio, resistencia a la penetración con cono y ensayos de compresión triaxial UU, CU. Estas correlaciones son un buen indicativo de las propiedades generales de las arcillas de Bogotá y su posible intervalo de variación.

Correlación entre el límite líquido y el índice de compresión virgen para las arcillas de la Formación Sabana:

$$C_c = 0.0136(LL - 19) \quad (4.1)$$

Correlación entre la humedad natural y el índice de compresión virgen para las arcillas de la Formación Sabana:

$$C_c = 0.018(w_n - 16) \quad (4.2)$$

Correlación entre el índice de compresión virgen y el índice de recompresión para la arcilla de Bogotá:

$$C_r = 0.096 \cdot C_c^{0.863} \quad (4.3)$$

Para definir el grado de sobreconsolidación a partir de correlaciones, habitualmente se utiliza la relación entre la resistencia al corte no drenada y el esfuerzo de preconsolidación en función del índice de plasticidad, la cual tiene la siguiente correlación:

$$\frac{C_u}{\sigma_{vo}} = 0.2687 + 0.00063 \cdot IP \quad (4.4)$$

4.4.3 Características geomecánicas

Las características de resistencia y deformabilidad de las arcillas blandas están estrechamente relacionadas entre sí, y dependen en gran medida de su origen y en particular de la historia de esfuerzos a la que se han visto sometidas. En este sentido se puede hacer una gran distinción entre el comportamiento bajo esfuerzos en el rango normalmente consolidado, caracterizado por el flujo plástico del material, grandes deformaciones y desarrollo de altas presiones de poros, y el comportamiento en el rango sobreconsolidado donde el suelo se deforma de manera más o menos elástica y se generan presiones de poros bajas (en ocasiones negativas) que se disipan rápidamente. Teniendo en cuenta estas consideraciones es importante en primer lugar determinar los mecanismos causantes de la preconsolidación y la magnitud de esta.

Las arcillas blandas de la sabana son de origen lacustre reciente, como se dijo anteriormente, por lo que no se han visto sometidas a procesos de carga o descarga fuertes, ni a ambientes físicos o químicos muy diferentes a los de su formación. Por esta razón no presentan relaciones de sobreconsolidación muy altas, ni evidencias de comportamiento de un material sobre consolidado por la acción de cementantes de tipo químico. Los únicos mecanismos que se han identificado como causantes de sobreconsolidación de estas arcillas son la desecación, el cambio en los esfuerzos

efectivos por variaciones en los niveles piezométricos del agua subterránea y la sobreconsolidación aparente por efecto de la compresión secundaria.

El efecto de la desecación y las variaciones del nivel freático superficial han producido una capa medianamente sobreconsolidada en los primeros 5 a 10 metros de profundidad, con relaciones de sobreconsolidación que típicamente varían entre 3 y 5 cerca de la superficie, y 1.2 a 2 hacia el final de la zona afectada por este proceso. El cambio de los niveles piezométricos en los lentes de arena que se encuentran intercalados en algunas zonas, y su efecto drenante, han hecho que la arcilla en contacto, y cerca de estos estratos, exhiba presiones de preconsolidación generalmente mayores que las registradas en materiales similares donde no existen dichos estratos arenosos.

Por otra parte el efecto de la compresión produce una sobreconsolidación aparente, que tiene su efecto en el valor de la relación de sobreconsolidación calculada a partir de las curvas de compresibilidad, el cual es del orden de 1,2 a 1,5 y aproximadamente constante con la profundidad, a partir de donde termina el efecto de la sobreconsolidación debida a la desecación.

4.4.4 Estratificación

La estratificación se puede resumir de manera general en la siguiente forma:

- 0,0 a 0,5m
Suele encontrarse un relleno de materiales de construcción, basuras o tierra proveniente de otros lugares.
- 0,5 a 1,0m
Subyace a este relleno una capa vegetal que consiste en limos y arcillas negras y orgánicas con raíces.
- 1,0 a 2,5m
Capa de arcilla limosa carmelita preconsolidada, por desecación, ocasionalmente fisurada.
- 2,5m hasta la roca
Arcilla limosa gris y/o carmelita, con tonos verdosos, indicativos de materia orgánica. Se caracteriza por tener humedad alta, resistencia baja, plasticidad y compresibilidad altas. Los tres o cuatro primeros metros de este estrato se encuentran medianamente

preconsolidados. En algunos sectores se encuentran pequeñas capas de arenas y gravas, así como también turbas. Por su naturaleza arcillosa su permeabilidad es muy baja. Los niveles freáticos varían entre 1 y 9 metros de profundidad.

4.4.5 Propiedades geomecánicas

Resistencia: la resistencia a la compresión inconfina da del limo carmelito superior que se encuentra preconsolidado varía entre 5 y 17 t/m² (10 t/m² en promedio). En la arcilla gris y carmelita los primero 3 o 4 metros que se encuentran preconsolidados tienen una resistencia a la compresión inconfina da entre 3 y 9 t/m² (6 t/m² en promedio). La arcilla inferior tiende a tener valores constantes con la profundidad entre 2 y 8 t/m². Los estratos de turba que ocasionalmente se encuentran presentan valores de compresión inconfina da entre 1 y 2,5 t/m². Los valores típicos de resistencia a largo plazo para las arcillas de Bogotá son:

- Esfuerzos efectivos

$$c' \quad 0,0 - 4,5 \text{ t/m}^2$$

$$\phi' \quad 20^\circ - 35^\circ$$

- Esfuerzos totales

$$c \quad 1,0 - 4,5 \text{ t/m}^2$$

$$\phi \quad 10^\circ - 20^\circ$$

Compresibilidad: la arcilla empieza a ser normalmente consolidada hacia los 6 u 8 metros de profundidad. El estrato superior carmelito presenta un índice de compresibilidad entre 0,6 y 1,4, el índice de recompresión entre 0,05 y 0,27 y la relación de vacíos entre 1,37 y 2,45. La arcilla gris y carmelita presenta un índice de compresibilidad variando entre 0,85 y 3,0, el coeficiente de recompresión entre 0,24 y 0,45 y la relación de vacíos entre 1,8 y 4,2.

4.4.6 Correlaciones de las propiedades índice

Propiedad	Limo carmelito	Arcilla gris y carmelita
Peso unitario, t/m ³	1,48 a 1,68	1,1 a 1,62
Gravedad específica	2,43 a 2,71	2,17 a 2,97
Humedad natural, %	50 a 120	60 a 170
Límite líquido, %	70 a 140	60 a 260
Límite plástico, %	25 a 70	25 a 80

Tabla 4.1. Orden de magnitud de las propiedades índices de los suelos blandos de la ciudad de Bogotá.

Las correlaciones encontradas para la arcilla de esta zona son:

- Entre el índice de compresibilidad y el límite líquido:

$$C_c = 0,01038 \cdot LL + 0,13042 \quad (4.5)$$

- Entre el índice de compresibilidad y la humedad natural

$$C_c = 0,01163 \cdot w + 0,27865 \quad (4.6)$$

- Entre el coeficiente de recompresión y el índice de compresibilidad

$$\log C_r = 1,97293 + 0,45913 \cdot \log C_c \quad (4.7)$$

4.4.7 Nivel freático

El nivel freático de las arcillas blandas está a diferentes profundidades en las diferentes zonas (Orozco, 2006); es usual encontrarlo a 1 o 2 m de profundidad en zonas blandas (Lago, Toberín, San José de Bavaria, etc.) y a profundidades entre 3 y 4 m en las zonas construidas y desarrolladas hace más de 20 o 30 años (Niza, Normandía, Nicolás de Federmán, etc.). En algunas zonas se encuentra aún a mayor profundidad (zona de Siberia, Funza).

Sin embargo no es fácil detectar la verdadera posición de la tabla de agua o nivel de aguas libres, pues la arcilla es de muy baja permeabilidad y lo que usualmente se detecta son niveles colgados que varían estacionalmente en los suelos más superficiales. Como ejemplo están las aguas que se detectan en limos cafés y limos orgánicos más superficiales, que por ser más permeables pueden acumular agua en épocas de lluvia y que igualmente pueden perderla en épocas de verano, así como en capas arenosas cerca de los ríos o cerca al piedemonte. También hay aguas colgadas en grietas de tensión o de desecación en zonas como las áreas periféricas a la Autopista El Dorado, y en las áreas cercanas a Siberia-Funza. En estas zonas las grietas llegan a profundidades entre 5 y 6 m bajo la superficie y se encuentran llenas de agua (hasta unos 2 o 3 metros de profundidad bajo la superficie). El agua de las grietas fluye abundantemente hacia las excavaciones de sótanos o alcantarillados.

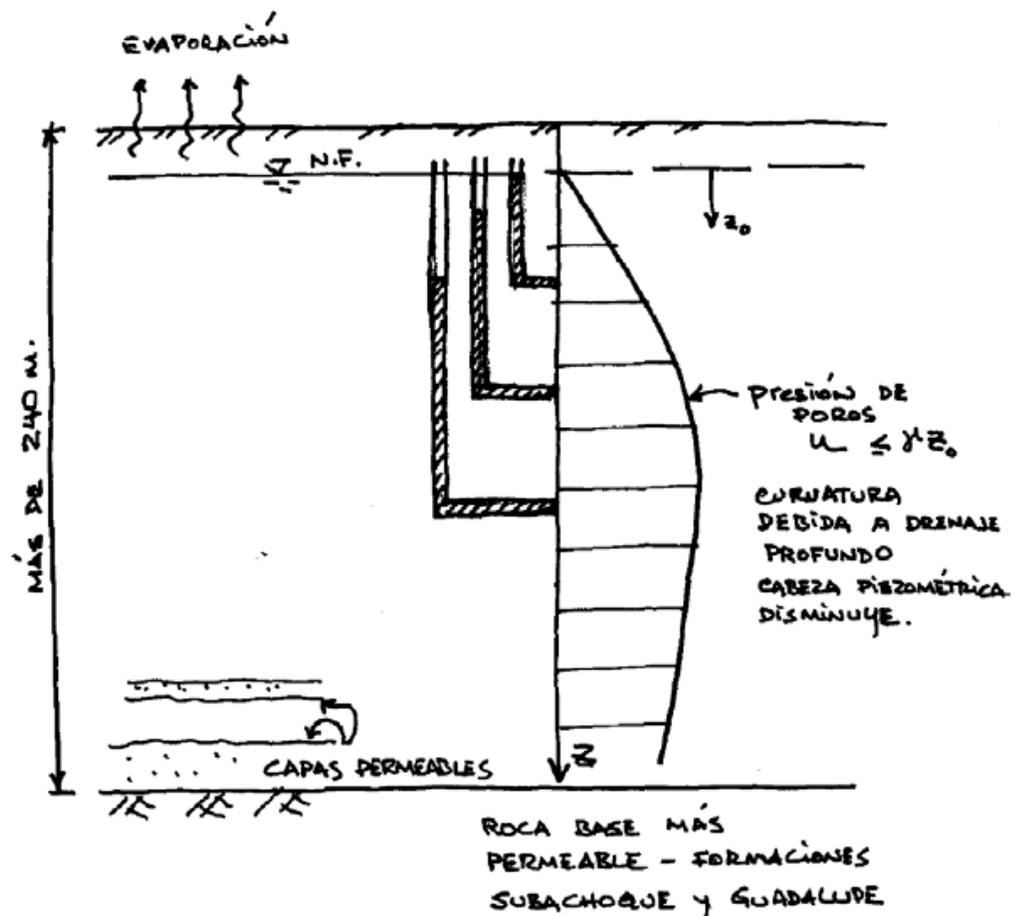


Figura 4-2 Modelo de Orozco (2006) de la cabeza piezométrica en el depósito lacustre de Bogotá.

Según Orozco (2006) es muy usual encontrar cabezas piezométricas más bajas en los suelos más profundos, posiblemente porque hay un flujo vertical hacia abajo y el terreno se está desecando a través de dos fuentes, a saber: 1. La capa base rocosa del acuífero (o en algunos casos a través de capas arenosas intermedias) y 2. Por la desecación superficial. Ver Figura 4.2.

La primera fuente de desecación genera el descenso del nivel freático y flujo hacia abajo mientras que la segunda genera también descenso del nivel freático pero sin flujo de agua a no ser por el flujo de capilaridad hacia la superficie. Estos dos eventos son los causantes del fenómeno de subsidencia existente en la Sabana de Bogotá.

5 SISTEMA PLACA - PILOTES

De acuerdo con Moya (1991), el termino placa-pilotes identifica un sistema de cimentación (Figura 5.1) por medio del cual la carga del edificio se transfiere al suelo de fundación, en parte por la presión de contacto entre la placa y el suelo subyacente y en parte por la fricción lateral entre los pilotes y el suelo que los rodea.

Muchas estructuras pueden cimentarse sobre placas en depósitos de suelos arcillosos, con un adecuado factor de seguridad contra la falla por capacidad portante. Sin embargo, se ha demostrado que bajo condiciones normales de trabajo, los asentamientos son proporcionales a las dimensiones en planta de las placas y pueden resultar excesivos para la mayoría de las grandes estructuras. Cuando se acude a los pilotes para reducir el asentamiento, usualmente se supone en el diseño que toda la carga es soportada por los pilotes. Esto trae como resultado una dramática reducción de los asentamientos a valores muy pequeños, si se les compara con los asentamientos de la placa, pero usualmente se olvida que esta reducción es debida al trabajo combinado de la placa y los pilotes o el efecto de bloque proporcionado por el suelo entre los pilotes cercanamente espaciados, con lo cual el factor de seguridad real resulta excesivamente alto. Esta no es una filosofía de diseño satisfactoria y resulta más lógico sí el número de pilotes se relaciona directamente con la reducción que se requiere para los asentamientos, esto es, calculando primero el asentamiento de una placa no piloteada y luego estimando la reducción de asentamientos que se obtiene después de adicionar uno o más pilotes que movilizan la totalidad de su capacidad de soporte. La carga soportada por la placa se ve reducida en la fracción tomada por los pilotes y el asentamiento se aproxima a la suma de dos componentes, el necesario para movilizar la capacidad portante del grupo de pilotes y el requerido para desarrollar la carga de trabajo de la placa. Si la reducción en el asentamiento alcanzado es inadecuada, el proceso se repite hasta lograr el número óptimo de pilotes. Sin embargo, a medida que se aproxima al comportamiento de bloque, la contribución de cada pilote adicional a la reducción del asentamiento es cada vez menor, hasta hacerse nula. En este caso límite la capacidad de carga y el asentamiento dependen de las dimensiones del bloque y de las propiedades del suelo.

El problema con este tipo de fundaciones radica en la modelación de la interacción entre los elementos portantes placa y pilotes, lo cual es necesario para el diseño. Esto exige un gran esfuerzo de proyecto y cálculo, así como la ejecución de mediciones de monitoreo geotécnico para la observación del comportamiento del edificio y para la verificación de los cálculos realizados.

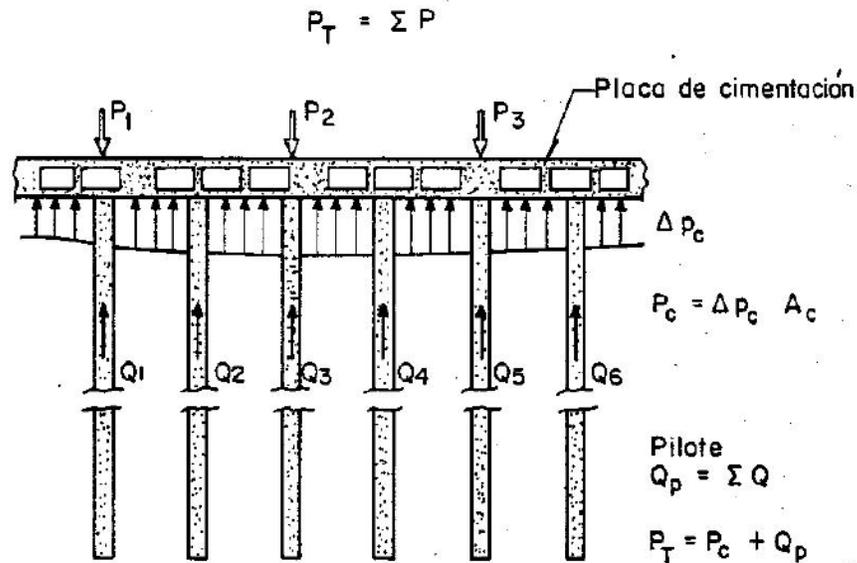


Figura 5-1 Esquema de interacción placa-pilote-suelo.

Un sistema de cimentación placa-pilotes se caracteriza por el coeficiente α_L , que representa la relación entre la carga que toman los pilotes y la carga total de la fundación:

$$\alpha_L = \frac{\text{Carga tomada por los pilotes}}{\text{Carga total aplicada}} = \frac{\sum R_{pil,i}}{R_{tot}} \quad (5.1)$$

Este coeficiente puede tomar valores entre 0 y 1 (Ver figura 3.1). En caso de que $\alpha_L = 1$, se trata de una cimentación pura sobre pilotes; para $\alpha_L = 0$ se trata de una cimentación directa (losa en este caso). La experiencia muestra que para obtener una reducción efectiva de los asentamientos el valor de α_L debe ubicarse cerca de 0.6 (Guzmán y Achmus, Revista BIT, 2003, basado en Katzenbach et al., 1997).

Mientras que para el diseño de una cimentación pura sobre pilotes, basta con adoptar un modelo de la capacidad de carga de los pilotes del lado de la seguridad, para el sistema

placa-pilotes se hace necesario conocer con mucha mayor precisión las características de la relación carga-deformación de los pilotes, dado que el comportamiento del conjunto depende fuertemente de éstas. Por ejemplo, pilotes muy rígidos podrían producir punzonamiento en la losa, mientras que pilotes muy poco rígidos llevarían a asentamientos diferenciales importantes.

El cálculo se dificulta por el hecho que además de la influencia recíproca entre la placa y los pilotes, existen interacciones de grupo entre los pilotes, entre pilotes y suelo y además entre losa y suelo, las cuales también deben ser consideradas en el diseño. Esto hace que el cálculo de los sistemas placa-pilotes sea un problema complejo, que por lo general solo puede ser resuelto mediante métodos numéricos bajo la suposición de una ley de comportamiento del suelo no-lineal.

5.1 Criterios de diseño

A continuación se enuncian los criterios más divulgados sobre la cantidad y la capacidad de los pilotes que deben complementar el trabajo de la placa, para lograr que el sistema funcione exitosamente. La variedad de criterios es la siguiente (Durán, 2003):

- Para que se pueda establecer un sistema placa – pilotes, la sumatoria de las capacidades últimas de los pilotes debe ser menor que la carga aplicada por la estructura, incluido el peso propio de la losa de cimentación.
- En un sistema placa – pilotes las puntas de los pilotes no pueden alcanzar, ni mucho menos estar embebidas dentro de, un estrato altamente competente inferior que se encuentre debajo de una secuencia de suelos blandos compresibles, sino que, por el contrario, las puntas de los pilotes deben ir penetrando el suelo sin una restricción significativa.
- El número de pilotes será tal que, trabajando a la falla, tomen el 100% del peso muerto del edificio o estructura.
- Cuando hay sótanos y un importante porcentaje de compensación por excavación, el número de pilotes será tal que los pilotes, trabajando a la falla, tomen la carga no compensada del edificio ($A_{\text{placa}} \times q_n$).

- Alternativamente, el número de pilotes será tal que los pilotes tomen la carga no compensada del edificio ($A_{\text{placa}} \times q_n$) sin alcanzar la falla, sino trabajando con un margen de seguridad de 1.5 a 2.0.
- La aparición de fricción negativa en la parte superior de los pilotes es incompatible con el trabajo del sistema placa – pilotes, pues si se diera la fricción negativa, significaría que los pilotes solos, sin la participación de la placa, tendrían una capacidad última mayor que el peso del edificio o estructura y, por ende, la cimentación sería netamente profunda de pilotes, aunque estuvieran “amarrados” por una losa corrida.

5.2 Filosofías de diseño

Randolph (1994) definió tres filosofías diferentes de diseño, con respecto a sistemas placa - pilotes, a saber:

- El “enfoque convencional”, en que los pilotes son diseñados como un grupo para soportar la mayor parte de la carga, con la placa contribuyendo en algo, a capacidad última de carga de los pilotes.
- Pilotes de fluencia en donde los pilotes son diseñados para operar bajo cargas de trabajo con un significativo desplazamiento (creep) inicial, bajo una carga típica del 70 a 80% de la capacidad última de carga. Moya (1991) describe la “carga de fluencia” como la carga del pilote que causa un estado de falla por fluencia o creep. Suficientes pilotes son incluidos para reducir la presión neta de contacto entre la placa y el suelo, de tal forma que se tenga una presión menor a la presión de preconsolidación del suelo. Es decir, la carga del edificio en exceso a la presión de preconsolidación de la arcilla se supone que será soportada por los pilotes, mientras que la carga restante (o sea el incremento de esfuerzo hasta la presión de preconsolidación) se supone soportada por la presión directa de contacto entre la placa-suelo (Moya 1991).
- Control de asentamientos diferenciales, en donde los pilotes son localizados estratégicamente para reducir primordialmente los asentamientos diferenciales, más que para reducir sustancialmente el asentamiento promedio general.

En adición, hay una versión extrema de los pilotes de fluencia, en donde los pilotes son utilizados al 100% de su capacidad última de carga. En este caso los pilotes son utilizados

sobre todo para reducir asentamientos, sin embargo también contribuyen a aumentar la capacidad última de carga del sistema entero de la fundación.

Poulos (2001) establece que los últimos tres conceptos arriba descritos son los más conducentes al diseño económico de la fundación, y reconoce que son a los que hay que profundizar en su análisis.

Otro enfoque en que se pueden agrupar los criterios o enfoques de diseño, son los descritos por De Sanctis et al (2001) y Viggiani (2001), en donde agrupan los sistemas placa-pilotes en dos grupos:

- Pequeñas placa-pilotes, en donde la razón primordial para adicionar pilotes es la de aumentar el factor de seguridad (típicamente para placas con anchos entre 5 a 15 m).
- Grandes placa-pilotes, en donde la capacidad portante es suficiente para tomar las cargas aplicadas con un margen razonable de seguridad, pero los pilotes son requeridos para reducir el asentamiento total general y/o controlar los asentamientos diferenciales. En estos casos, el ancho de la placa es grande en comparación con la longitud de los pilotes.

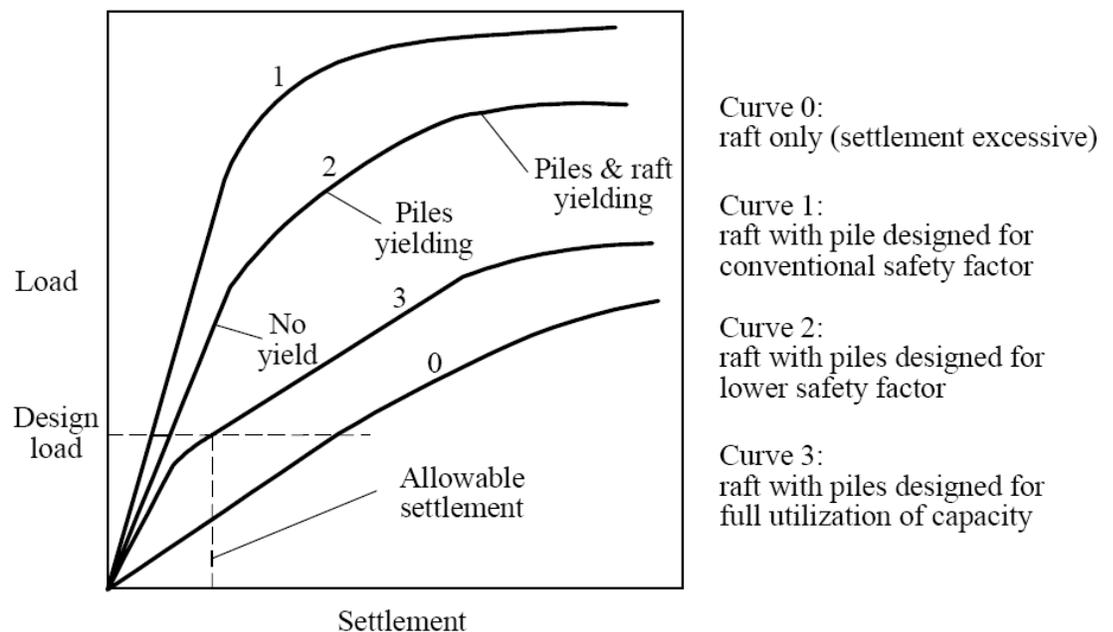


Figura 5-2 Curva carga-asentamiento para un sistema placa-pilotes de acuerdo con las distintas filosofías de diseño.

La Figura 5.2 ilustra, conceptualmente, el comportamiento carga-asentamiento de los sistemas placa-pilotes según las filosofías de diseño enunciadas. La Curva 0 muestra el comportamiento de la placa solamente (sin pilotes), para la que se tiene un asentamiento excesivo para la carga de diseño. La Curva 1 representa la filosofía de diseño convencional, para la cual el comportamiento del sistema de la placa-pilotes es gobernado por el comportamiento del grupo de pilotes, el cual puede ser en gran parte lineal para la carga de diseño. En este caso, los pilotes toman la gran mayoría de la carga. La Curva 2 representa la de los pilotes de fluencia donde los pilotes trabajan con un factor de seguridad más bajo, pero porque hay pocas pilas, caso en el que la placa toma más carga que para la Curva 1. La curva 3 ilustra el criterio de usar los pilotes como reductores del asentamiento, y de utilizar la capacidad total de los pilotes para la carga de diseño. Por lo tanto, la carga-asentamiento puede ser no lineal para la carga de diseño, pero sin embargo, el sistema total de la fundación tiene un margen adecuado de seguridad, y el criterio del asentamiento está satisfecho. Por lo tanto, el diseño representado por la Curva 3 es aceptable y es probablemente más económico que los diseños representados por las Curvas 1 y 2.

5.3 Grupo infinito de pilotes

Una limitación importante en los modelos elásticos es la restricción total al deslizamiento pilote-suelo. No parece muy conocido el concepto de que en un grupo de pilotes de fricción, la resistencia por fricción no se desarrolla a lo largo del pilote de arriba hacia abajo como en los pilotes aislados, sino de abajo hacia arriba. En el caso de un grupo infinito, las secciones verticales intermedias entre filas de pilotes vecinos, son planos de simetría y el esfuerzo cortante sobre estos planos es nulo.

La Figura 5.3 muestra la dependencia entre el espaciamiento entre pilotes y la resistencia lateral desarrollada para una determinada carga sobre un pilote por fuera del grupo. En la Figura 5.4 se presenta un método simple de cálculo para el caso de pilotes rígidos y comportamiento rígido/plástico de la resistencia lateral y $Q_b=0$ (Capacidad última por punta).

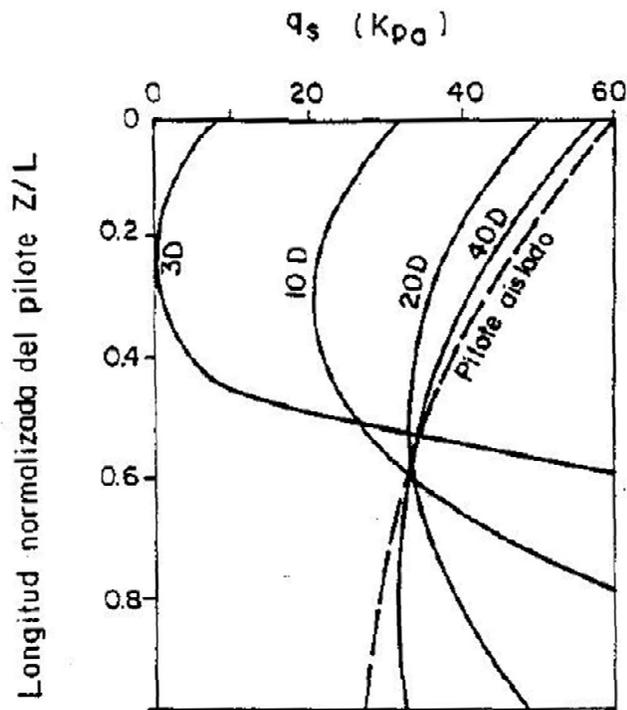


Figura 5-3 Dependencia entre desplazamiento del pilote y resistencia lateral (Franke, 1991 –tomado de Moya, 1991)

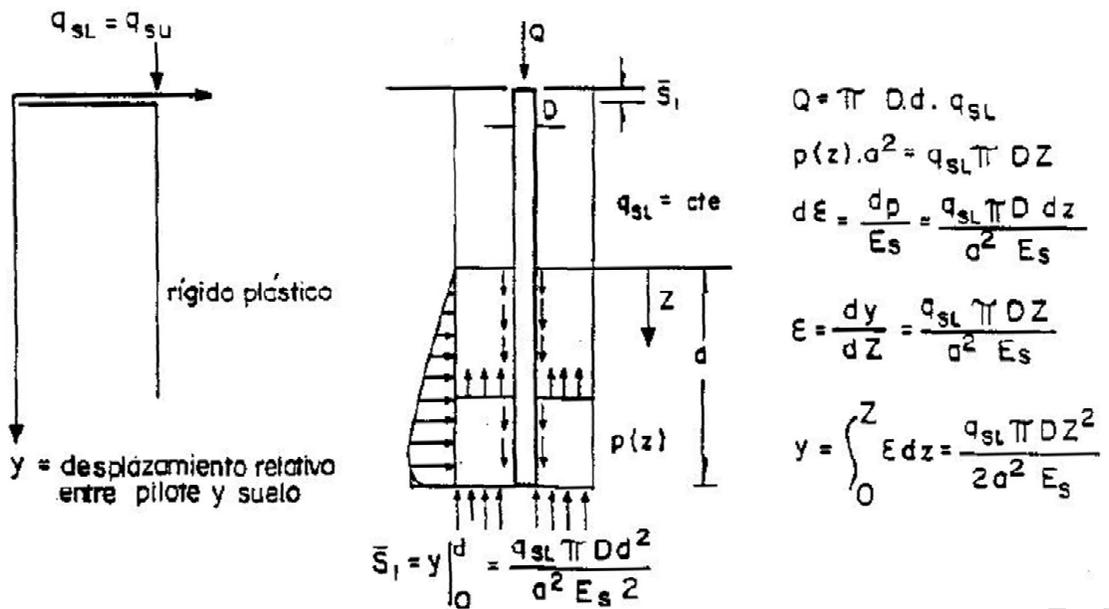


Figura 5-4 Modelo de cálculo simple para pilotes rígidos y comportamiento rígido/plástico de la resistencia del vástago (Moya, 1991)

La consecuencia de estas consideraciones sobre la resistencia del vástago es que, en el caso de grupo de pilotes de fricción, ésta tiende rápidamente a su valor último (f_{su}) en la proximidad de la base del pilote, aun bajo cargas relativamente bajas. Por lo tanto, la suposición de adherencia total entre pilote-suelo, en el caso de grupo de pilotes y sistema placa-pilotes, causa errores.

En el caso de pilotes de fricción bajo sistemas placa-pilotes, el desarrollo de la resistencia por fricción lateral desde la base hacia arriba es causado adicionalmente por el hecho que la placa, los pilotes y el suelo entre ellos son obligados a moverse juntos hacia abajo por condiciones cinemáticas.

5.4 Capacidad límite del sistema placa-pilotes

La carga tomada por la placa y por los pilotes y el asentamiento del sistema placa-pilotes pueden ser estimados por medio de métodos simplificados (Poulos y Davis – 1980, Poulos, Davis y Randolph – 1994, Burland – 1995, Katzenbach – 1999, Lutz - 2002) para verificar el estado límite de servicio (ELS) de la fundación. Otro criterio es el estado límite último (ELU).

El problema de la capacidad portante de la placa-pilotes es bastante complicado y no hay un único mecanismo que gobierne la falla de este complejo sistema combinado de pilotes, suelo y placa. Incluso estudios numéricos con sofisticadas leyes constitutivas no conducen a resultados confiables (El-Mossallamy, 2006).

Aunque este criterio de diseño parezca algo exagerado porque en la mayoría de los casos de placa-pilotes el estado límite de servicio de la superestructura debería ser decisivo (Franke et al. 2000), un método racional simplificado para estimar la capacidad portante de la placa-pilotes debería ser útil para cumplir con los requisitos de diseño.

Cualquier método simplificado debe considerar que la resistencia última a lo largo del fuste del pilote se desarrolla para pequeños desplazamientos relativos pilote-suelo del orden de 1 a 2% del diámetro del pilote (para un comportamiento plástico esfuerzo-deformación rígido), así como la notable fluencia del suelo en la base del pilote que requiere grandes asentamientos (cerca del 10% del diámetro del pilote) para la falla. Por lo

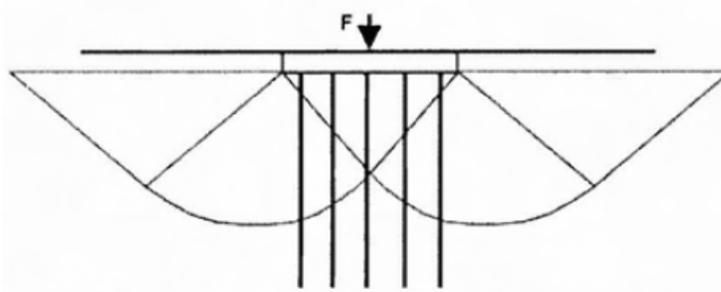
contrario, para grandes placas se requieren grandes asentamientos relativos del orden de decímetros o aún más.

Fue esta secuencia de dos eventos de falla (placa y pilotes) que aproximadamente no se superponen que ha llevado a la propuesta, explicada por Burland et al. 1977, de recomendar pilotes debajo de la placa como reductores de asentamientos, asumiendo que los pilotes trabajan a su resistencia última. En este caso, el factor de seguridad se deja completamente al desarrollo de la falla en la presión de contacto placa-suelo.

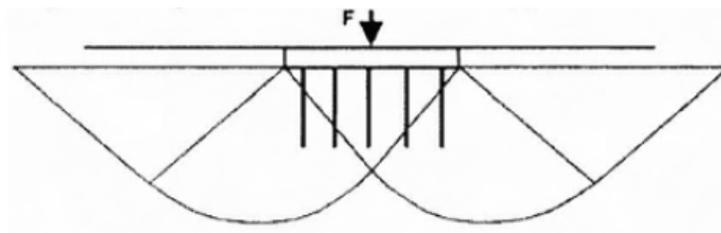
Generalmente, una estimación realista del estado límite para la placa-pilotes debe considerar el efecto del número de pilotes, el espaciamiento y longitud de los pilotes, relacionado al mecanismo de falla de una placa sin pilotes. La Figura 5.5 ilustra algunos mecanismos posibles de falla que pueden gobernar la capacidad última de la placa-pilotes.

Poulos y Davis (1980) enfatizan que la carga última P_B calculada para el sistema placa-pilotes es la sumatoria de las capacidades últimas de los pilotes y de la placa, y que es solamente valido cuando relativamente pocos pilotes son adicionados al cabezal o placa (ejemplo donde unidades cabezal-pilote son suficientemente espaciadas como para actuar individualmente). Si el espaciamiento de los pilotes es suficientemente cerrado para que la falla por bloque ocurra antes que la falla por unidad individual, la carga última del grupo debe ser calculada sobre esa base.

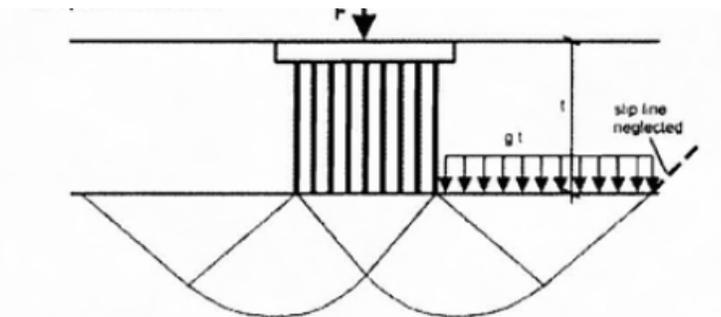
Poulos (2002) sugirió un tosco método simplificado para efectos prácticos mediante la adición de la resistencia última de los pilotes (sin tener en cuenta su incremento debido a la presión de contacto placa-suelo) y la resistencia última de la placa sin los pilotes. La valides de esta simplificación debe ser verificada con respecto al mecanismo de falla mostrado en la Figura 5.5. Por ejemplo, en caso de una gran placa con pilotes relativamente cortos (Figura 5.5b), la capacidad última está más gobernada por la capacidad de la placa sola.



- a. Unos cuantos pilotes largos y relativamente muy separados. Pilotes actuando como clavijas y soporte vertical.



- b. Unos cuantos pilotes cortos y relativamente muy separados. La contribución de los pilotes en la capacidad portante es cuestionable.



- c. Gran número de pilotes y espaciamiento relativamente pequeño. Falla de bloque llevada al área de la base.

Figura 5-5 Diferentes mecanismos posibles de falla para placa-pilotes.

En caso de validada la simplificación de Poulos, la relación carga-asentamiento de la placa-pilotes hasta su carga límite puede estar dada como se muestra en la Figura 5.6.

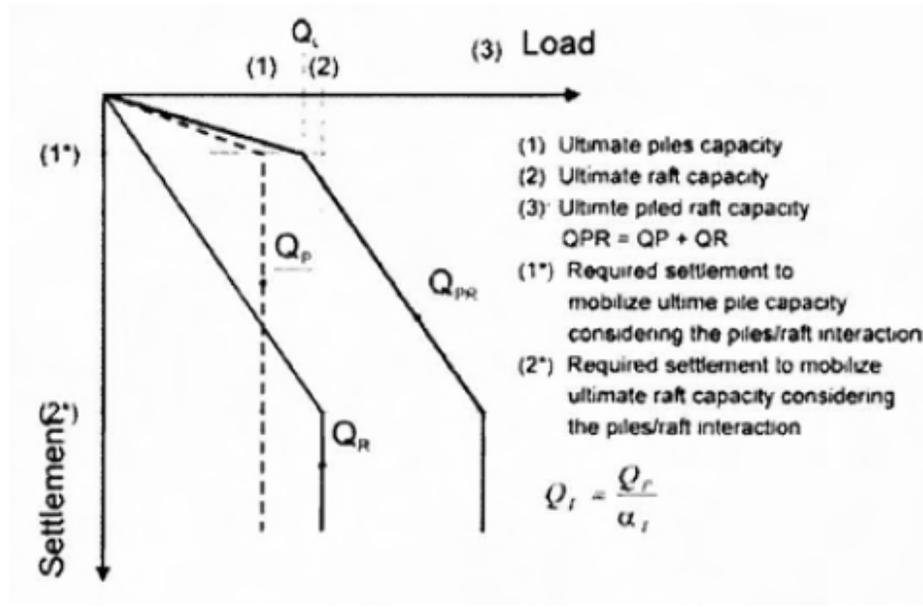


Figura 5-6 Relación artificial carga-asetamiento de un sistema placa-pilotes hasta su carga última.

La capacidad última del grupo de pilotes puede ser considerada como la sumatoria de la capacidad última de un pilote individual del grupo de pilotes porque en la mayoría de los casos prácticos la falla de un pilote individual del grupo de pilotes gobierna el comportamiento del grupo. Mediciones de ensayos a pequeña escala de carga en arcilla blanda (Sowers et al. 1961) como también en arenas (Böckmann 1988) cumplen esta afirmación.

5.5 Factor de seguridad

Durán (2003) propone tres factores de seguridad que se deben verificar en el comportamiento de un sistema placa-pilotes a saber:

- Factor de seguridad global del sistema

$$F.S._{global} = \frac{\sigma_u \text{ placa} \cdot A_{placa} + \sum Q_u \text{ pilotes}}{W_{edificio}} \quad (5.2)$$

- Parcial de la placa

$$F.S._{parcial \text{ de placa}} = \frac{\sigma_u \text{ placa} \cdot A_{placa}}{W_{edificio} - \sum Q_u \text{ pilotes}} \quad (5.3)$$

- De la pila equivalente

$$F.S_{pila\ equivalente} = \frac{A_{perimetro\ pila\ equivalente} \cdot \overline{S_u} + \sigma_u \text{ pila\ equivalente} \cdot A_{base\ pila\ equivalente}}{W_{edificio}} \quad (5.4)$$

En donde:

σ_u placa: capacidad portante última de la placa de cimentación

ΣQ_u pilotes: Capacidad última del grupo de pilotes, trabajando a la falla.

$\overline{S_u}$: Resistencia al corte no drenada promedio a lo largo del fuste del grupo de pilotes.

5.6 Circunstancias favorables y desfavorables para sistema placa-pilotes

La aplicación más efectiva de placa-pilotes ocurre cuando la placa puede proveer adecuada capacidad de carga, pero los asentamientos totales y/o asentamientos diferenciales de solamente la placa exceden los valores admisibles. Poulos (1991) ha examinado a un número de perfiles de suelos idealizados, y encontró que las siguientes situaciones pueden ser favorables:

- a. Perfiles de suelo consistente de arcillas relativamente firmes,
- b. Perfiles de suelo consistente de arenas relativamente densas.

En ambas circunstancias, la placa puede proveer una significativa proporción de la capacidad de carga requerida y rigidez, con los pilotes actuando para “mejorar” el desempeño de la fundación, en lugar de proveer el medio principal de soporte.

Por el contrario, hay situaciones que son desfavorables, incluyendo:

- a. Perfiles de suelo conteniendo arcilla blanda cerca de la superficie,
- b. Perfiles de suelo conteniendo arena suelta cerca de la superficie,
- c. Perfiles de suelo que contiene capas blandas compresibles a profundidades relativamente superficiales,
- d. Perfiles de suelo que son probables a experimentar asentamientos de consolidación,
- e. Perfiles de suelo que son probables a experimentar movimientos por expansión debido a causas externas.

En los dos primeros casos, la placa puede no estar en condiciones de proporcionar gran capacidad de carga y rigidez, mientras que en el tercer caso, los asentamientos a largo plazo de las capas compresibles pueden reducir la contribución de la placa para la rigidez a largo plazo de la fundación. Los dos últimos casos deben ser tratados con gran cautela. Asentamientos de consolidación (tales como a las debidos por la deshidratación o contracción de un suelo de arcilla activa) pueden resultar en una pérdida de contacto entre la placa y el suelo, aumentando así la carga en los pilotes, conduciendo a mayores asentamientos del sistema de fundación. En el caso de suelos expansivos, considerables fuerzas adicionales pueden ser inducidos en los pilotes debido a la acción del suelo expansivo en la placa. Estudios teóricos de estas últimas situaciones han sido descritos por Poulos (1993) y Sinha & Poulos (1999).

6 ESTADO DEL CONOCIMIENTO

En el reporte preparado por Poulos (2001) para la Sociedad Internacional de Mecánica de suelos e Ingeniería Geotécnica, se resumen los distintos métodos desarrollados para evaluar y diseñar sistemas de placa-pilotes.

En dicho reporte se identificaron tres grandes clases o grupos en que se pueden clasificar o agrupar los distintos métodos de análisis.

- Métodos simplificados de evaluación.
- Métodos aproximados basados en computador.
- Métodos rigurosos basados en computador.

Dentro de los métodos simplificados están incluidos los de Poulos y Davis (1980), Randolph (1983, 1994), van Impe y Clerq (1995), y Burland (1995). Todos ellos involucran un número de simplificaciones en relación con la modelación del perfil del suelo y las condiciones de carga de la placa.

Los métodos aproximados basados en computador incluyen las siguientes grandes aproximaciones:

- Métodos empleando un modelo aproximado de una “faja sobre resortes”, en donde la placa está representada como un cimiento continuo, y los pilotes como resortes con una rigidez correspondiente (ej. Poulos, 1991).
El método ha sido implementado por medio del programa de computador GASP (Geotechnical Analysis of Strip with Piles; Poulos, 1991).
- Métodos empleando un modelo de una “losa sobre resortes”, en donde la placa está representada por la losa y los pilotes como resortes (ej. Clancy y Randolph, 1993; Poulos, 1994; Viggiani, 1998, Anagnostopoulos y Georgiadis, 1998).
El método ha sido implementado por medio del programa de computador GARP (Geotechnical Analysis of Raft with Piles; Poulos, 1994).

Los métodos más rigurosos incluyen:

- Métodos de elementos de borde o frontera, en donde tanto placa como pilotes son discretizados, y están basados en teoría de elasticidad (ej. Butterfield y Banerjee, 1971; Brown y Wiesner, 1975; Kuwabara, 1989; Sinha, 1997).
- Métodos combinando elementos de borde o frontera para los pilotes, y análisis de elementos finitos para la placa (ej. Hain y Lee, 1978; Ta y Small, 1997b; Franke et al, 1994; Russo y Viggiani, 1998).
- Análisis simplificados de elementos finitos, usualmente involucrando la representación del sistema de fundación como un problema de deformaciones planas (Desai, 1974) o un problema de simetría con respecto a un eje (Hooper, 1974), y correspondiendo a un análisis de diferencias finitas por medio del programa comercial FLAC (ej. Hewitt and Gue, 1994).
- Análisis de elementos finitos tridimensionales (ej. Zhuang et al, 1991; Lee, 1993; Wang, 1995; Katzenbach et al, 1998) y análisis de diferencias finitas por medio del programa comercial FLAC 3D.

En la Tabla 6.1 se muestran varios de los métodos arriba descritos, y se resumen los resultados que se pueden obtener de cada uno ellos.

Tabla 6.1. Resumen de métodos desarrollados para análisis de sistemas placa-pilotes (Poulos2001).

Method	Response Characteristics					Problem Modelling			
	Settlem-ent	Diff. Settl.	Pile Loads	Raft BM	Tors. Shear	Nonlin. Soil	Nonlin. Pile	Nonunif Soil	Raft Flexib.
Poulos & Davis (1980)	x						x		
Randolph (1983)	x		x						
Van Impe & Clerq (1995)	x	x							
Equivalent Raft (Poulos, 1994)	x	x							
Brown & Wiesner (1975)	x	x	x	x					x
Clancy & Randolph (1993)	x	x	x	x	x			x	x
Poulos (1994)	x	x	x	x	x	x	x	x	x
Kuwabara (1989)	x		x						
Hain & Lee (1978)	x	x	x	x	x		x		x
Sinha (1996)	x	x	x	x	x	x	x		x
Franke et al (1994)	x	x	x	x	x		x		x
Hooper (1973)	x	x	x	x		x		x	x
Hewitt & Gue (1994)	x	x	x	x				x	x
Lee et al (1993)	x	x	x	x	x			x	x
Ta & Small (1996)	x	x	x	x	x			x	x
Wang (1995)	x	x	x	x	x	x	x	x	x
Katzenbach et al (1998)	x	x	x	x	x	x	x	x	x

7 INCERTIDUMBRES DE DISEÑO Y COMPORTAMIENTO

De acuerdo con Delgado (1998), los suelos cohesivos (limos y arcillas saturados) exhiben muchas veces un módulo elástico constante relativamente independiente del régimen de esfuerzos en la masa de suelo. En estas condiciones se pueden modelar razonablemente bien para su análisis, como un medio elástico homogéneo. Por lo tanto, si se pueden ignorar los efectos de consolidación en el tiempo, una fundación sobre tal suelo se puede analizar mediante la teoría elástica.

Estos modelos están basados en la interacción suelo – estructura, en función de las rigideces de cada uno de los elementos constitutivos del modelo representados por medio de resortes y de las cargas aplicadas, como el presentado por Randolph; con estos modelos se pueden estimar los asentamientos inmediatos o no drenados, $\rho_i=f(E_u)$, y los totales finales o drenados, $\rho_{CF}=f(E')$, en función de los respectivos Módulos de Young no drenados y drenados.

Sin embargo, el fenómeno de consolidación es variable en el tiempo, y no corresponde a un comportamiento elástico; en este orden de ideas, con los modelos elásticos tan solo se pueden estimar los asentamientos al inicio de aplicación de cargas, y al final de sucederse la disipación total del exceso de presión de poros causados por las cargas aplicadas sobre el terreno de fundación, y no así los sucedidos que se tengan en cualquier momento entre estos dos estados extremos.

Por otra parte, basar el análisis en función de Módulos de Young, drenado y no drenado, resulta bastante comprometedor debido a la dificultad e incertidumbre de conocer valores reales de ellos para el suelo de fundación en toda la profundidad de influencia del sistema de cimentación.

Los modelos desarrollados en función de rigideces (resortes) resultan principalmente útiles a la hora de determinar asentamientos diferenciales (inmediatos y totales), así como momentos flectores y fuerzas cortantes generados en los elementos estructurales derivadas de desbalances entre las fuerzas resultantes reactivas y las cargas aplicadas,

de tal forma que permiten avanzar en análisis más rigurosos de optimización del sistema representados en distribución de los pilotes y el diseño estructural de la placa.

8 METODOLOGIAS DESARROLLADAS EN BOGOTA

8.1 Vesga (1992)

A continuación se describe el Método de análisis de asentamientos para sistemas de cimentación placa-pilotes desarrollado por Vesga et al. (VII Jornadas Geotécnicas – Sociedad Colombiana de Ingenieros, 1992).

En el método de diseño se emplean los parámetros del subsuelo tradicionales en el análisis de cimentaciones. Básicamente consiste en la integración de conceptos sencillos de fácil interpretación; el problema se analiza en cuatro etapas que representan el proceso de construcción (construcción de pilotes, excavación y construcción de la estructura) y el comportamiento a corto y largo plazo del suelo y la cimentación.

En todas las etapas se realizan iteraciones (ensayo y error) hasta llegar a una compatibilidad entre la transferencia de carga (placa-suelo y pilotes-suelo) y la expansión o asentamiento de los diversos estratos que componen el perfil del subsuelo, cumpliendo siempre con el equilibrio de fuerzas verticales; de esta forma se satisfacen los criterios de interacción suelo-cimentación.

8.1.1 Condiciones para la aplicación del método

El método es aplicable en general para placas o cabezales con formas rectangulares o combinaciones de rectángulos; pilotes de cualquier longitud, diámetro y número.

Adicionalmente, Vesga desarrolló un programa de computador, el cual se había aplicado hasta la fecha del artículo para las siguientes condiciones:

- Placa entre 10 y 40 m de ancho
- Pilotes con diámetros de 0.60m y con longitudes entre 10 y 30m.
- Pilotes de concreto, preexcavados y fundidos in situ.
- Estratigrafía del subsuelo típica de la Formación Sabana (Bogotá.)

8.2 Transferencia de carga

Santamarina et al (1989) presentó un modelo elasto-plástico lineal para representar la transferencia de carga tanto por fricción lateral como por carga de base. En la Figura 8.1 se presentan las características del modelo.

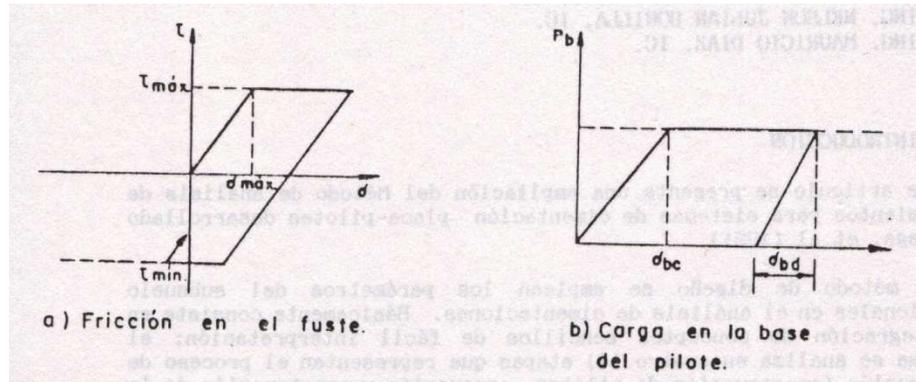


Figura 8-1 Modelo de transferencia de carga de Santamarina (1989)

Santamarina dice que se debe dar especial atención a la selección del nivel de desplazamiento necesario para desarrollar la resistencia por fricción (δ_{max}) y el desplazamiento para desarrollar la resistencia de la base en carga (δ_{bc}) y en descarga (δ_{bd}). De acuerdo con la recopilación de información realizada por Santamarina et al. (1989) el desplazamiento (δ_{max}) varía entre 0.2mm y 10mm; depende del tipo de pilote, suelo y método de construcción.

Vesic (1977) dice que (δ_{bc}) varía entre 0.08d y 0.1d para pilotes hincados y 0.3d para pilotes preexcavados (d = diámetro del pilote).

Vesga explica que en su método propuesto se emplea el sistema de transferencia de carga de Santamarina et al. (1989) pero puede involucrarse cualquier otro de los reportados por la literatura. Explica que utilizó éste por las ventajas que representa una relación elasto-plástica sencilla; se emplearon desplazamientos relativos pilote-suelo δ_{max} de 0.5 y 1 cm y δ_{bc} de 0.2d.

El modelo empleado en el análisis considera un comportamiento simétrico tanto a tracción como a compresión. O'Neill et al. (1982) presenta las interpretaciones de pruebas de

carga sobre grupos de pilotes en arcilla. Realizaron ensayos tanto a compresión como a tracción y mencionan que la resistencia al corte desarrollada en el fuste de los pilotes es independiente de la dirección de la carga; con base en esto, Vesga adoptó una condición simétrica del comportamiento tanto a tracción como a compresión.

8.2.1 Incrementos de esfuerzos

Los incrementos de esfuerzos se determinan mediante teoría elástica para un medio semi-infinito. Para las condiciones a corto plazo se emplea una relación de Poisson de 0.5 y para las condiciones a largo plazo una relación de Poisson de 0.3.

- Esfuerzos verticales

Los incrementos de esfuerzos verticales se calculan mediante el método de León y Reséndiz (1979), el cual básicamente es la transformación del problema de Mindlin en uno de Boussinesq equivalente, corrigiendo por el efecto de la profundidad de aplicación de las cargas (Nishida, 1966 y Scopek, 1961).

- Esfuerzos horizontales

Para estimar los incrementos de esfuerzos horizontales se calcula la relación $K_h = \sigma_h / \sigma_v$ mediante las expresiones dadas por Holl, 1940 (citado por Poulos y Davis, 1974). Esta relación depende de la profundidad relativa Z/b (siendo Z la profundidad y b el ancho de la placa) y resulta.

$$K_h = \frac{\frac{\tan^{-1} b^2}{Z\sqrt{2b^2 + Z^2}} - \frac{Zb^2}{\sqrt{2b^2 + Z^2}} \times (b^2 + Z^2)}{\frac{\tan^{-1} b^2}{Z\sqrt{2b^2 + Z^2}} + \frac{2Zb^2}{\sqrt{2b^2 + Z^2}} \times (b^2 + Z^2)} \quad (8.1)$$

8.2.2 Etapas del modelo de análisis

El modelo de análisis se divide en cuatro (4) etapas, las cuales corresponden a los siguientes procesos: construcción de los pilotes, ejecución de la excavación para el sótano, asentamiento a corto plazo, y asentamiento a largo plazo.

A continuación se describen las etapas con más detalle:

- Construcción de los pilotes. Etapa No. 1.

En esta etapa se establece un esfuerzo cortante inicial (τ_{1i}) para cada tramo en los que se dividió el pilote, de tal forma que se representen los esfuerzos iniciales producidos por el proceso de construcción (esfuerzos residuales en pilotes hincados) y el peso propio de los pilotes. No se calculan asentamientos debido a que los esfuerzos inducidos son pequeños y por lo tanto los movimientos no son significativos, pero se tienen en cuenta como punto de partida para la Etapa No. 2. Para el caso de pilotes preexcavados y fundidos in situ, una representación esquemática sería como se muestra en la Figura 8.2.

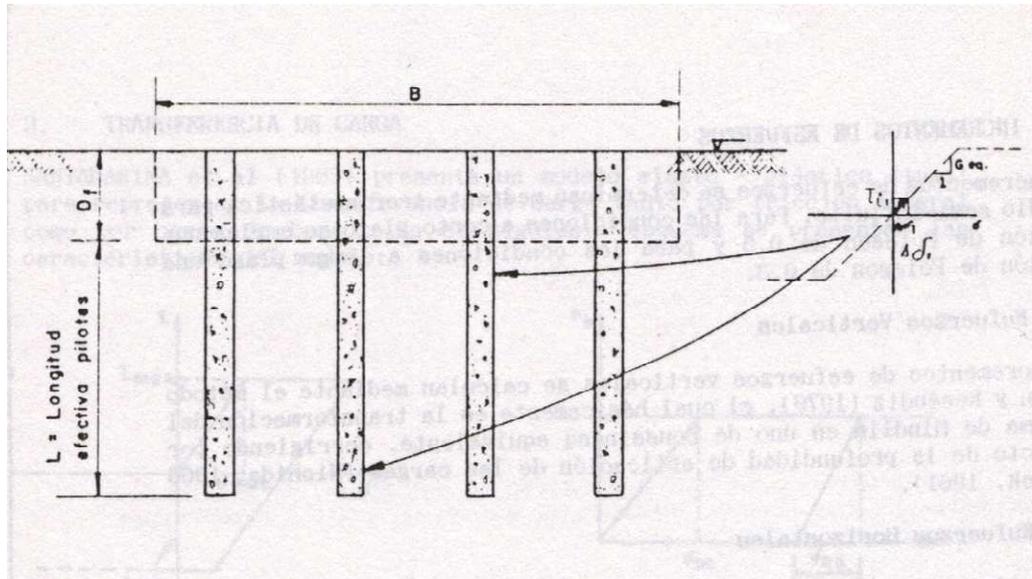


Figura 8-2 Etapa No. 1 – Construcción de los pilotes.

Para pilotes preexcavados el peso del pilote debe ser el exceso al que existía originalmente, esto es:

$$\begin{aligned} \Delta W'p &= \Delta Wp - \gamma_s \cdot \Delta h \cdot A = \gamma_c \cdot A \cdot \Delta h - \gamma_s \cdot \Delta h \cdot A \\ \Delta W'p &= A \cdot \Delta h (\gamma_c - \gamma_s) \end{aligned} \quad (8.2)$$

$$\tau_{1i} = \frac{A \cdot \Delta h \cdot (\gamma_c - \gamma_s)}{A_L} = \frac{\left(\frac{\pi d^2}{4}\right) \cdot \Delta h \cdot (\gamma_c - \gamma_s)}{\pi \cdot d \cdot \Delta h} = \frac{d}{4} (\gamma_c - \gamma_s) \quad (8.3)$$

El desplazamiento para ese esfuerzo cortante es:

$$\Delta\delta_{1i} = \frac{\tau_{1i}}{G_{eq}} \quad (8.4)$$

Donde:

- $\Delta W'p$ Peso del pilote en el tramo i
- A_L Área lateral
- τ_{1i} Esfuerzo cortante inicial
- $\Delta\delta_{1i}$ Desplazamiento relativo inicial pilote-suelo
- A Área de la sección del pilote

En el sentido estricto del problema, deberían desarrollarse iteraciones para establecer el asentamiento en esta etapa y determinar desplazamientos relativos reales pilote-suelo, pero este proceso queda incluido en la Etapa No. 2. Debido a que no se realiza, el esfuerzo cortante inicial aplicado es constante en toda la longitud del pilote, pero el desplazamiento inicial (δ_{1i}) no lo es, ya que éste depende de G_{eq} , el cual puede ser diferente para cada estrato.

- Ejecución de la Excavación para el Sótano: Etapa No. 2

En esta etapa se calculan las expansiones del subsuelo debido al alivio por la excavación; la presencia de los pilotes limita la expansión. La descripción esquemática se representa en la Figura 8.3.

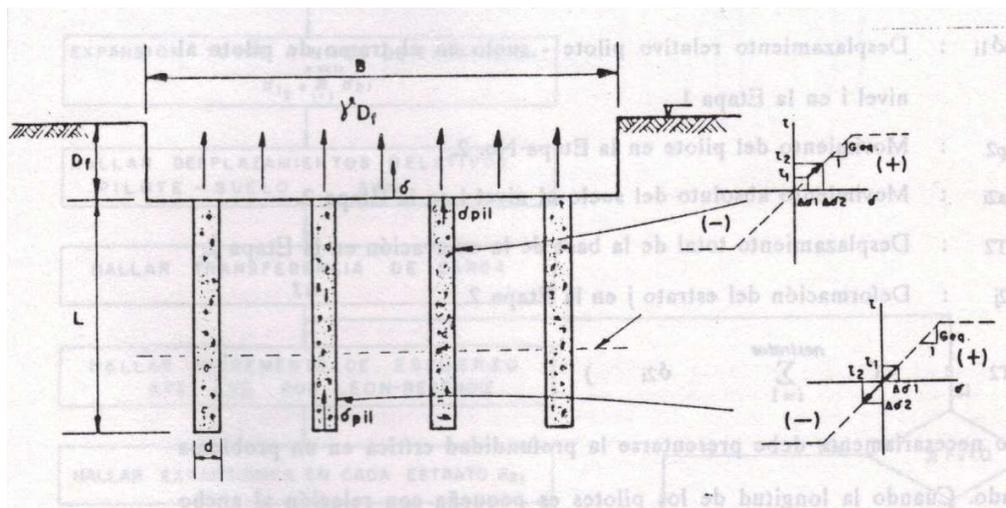


Figura 8-3 Etapa No. 2. Excavación del sótano.

Con la excavación, el subsuelo se expande y empuja los pilotes hacia arriba; en esta etapa los pilotes se suponen rígidos. Los pilotes suben en menor cantidad que la base de la excavación, pero en mayor cantidad que el suelo desde cierta profundidad; esta profundidad es crítica y corresponde a una de desplazamiento relativo nulo entre pilote y suelo. De acuerdo con la convención de signos establecida en las Figuras 8.1 y 8.3, la transferencia de carga será positiva por encima del nivel crítico y negativo por debajo.

El diagrama de flujo que representa esta etapa del modelo se muestra en la Figura 8.4. El desplazamiento relativo pilote – suelo a cualquier profundidad está dado por:

$$\Delta\delta_{2i} = \delta_{p2} - \delta_{a2i} + \Delta\delta_{1i} \quad (8.5)$$

$$\delta_{a2i} = \delta_{T2} - \left(\sum_{j=1}^{i-1} \delta_{2j} + \frac{\delta_{2i}}{2} \right) \quad (8.6)$$

Donde:

- $\Delta\delta_{2i}$ Desplazamiento relativo pilote-suelo en el tramo de pilote al nivel i en la Etapa 2
- $\Delta\delta_{1i}$ Desplazamiento relativo pilote-suelo en el tramo de pilote al nivel i en la Etapa 1
- δ_{p2} Movimiento del pilote en la Etapa 2
- δ_{a2i} Movimiento absoluto del suelo al nivel i en la Etapa 2
- δ_{T2} Desplazamiento total de la base de la excavación en la Etapa 2
- δ_{2j} Deformación del estrato j en la Etapa 2
- δ_{T2} $\sum_{i=1}^n \text{estratos } \delta_{2i}$

No necesariamente debe presentarse la profundidad crítica en un problema dado. Cuando la longitud de los pilotes es pequeña con relación al ancho de la excavación (como por ejemplo Figura 5.5b) los esfuerzos de corte pilote-suelo pueden ser todos positivos y la presencia de los pilotes no tiene casi ningún beneficio).

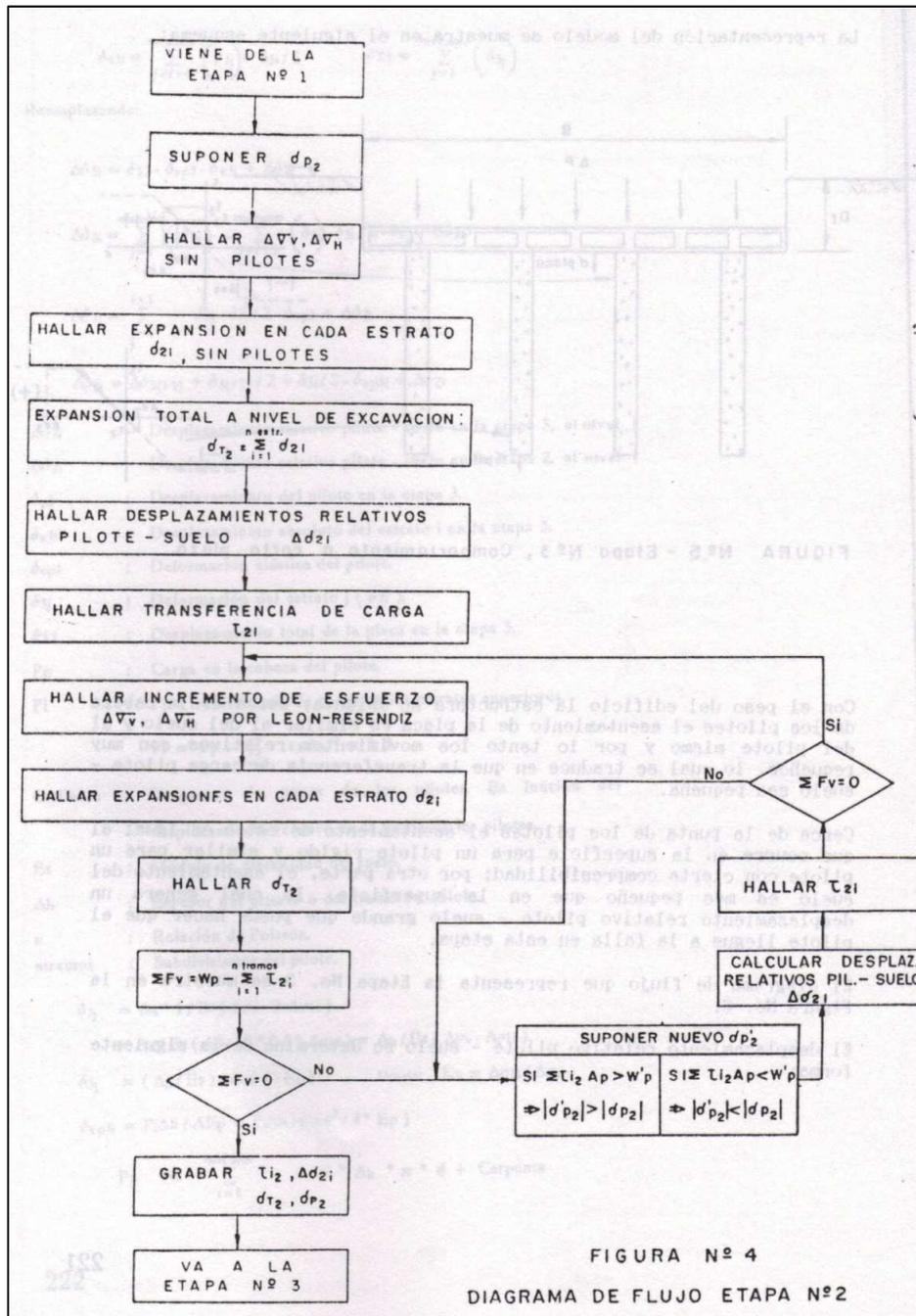


Figura 8-4. Diagrama de flujo Etapa No. 2.

- Construcción del Edificio; Comportamiento a corto plazo. Etapa No. 3
En esta etapa se calculan los asentamientos elásticos del edificio. Como punto de partida se tienen las adhesiones pilote – suelo y los desplazamientos relativos de la etapa anterior.

La representación del subsuelo se muestra en la Figura 8.5.

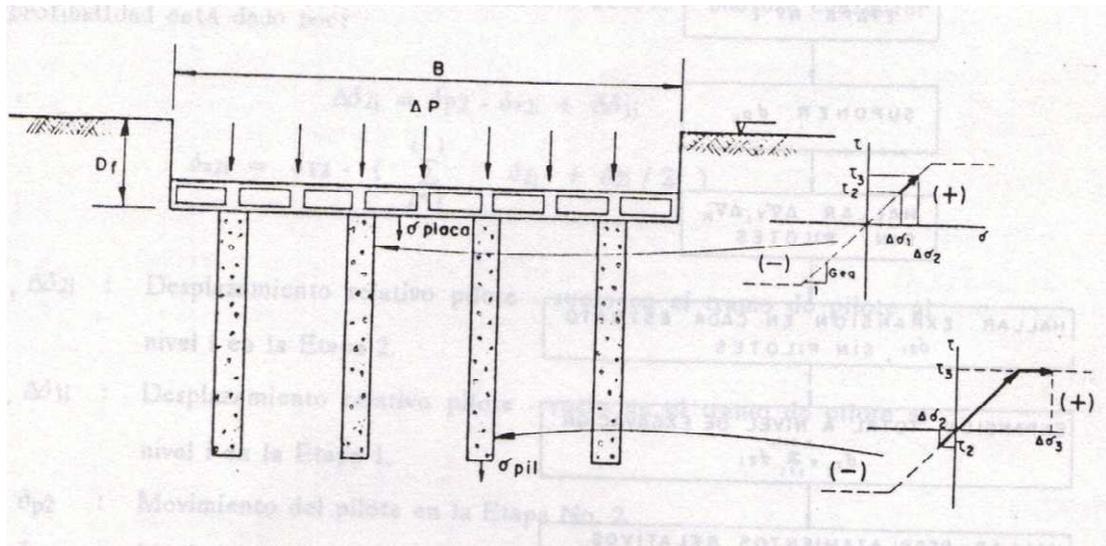


Figura 8-5 Etapa No. 3, Comportamiento a corto plazo.

Con el peso del edificio la estructura se asienta; cerca de la cabeza de los pilotes el asentamiento de la placa es similar al del suelo y al del pilote mismo y por lo tanto los movimientos relativos son muy pequeños, lo cual se traduce en que la transferencia de carga pilote – suelo sea pequeña.

Cerca de la punta de los pilotes el asentamiento de estos es igual al que ocurre en la superficie para un pilote rígido y similar para pilote con cierta compresibilidad; por otra parte, el asentamiento del suelo es más pequeño que en la superficie, lo cual genera un desplazamiento relativo pilote – suelo grande que puede hacer que el pilote llegue a la falla en esta etapa.

El diagrama de flujo que representa la Etapa No. 3 se muestra en la Figura No. 8.6.

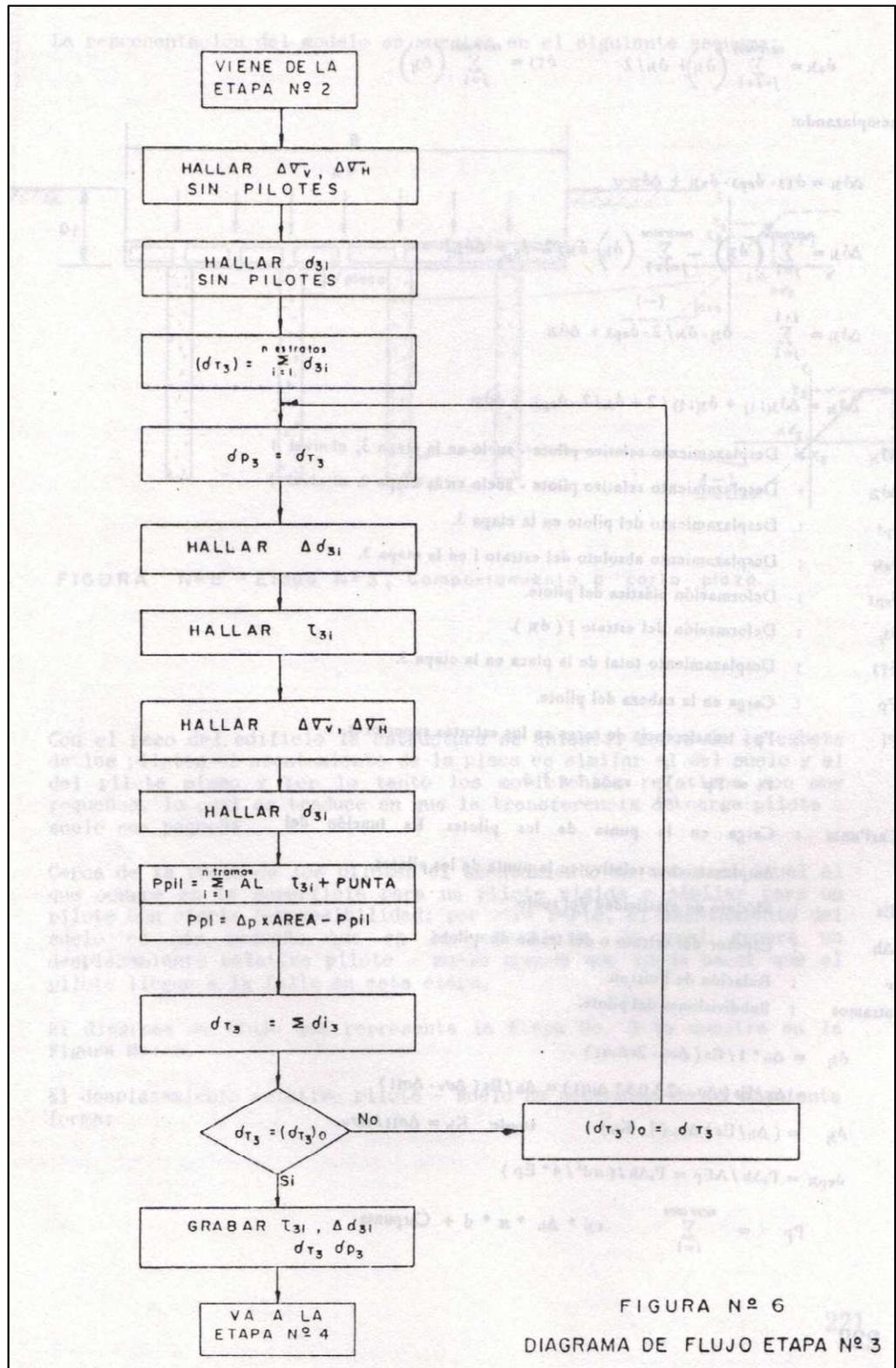


Figura 8-6 Diagrama de flujo Etapa No. 3

El desplazamiento relativo pilote – suelo se determina de la siguiente forma:

$$\Delta\delta_{3i} = \delta_{p3} - \delta_{a3i} + \Delta\delta_{2i} \quad (8.7)$$

$$\delta_{p3} = \delta_{T3} - \delta_{ep3} \quad (8.8)$$

$$\delta_{a3i} = \sum_{j=i+1}^{n \text{ estratos}} (\delta_{3j}) + \frac{\delta_{3i}}{2} \quad (8.9)$$

$$\delta_{T3} = \sum_{j=i}^{n \text{ estratos}} (d_{3j}) \quad (8.10)$$

Remplazando:

$$\Delta\delta_{3i} = \delta_{T3} - \delta_{ep3} - \delta_{a3i} + \Delta\delta_{2i} \quad (8.11)$$

$$\Delta\delta_{3i} = \sum_{j=1}^{n \text{ estratos}} (\delta_{3j}) - \sum_{j=i+1}^{n \text{ estratos}} (\delta_{3j}) - \frac{\delta_{3i}}{2} - \delta_{ep3} + \Delta\delta_{2i} \quad (8.12)$$

$$\Delta\delta_{3i} = \sum_{j=1}^{i+1} \delta_{3j} - \frac{\delta_{3i}}{2} - \delta_{ep3} + \Delta\delta_{2i} \quad (8.13)$$

$$\Delta\delta_{3i} = \Delta\delta_{3(i-1)} + \frac{\delta_{3(i-1)}}{2} + \frac{\delta_{3i}}{2} - \delta_{ep3i} + \Delta\delta_{2i} \quad (8.14)$$

Donde:

$\Delta\delta_{3i}$ Desplazamiento relativo pilote-suelo en la Etapa 3, al nivel i

$\Delta\delta_{2i}$ Desplazamiento relativo pilote-suelo en la Etapa 2, al nivel i

δ_{p3} Desplazamiento del pilote en la Etapa 3

δ_{a3i} Desplazamiento absoluto del estrato i en la Etapa 3

δ_{ep3} Deformación elástica del pilote

δ_{3j} Deformación del estrato j (δ_{3i})

δ_{T3} Desplazamiento total de la placa en la Etapa 3

Tomando en cuenta la transferencia de carga, se tiene:

$$P_i = P_p - \sum_{j=1}^i \tau_{3i} \Delta h \cdot \pi \cdot d \quad (8.15)$$

$$\delta_{3j} = \frac{\Delta h \cdot 1}{E_s} (\Delta \sigma_V - 2\nu \cdot \Delta \sigma_H) = \frac{\Delta h}{E_s} (\Delta \sigma_V - 2 \cdot 0.5 \cdot \Delta \sigma_H) \quad (8.16)$$

$$\delta_{3j} = \frac{\Delta h}{E_s} (\Delta \sigma_V - \Delta \sigma_H) = \frac{\Delta h}{E_s} \Delta \sigma_V (1 - K_h) \quad (8.17)$$

$$K_h = \frac{\Delta \sigma_H}{\Delta \sigma_V} \quad (8.18)$$

$$\delta_{ep3i} = \frac{P_i \Delta h}{AE_p} = \frac{P_i \Delta h}{\frac{\pi d^2}{4} E_p} \quad (8.19)$$

$$P_p = \sum_{i=1}^{n \text{ estratos}} \tau_{3i} \cdot \Delta h \cdot \pi \cdot d + \text{Carpunta} \quad (8.20)$$

Donde:

P_p Carga en la cabeza del pilote

P_i Transferencia de carga en los estratos superiores

Carpunta Carga en la punta de los pilotes. Es función del desplazamiento relativo en la punta de los pilotes.

E_s Módulo de Young del suelo

Δh Espesor del estrato o del tramo del pilote

ν Relación de Poisson

n_{estratos} Subdivisiones del pilote

- Comportamiento a Largo Plazo: Etapa No. 4

En esta etapa se determinan los asentamientos a largo plazo. Como punto de partida se tienen las adhesiones y desplazamientos relativos de la etapa anterior.

La representación del modelo se muestra en la Figura 8.7.

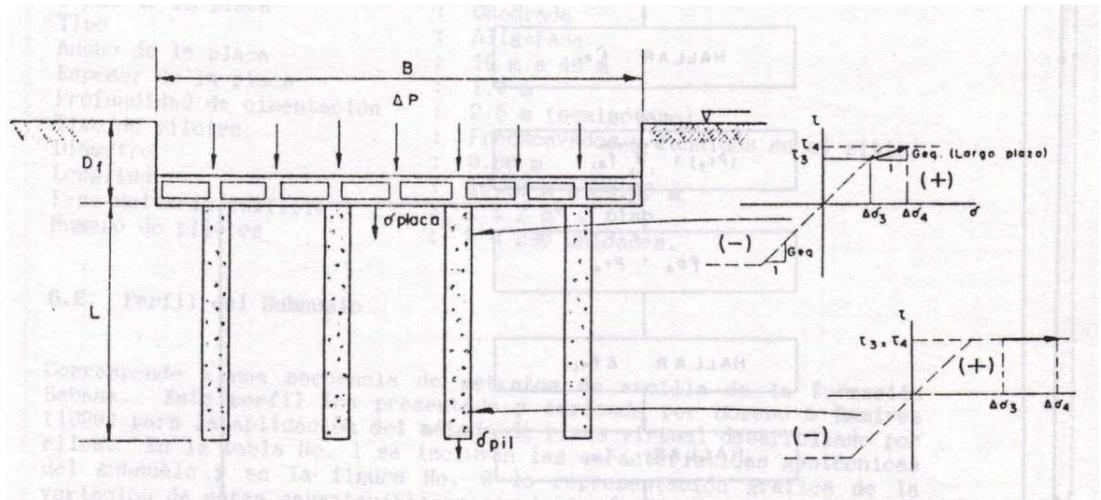


Figura 8-7 Etapa No. 4, Comportamiento a largo plazo.

El problema se soluciona de forma similar al de la Etapa No. 3. Solamente se cambia el método de cálculo de asentamientos ya que estos se deben al proceso de consolidación. Para el equilibrio de fuerzas verticales se tiene en cuenta el esfuerzo total transmitido por la estructura, pero para el cálculo de asentamiento se tiene en cuenta el incremento de esfuerzos neto. El diagrama de flujo que representa esta etapa se muestra en la Figura No. 8.8.

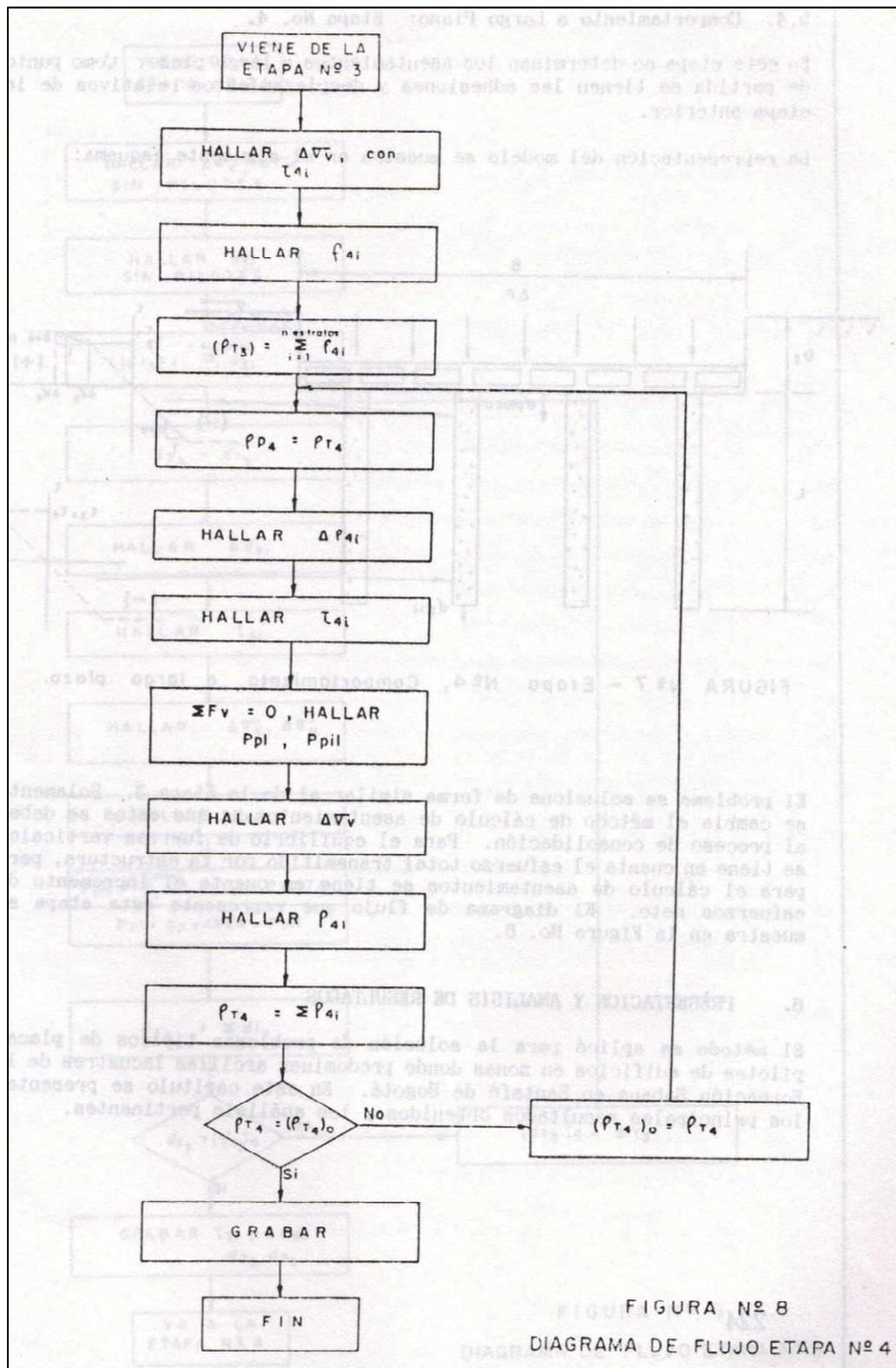


FIGURA Nº 8
 DIAGRAMA DE FLUJO ETAPA Nº 4

Figura 8-8 Diagrama de flujo Etapa No. 4.

8.2.3 Conclusiones

Vesga en su artículo presenta los resultados de aplicar su metodología a edificios de 7 a 12 pisos, cimentados en el depósito lacustre de Bogotá sobre sistemas placa-pilotes conformados por placas cuadradas aligeradas de 10 a 40m de ancho, y grupos de pilotes preexcavados y fundidos in situ de 0.60m de diámetro y de 10 a 30m de longitud cada uno.

A partir de estas modelaciones y diseños, llegó a formular las siguientes conclusiones:

- a. Los pilotes contribuyen notablemente al control de los asentamientos a largo plazo. No es mayor el beneficio por su presencia para el control de expansiones por la excavación, ni de los asentamientos inmediatos. Incluso para relaciones B/L mayores a 3 o 4, los pilotes pueden incrementar los asentamientos por el peso adicional que imponen al sistema.
- b. La mejor eficiencia de los pilotes se logra para las relaciones entre el ancho de la placa y la longitud de los pilotes (B/L) inferiores a 1.5.
- c. La compresibilidad de los pilotes influye sobre los resultados de la Etapa No. 3 (aumentan ligeramente los asentamientos). Sobre la Etapa No. 4 no existen efectos importantes.
- d. Es acertado el criterio empleado en la práctica de adoptar números de pilotes cuya carga de falla equivalga a la carga neta del edificio (no implica que en la realidad los pilotes trabajen en falla), siempre y cuando la relación B/L sea apropiada, aunque pueden emplearse menos pilotes sin incremento notorio del asentamiento; esto se traduce en reducción de costos de construcción. Para placas de 30 y 40m de ancho existe un número de pilotes crítico (inferior al que representa el 100% de la carga neta trabajando a la falla), a partir del cual decrece la tasa en la disminución de los asentamientos.
- e. En ninguno de los casos estudiados los pilotes trabajan a su capacidad última; en sitios cercanos a la cabeza de los pilotes en contacto con la placa la transferencia de carga pilote-suelo es muy baja.
- f. Las Etapas Nos. 1, 2 y 3 influyen para que se desarrolle mayor transferencia de carga en la parte superior de los pilotes. Por esto es importante tenerlas en cuenta en el análisis así la influencia de los pilotes sobre ellas no sea notoria.

- g. El desplazamiento máximo pilote-suelo para que se desarrolle la máxima adhesión en el fuste influye sobre el comportamiento del sistema. Entre menor sea este valor, mayor es el módulo en la transferencia de carga, mayor es la carga que toman los pilotes y mejor la eficiencia de los pilotes para el control de asentamientos.
- h. La relación de Poisson empleada para el cálculo del incremento de esfuerzos en la Etapa No. 4 no influye sobre los resultados.
- i. La variación del módulo de la transferencia de carga con el tiempo no representa mayor influencia sobre los resultados.

8.3 Método basado en la No Linealidad de la compresibilidad del suelo – Durán (2003)

Los criterios aplicados en este análisis y la secuencia metodológica de verificación de las hipótesis fueron las siguientes:

- Para que un área delgada perimetral del pilote llegue a desarrollar su fricción última o de falla se requiere alcanzar un desplazamiento relativo hacia abajo de 5 a 8mm, de ese punto del fuste del pilote con respecto al suelo circundante, independientemente del diámetro y de la longitud del pilote. En la figura 8.9 se ilustra esquemáticamente este criterio.
- Para desarrollar la capacidad de falla por punta de pilotes pre – excavados en arcillas blandas se requiere un asentamiento de la punta o penetración en el suelo del 15 – 20% del diámetro del pilote. En la Figura 8.10 se ilustra este criterio.

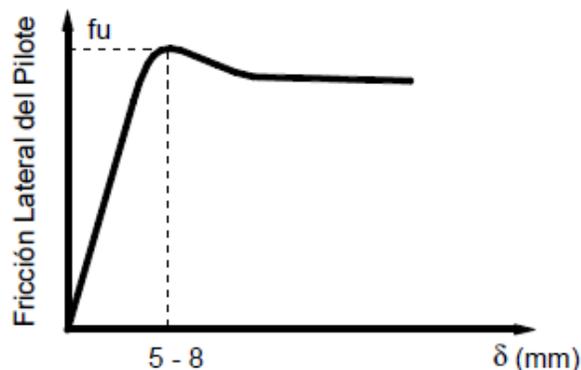


Figura 8-9 Criterio de desplazamiento y deformación para llegar a la falla por fricción lateral de un pilote individual

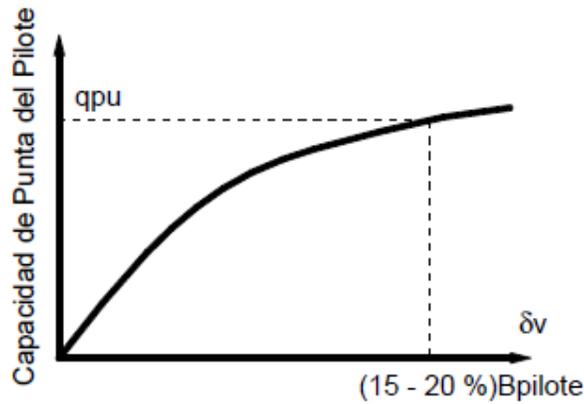


Figura 8-10 Criterio de desplazamiento y deformación para llegar a la falla por punta de un pilote individual

8.3.1 Condición a corto plazo

- a. Con base en soluciones obtenidas de la teoría de la elasticidad el asentamiento inmediato o “elástico” causado por la carga directa transmitida por la placa al suelo varía desde el 100% en el contacto placa – suelo hasta cero a una profundidad del orden de 1.5 veces el ancho representativo de la placa (para placas cuadradas o rectangulares con $L/B \leq 1.5$), aproximadamente en la forma ilustrada en la Figura 8.11.

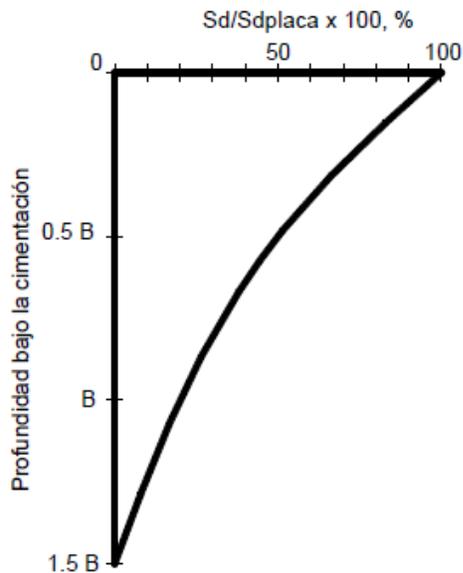


Figura 8-11 Variación del asentamiento elástico con la profundidad bajo una cimentación cuadrada sobre suelo homogéneo.

- b. Para una determinada hipótesis inicial de carga sobre los pilotes se puede obtener el asentamiento elástico causado por la carga tomada por la placa con soluciones derivadas de la teoría de la elasticidad (Janbu y otros, 1956), reduciéndolo por un factor de restricción que ofrece el conjunto de pilotes.
- c. Con el resultado del asentamiento elástico que sufre la placa a corto plazo y el acortamiento elástico de los pilotes calculado para la hipótesis específica de carga, y con la aplicación del criterio mostrado en la Figura 8.11 sobre la variación de los asentamientos inmediatos en profundidad, se establecen los desplazamientos relativos pilote – suelo a lo largo de su fuste y en su punta.
- d. Con los resultados de desplazamientos relativos pilote – suelo se aplican los criterios ilustrados en las Figuras 8.9 y 8.10 para confirmar la hipótesis inicial de carga tomada por el pilote, o corregirla (Fig. 8.12).

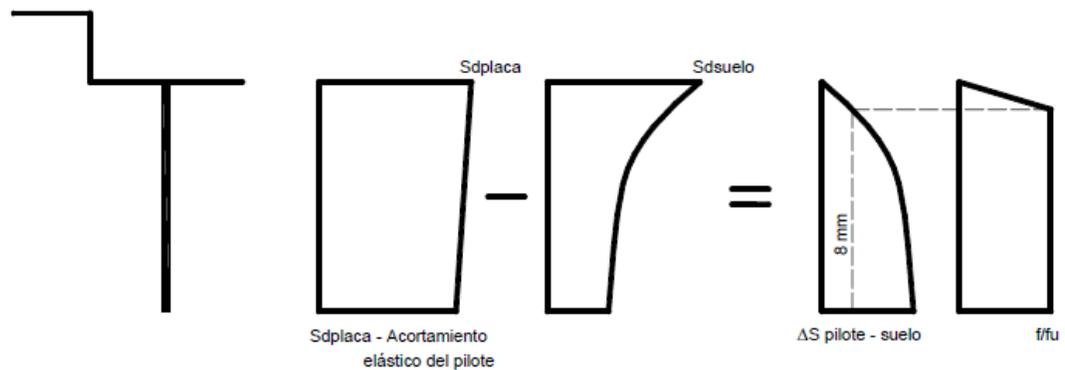


Figura 8-12 Criterio de transferencia de carga pilote – suelo a lo largo del fuste como función de los desplazamientos relativos.

- e. Con el nuevo resultado obtenido de carga sobre cada pilote se inicia una nueva iteración hasta llegar a una rápida convergencia, y a los valores de carga tomada por los pilotes y por la placa, y al asentamiento elástico resultante.

El diagrama de flujo de la evaluación a corto plazo se muestra en la Figura 8.13.

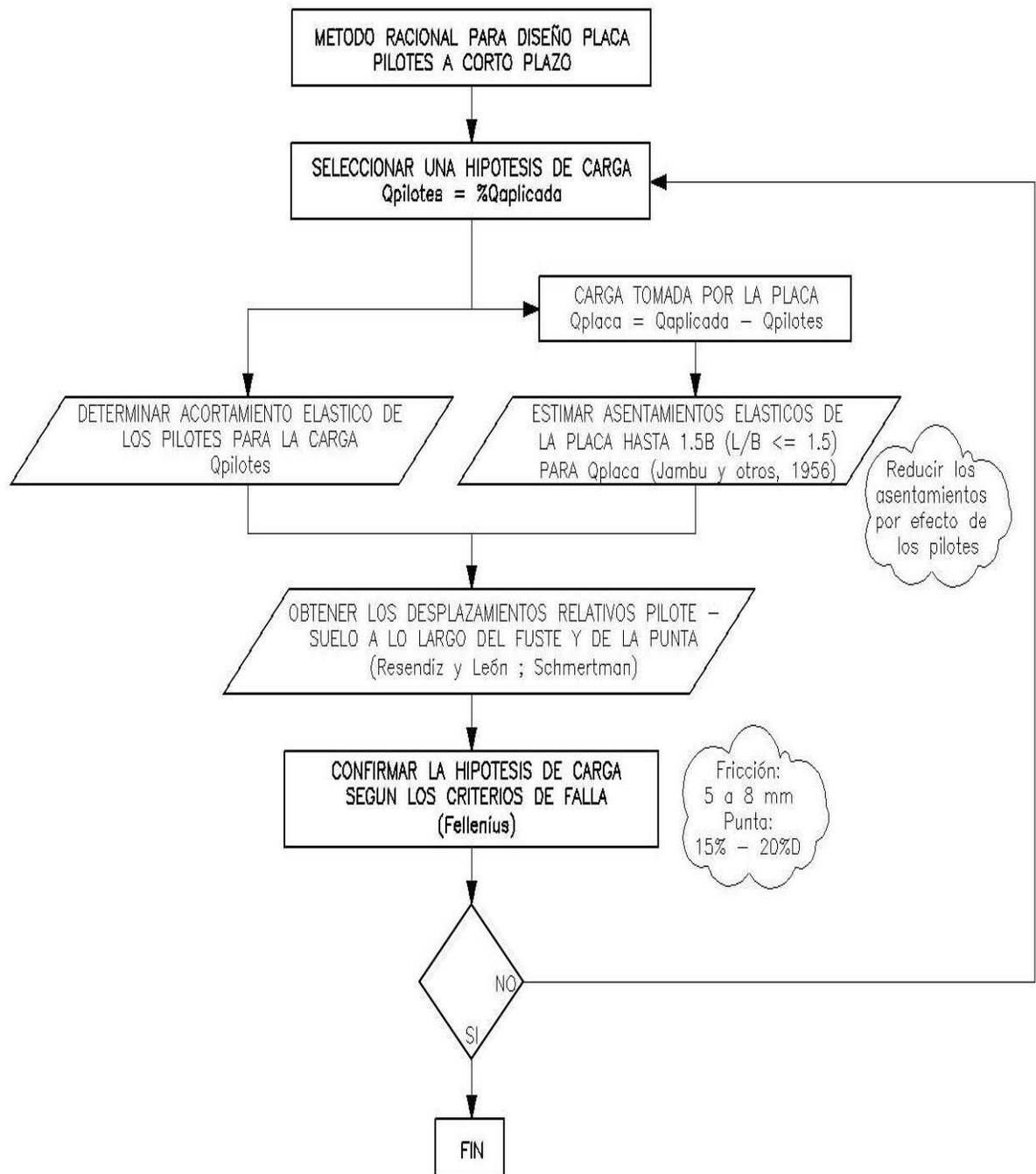


Figura 8-13 Método racional propuesto por Durán para la evaluación y diseño de un sistema de cimentación placa – pilotes para la condición a corto plazo.

8.3.2 Condición a largo plazo

- a. Partiendo de la hipótesis de que a largo plazo los pilotes de un sistema placa - pilotes (donde la suma de las capacidades últimas de los pilotes es menor que el peso del edificio) están trabajando al 100% de su capacidad última (están a la falla), se establecen los esfuerzos verticales promedio inducidos a las diferentes profundidades del perfil de suelo aplicando la metodología de León y Reséndiz (1979), como alternativa aproximada pero simplificada a la solución rigurosa de Mindlin, incluyendo los decrementos de esfuerzos inducidos por el alivio de la excavación.
- b. Con los esfuerzos verticales inducidos y las características de compresibilidad del suelo en profundidad se evalúan los asentamientos por consolidación primaria de la placa y de los pilotes.
- c. Con el resultado del asentamiento promedio por consolidación de la placa sumado al asentamiento elástico, considerando el acortamiento elástico de los pilotes, y con los desplazamientos verticales del suelo como resultado de la distorsión inicial no drenada de la masa de suelo, y de la consolidación de las capas a largo plazo, se establecen los desplazamientos relativos pilote – suelo a lo largo del fuste y en su punta para la condición de largo plazo.
- d. Con los resultados obtenidos de desplazamientos relativos pilote – suelo a largo plazo se aplican nuevamente los criterios ilustrados en las Figuras 8.9 y 8.10 para confirmar la hipótesis inicial de carga tomadas por el pilote o corregirla para comenzar una nueva iteración hasta que la convergencia entre hipótesis y resultado sea razonable.

El diagrama de flujo para la evaluación a largo plazo se muestra en la Figura 8.14.

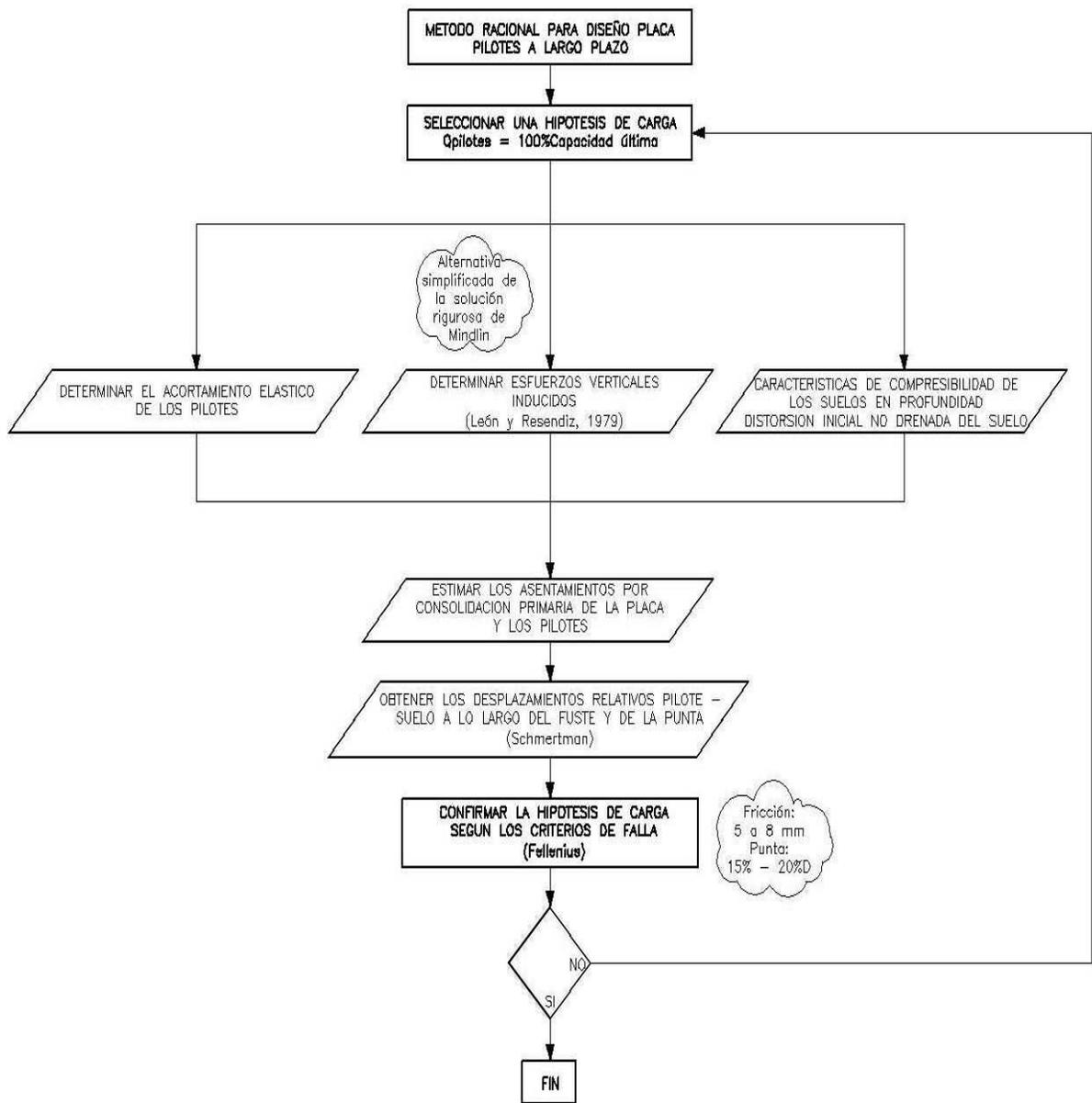


Figura 8-14 Método racional propuesto por Durán para la evaluación y diseño de un sistema de cimentación placa – pilotes para la condición a largo plazo.

9 METODOLOGIAS DESARROLLADAS INTERNACIONALMENTE

9.1 Poulos y Davis (1980)

Es necesario hacer hincapié en la metodología propuesta por Poulos y Davis, ya que de manera general fijaron las bases o principios de las soluciones numéricas aproximadas y rigurosas desarrolladas en adelante para sistemas de placa – pilotes, incluso llegando a ser los principios fundamentales de los análisis de elementos y diferencias finitas, hoy en día resueltos por medio de programa de computador especializados.

A continuación se presentan de manera resumida los criterios y bases metodológicas enunciadas por Poulos y Davis (1980).

9.1.1 Bases de análisis

Se asume que la placa posee un factor de seguridad aceptable contra una falla por capacidad portante, pero que experimentará asentamientos totales finales elásticos (p_{TFe}) o drenados excesivos; y es en este sentido que los pilotes son incorporados al sistema solamente para control de asentamientos a valores tolerables o admisibles.

En el método propuesto por Davis y Poulos (1972), el número de pilotes requerido para reducir el asentamiento a la magnitud deseada es determinado sin necesidad de recurrir a análisis de computador.

Las bases del análisis son similares a las empleadas para el diseño de grupos de pilotes independientes, excepto que ahora la unidad básica es considerando un pilote individual con un cabezal circular anexo descansando en la superficie del suelo, en vez de la unidad prevista de un pilote individual independiente.

$$\frac{d_c}{d} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot \frac{s}{d}} \quad (9.1)$$

Siendo:

- d_c Diámetro equivalente de la unidad cabezal – pilote
- d Diámetro del pilote individual
- s Separación entre pilotes

Por otra parte, introducen un “factor de interacción”, α_r , entre los pilotes de un mismo grupo de pilotes de acuerdo con Poulos (1968) y Poulos & Mattes (1971), que representa la influencia en el desplazamiento vertical relativo pilote - suelo por causa de la contribución de los pilotes adyacentes, en donde:

$$\alpha_r = \frac{\text{Asentamiento adicional causado por la unidad adyacente}}{\text{Asentamiento de la unidad individual}} \quad (9.2)$$

Si un sistema consistente de un total de n unidades, el asentamiento de una unidad típica i se da como:

$$\rho_i = \bar{\rho}_1 \left[\sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n (\bar{P}_j \alpha_{rij}) + \bar{P}_i \right] \quad (9.3)$$

Donde;

α_{rij} El valor de α_r para el valor equivalente d_o/d de la unidad j , correspondiente al espacio entre las unidades i y j .

\bar{P}_j Carga en unidad j

$\bar{\rho}_1$ El asentamiento de una unidad cabezal-pilote individual, bajo una carga unitaria.

$\bar{\rho}_1$ puede ser expresado como:

$$\bar{\rho}_1 = R_c \times \rho_1 \quad (9.4)$$

Donde;

ρ_1 = Asentamiento de un pilote individual bajo una carga unitaria

R_c = Relación del asentamiento de una unidad cabezal-pilote versus asentamiento de un pilote individual (Figura 9.1).

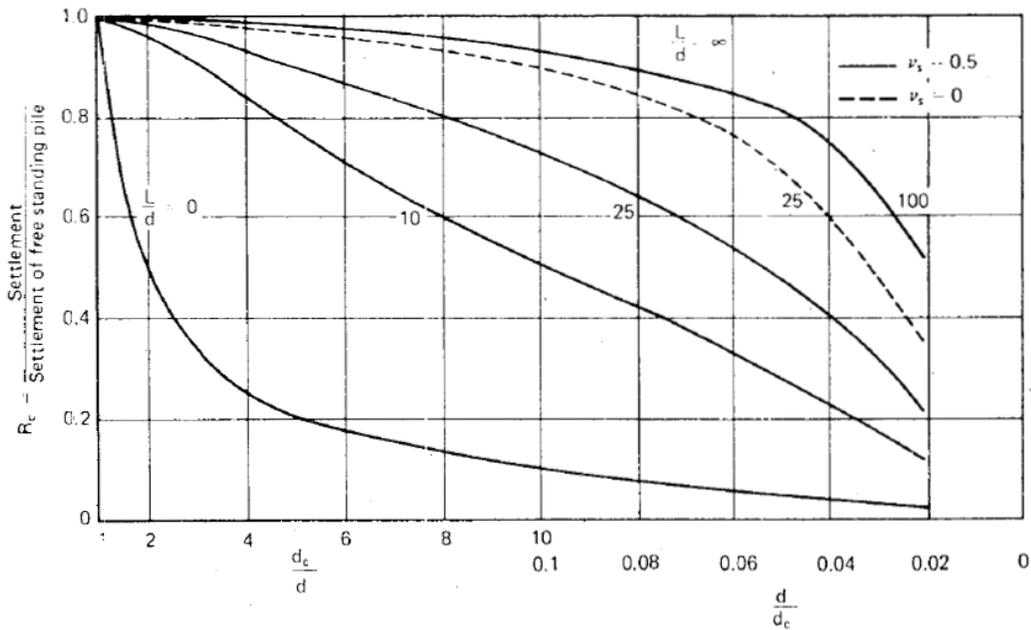


Figura 9-1 Efecto del cabezal del pilote en los asentamientos. Pilote incompresible en semi-espacio, cabezal rígido, diámetro d_c .

Los autores proponen que los asentamientos del sistema, ρ , se obtengan a partir de estimar el asentamiento de un pilote individual independiente introduciendo un factor de reducción de grupo, R_G , así:

$$R_G = R_C \times \overline{R_G} \quad (9.5)$$

$$\overline{R_G} = \frac{\text{Asentamiento promedio del sistema}}{\text{Asentamiento de una unidad individual tomando la misma carga total}} \quad (9.6)$$

$$\rho = P_G \times R_G \times \rho_1 \quad (9.7)$$

Donde P_G corresponde a la carga aplicada al grupo

$$P_G = \sum_{j=1}^n \overline{P_j} \quad (9.8)$$

Para asentamientos inmediatos, ρ_1 es el asentamiento inmediato para una carga unitaria, de un pilote individual con longitud igual a la longitud promedio del grupo de pilotes, y para

asentamientos totales, ρ_1 es el correspondiente asentamiento total final para una carga unitaria.

Valores de factor de reducción de grupo R_G son dibujados contra la relación adimensional del ancho del grupo B/d en las Figuras 9.2, 9.3 y 9.4 para grupos de 2^2 , 3^2 , 4^2 y 5^2 , para una placa rígida y para $\nu_s=0.5$ (relación de Poisson del suelo). Los pilotes son incompresibles y están embebidos en una masa semi-infinita de suelo.

También se muestran los valores de R_G para los dos casos límite de placa sola, o de bloque rígido (correspondiente a un grupo infinito de pilotes).

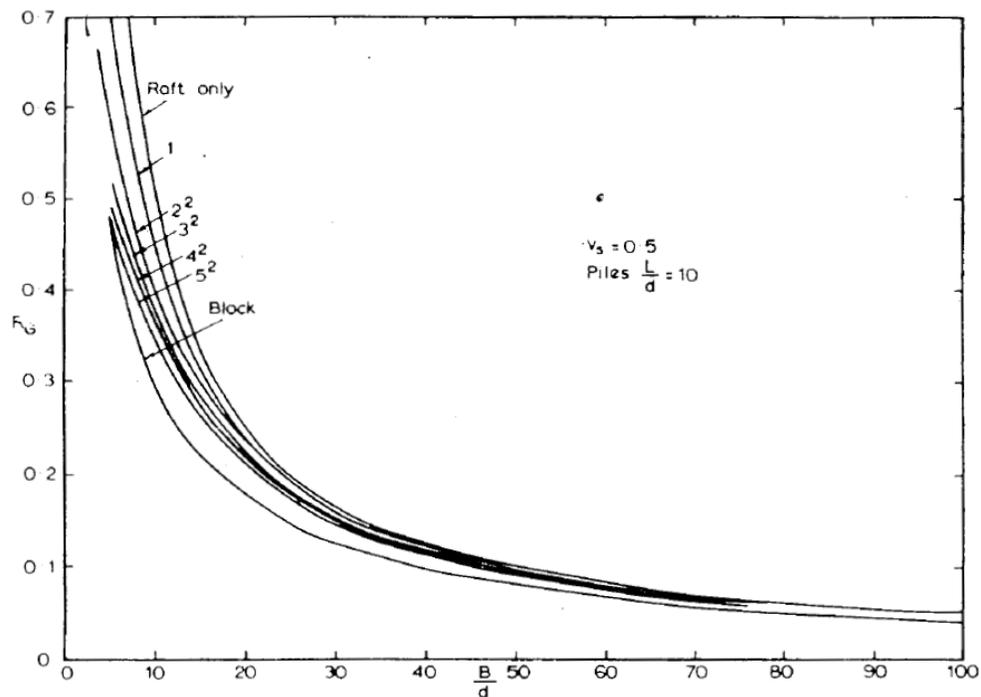


Figura 9-2 R_G vs. ancho del grupo, placa rígida, $L/d=10$

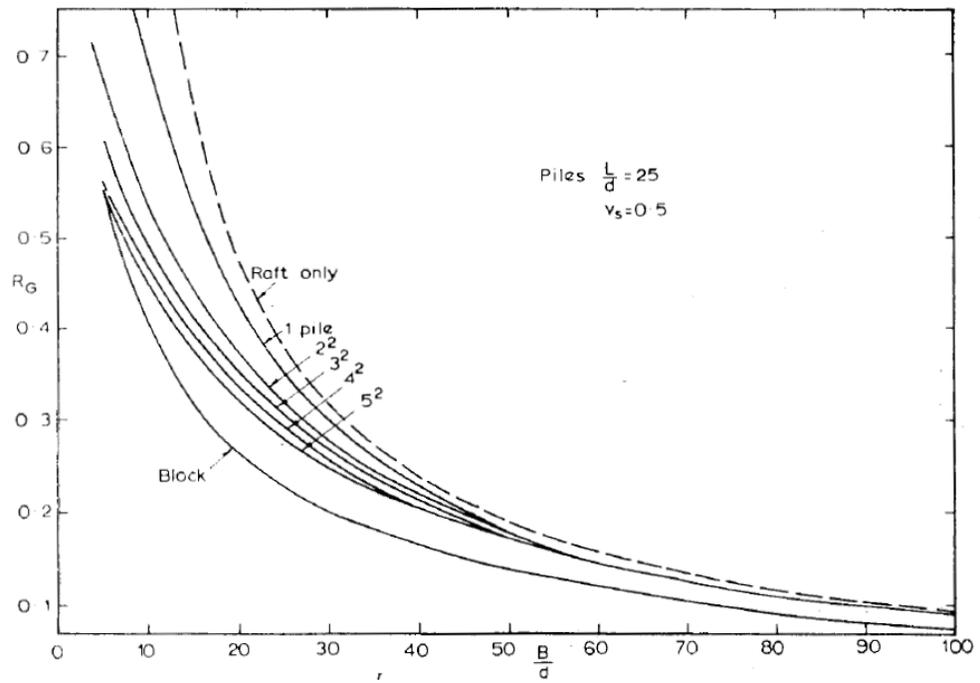


Figura 9-3 R_G vs. ancho del grupo, placa rígida, $L/d=25$

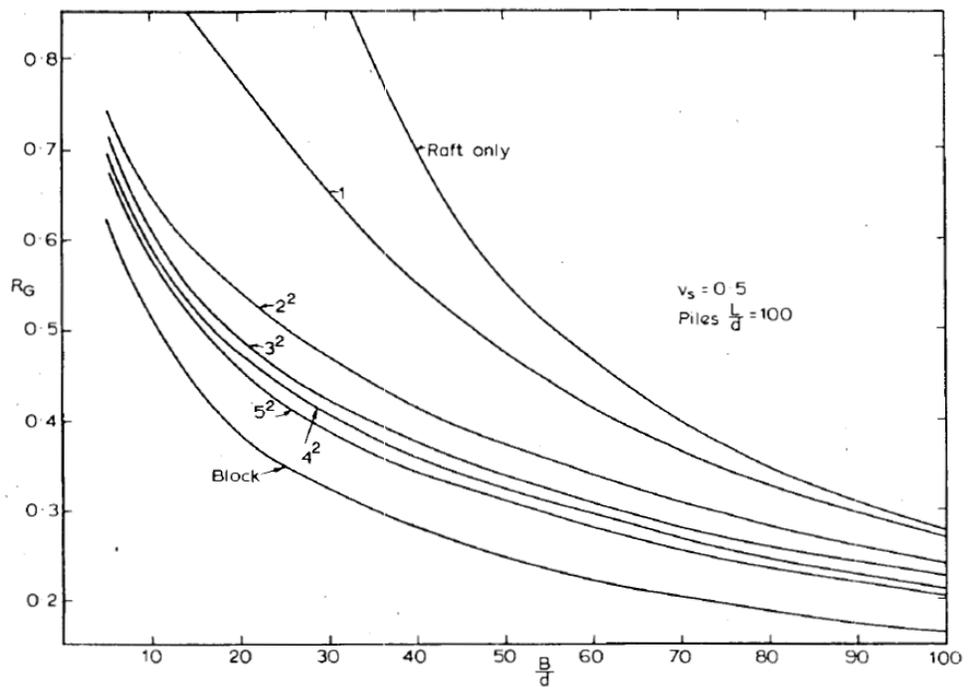


Figura 9-4 R_G vs. ancho del grupo, placa rígida, $L/d=100$

9.1.2 Influencia de la relación de Poisson del suelo

Los autores advierten de la influencia de la relación de Poisson del suelo, ν_s , en la estimación de los asentamientos de un pilote individual, así como de un grupo de pilotes.

La influencia de ν_s en R_G es mostrada en la Figura 9.5, para relaciones $L/d = 25$ y 100 ; la relación de $R_{G0}/R_{G0.5}$, donde R_{G0} es para $\nu_s = 0$ y $R_{G0.5}$ es $\nu_s = 0.5$ es dibujada contra el ancho del grupo de pilotes para varios sistemas rígidos cuadrados.

Se ha encontrado que la variación de R_G versus ν_s es razonablemente lineal, de modo que los valores de $R_{G0}/R_{G0.5}$ en la Figura 9.5 puede ser usado para interpolar linealmente para otros valores de ν_s .

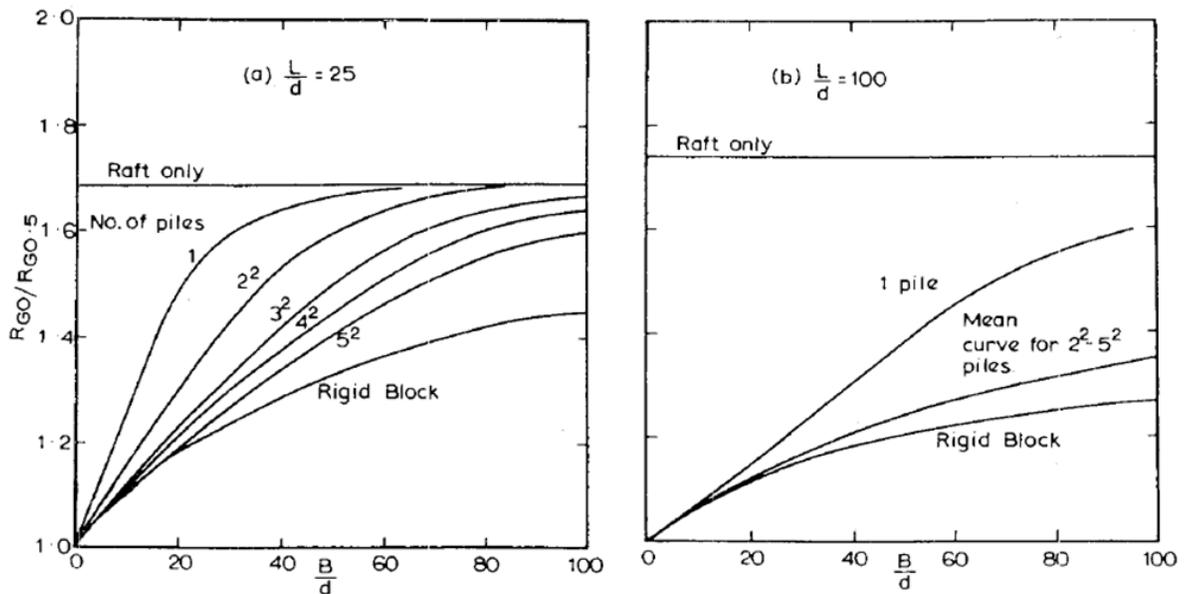


Figura 9-5 Influencia de ν_s en el factor R_G .

Así para cualquier valor de ν_s , los valores de R_{Gv} pueden ser estimados como:

$$\frac{R_{Gv}}{R_{G0.5}} = 1 + \left(\frac{R_{G0}}{R_{G0.5}} - 1 \right) \left(1 - \frac{\nu_s}{0.5} \right) \quad (9.9)$$

9.1.3 Estimación del asentamiento de un pilote individual

De acuerdo con Poulos y Davis (1980), el asentamiento de la cabeza del pilote puede ser expresado, con suficiente exactitud, en términos del asentamiento de un pilote incompresible en un semi-espacio, con factores de corrección por efectos de compresibilidad del pilote, y así sucesivamente. Poulos y Davis dividen el análisis para dos condiciones diferentes, en donde en ambos casos se considera una masa de suelo homogénea, con módulo de Young, E_s , y relación de Poisson, ν_s constantes, a saber:

- Pilote flotante,
- Pilote apoyado en un estrato firme.

En esta oportunidad, para que se dé la condición de sistema de cimentación placa-pilotes se requiere que los pilotes no estén apoyados en la punta en un estrato portante competente, sino por el contrario que estén totalmente embebidos en el estrato débil y que de existir un estrato más firme a una profundidad por debajo de la punta de los pilotes, éste esté a una considerable profundidad con respecto a la punta de tal forma que no sea afectado por el bulbo de influencia del sistema. Por tal razón, a continuación se describe solamente la metodología propuesta por Poulos y Davis (1980) para el caso de pilotes flotantes.

$$\rho_1 = \frac{PI}{E_s d} \quad (9.10)$$

$$I = I_o R_k R_h R_v \quad (9.11)$$

Donde:

- ρ_1 Asentamiento en la cabeza de pilote
- P Carga axial aplicada
- E_s Módulo de Young drenado del suelo (largo plazo)
- I_o Factor de influencia sobre el asentamiento para un pilote incompresible en una masa de suelo semi-infinita, y una relación de Poisson, $\nu_s = 0.5$.
- R_k Factor de corrección por compresibilidad del pilote
- R_h Factor de corrección por profundidad finita (espesor) de la capa sobre un estrato rígido
- R_v Factor de corrección por la relación de Poisson del suelo, ν_s
- h Profundidad de la capa de suelo

Valores de I_o , R_k , R_h y R_v están graficados en las Figuras 9.6, 9.7, 9.8 y 9.10.

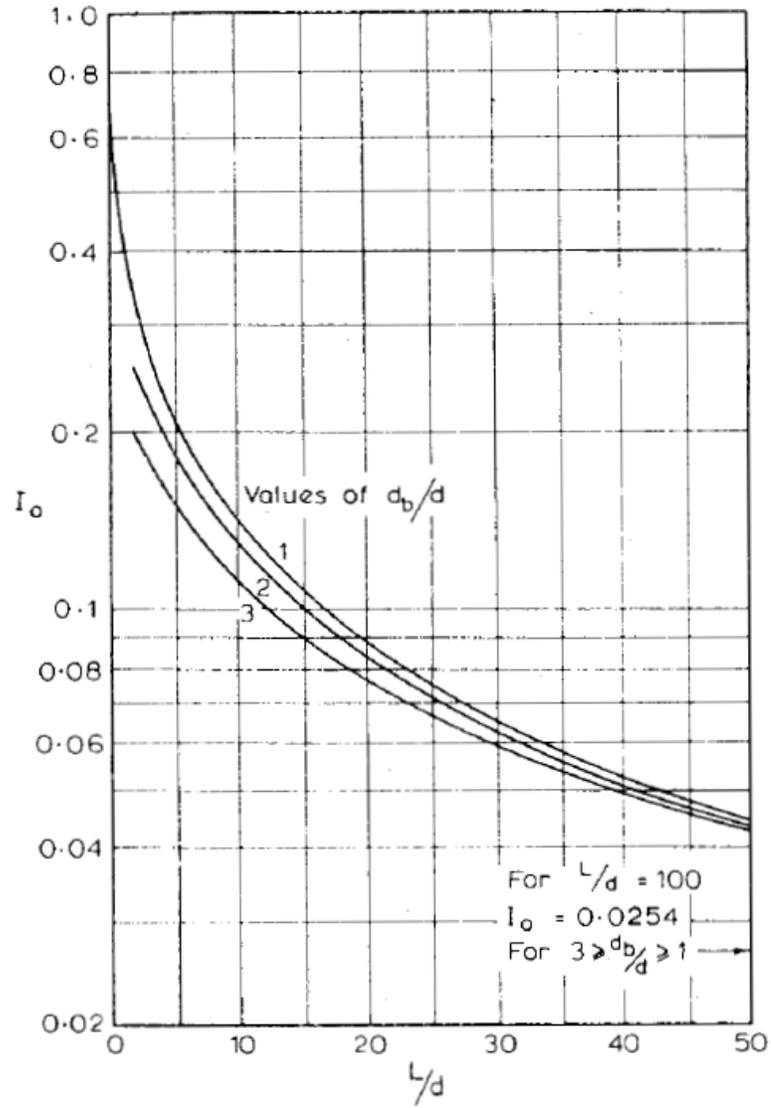


Figura 9-6. Factor de influencia del asentamiento, I_o

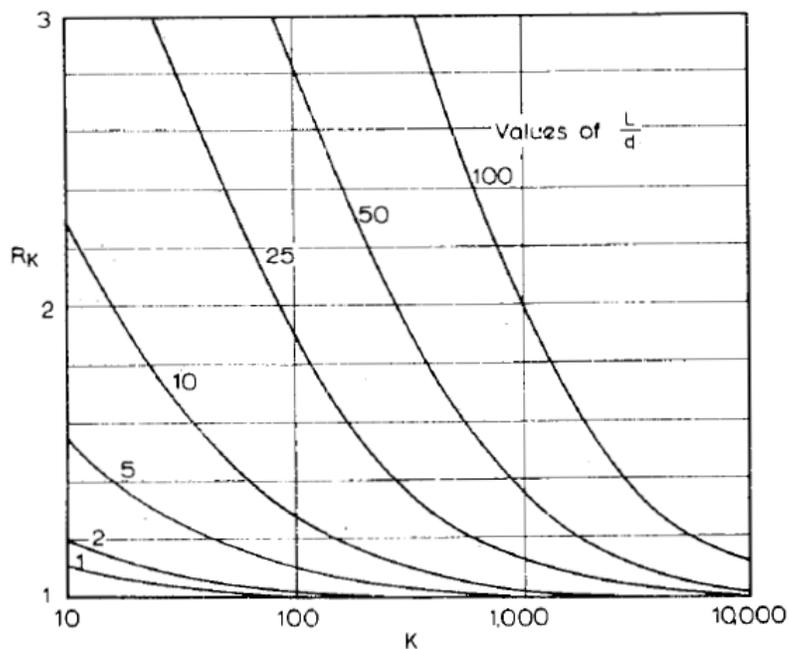


Figura 9-7. Factor de corrección del asentamiento por compresibilidad del pilote

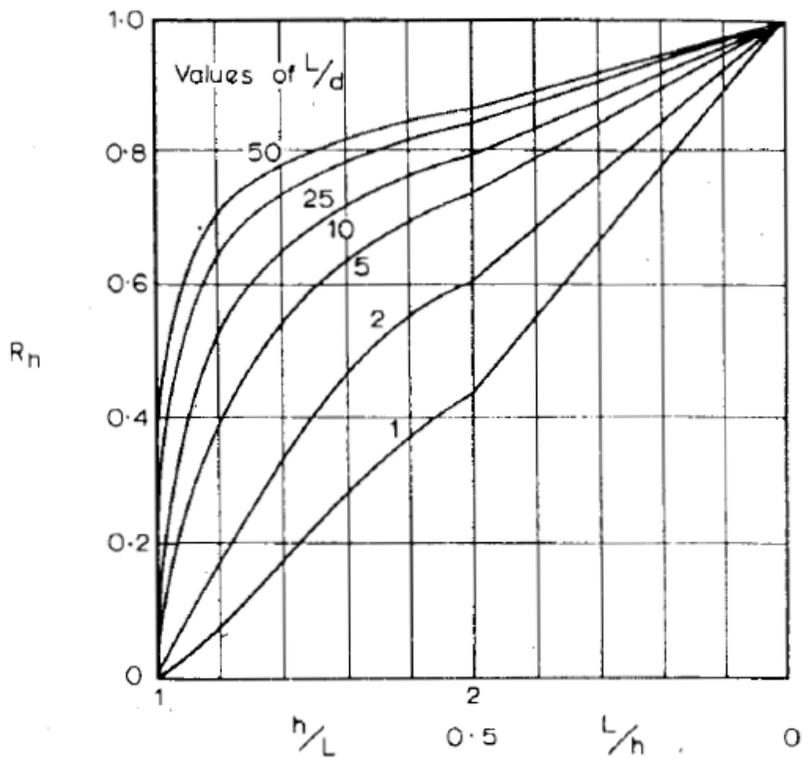


Figura 9-8. Factor de corrección del asentamiento por profundidad finita (espesor) de la capa sobre un estrato rígido

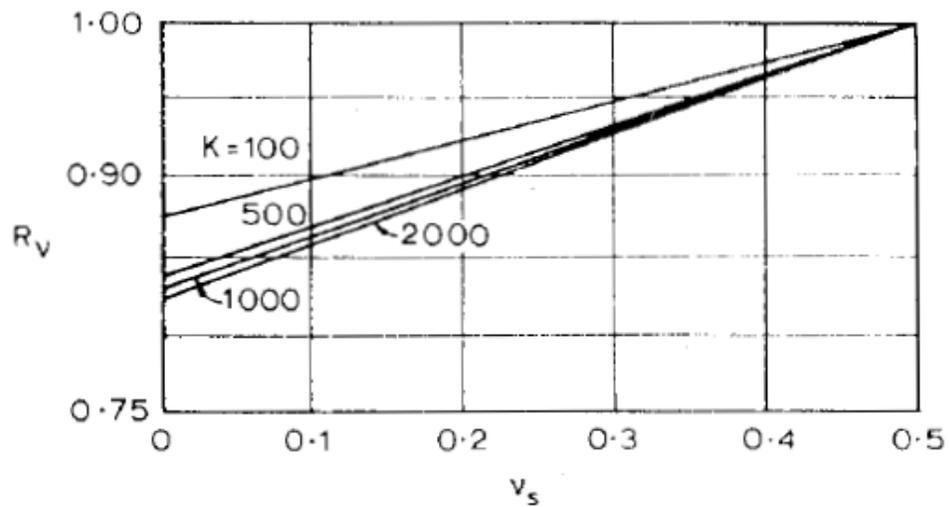


Figura 9-9. Factor de corrección del asentamiento por la relación de Poisson del suelo

9.1.4 Análisis simplificado para obtener la curva carga-asentamiento del sistema placa - pilotes hasta la falla

El método supone que para cargas en condiciones no drenadas, condiciones puramente elásticas prevalecen hasta la carga en la cual los pilotes fallarían si no estuviera el cabezal. Posteriormente, es asumido que cualquier carga adicional es tomada enteramente por la placa o cabezal y que el asentamiento adicional del sistema es entonces dado por el asentamiento de la placa solamente.

Así, refiriéndose a la Figura 9.10, la curva carga-asentamiento no drenada del sistema placa-pilotes consiste en dos secciones lineales:

1. La línea OA, desde carga cero hasta la carga P_A , en donde el asentamiento es calculado para el sistema placa – pilotes a partir de la ecuación 9.7. La carga P_A corresponde a aquella en donde se alcanza la capacidad última de los pilotes.
2. La línea AB, desde la carga P_A hasta la carga última P_B de todo el sistema (pilotes sumados a la placa), el asentamiento es calculado a partir de las ecuaciones para asentamientos de la placa actuando sola sin los pilotes.

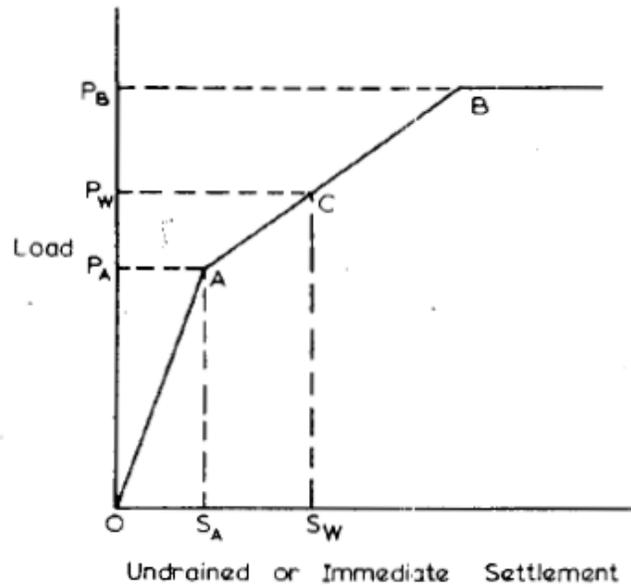


Figura 9-10 Aproximación simplificada de la curva carga-asetamiento para condición no drenada (inmediatos), de un sistema placa-pilotes.

Por ejemplo, para una placa rígida cuadrada de ancho $B \times B$ con m pilotes, el asentamiento total no drenado (inmediato) para una carga de trabajo P_W está dado por:

$$\rho_W = P_A R_{G0.5} \rho_1 + \frac{0.947(P_W - P_A)(1 - \nu_s^2)}{BE_u} \quad (9.12)$$

Donde el primer término representa el asentamiento del sistema placa-pilotes, calculado en principios elásticos para $\nu_s = 0.5$, y el segundo término representa el asentamiento de la placa actuando sola. Este segundo término será solamente operativo si $P_W > P_A$, que es cuando la carga de falla de los pilotes es excedida.

Por su parte, el método propone estimar los asentamientos de consolidación, ρ_{CF} , a partir de un enfoque puramente elástico, como la diferencia entre los asentamientos elásticos finales totales menos los asentamientos elásticos inmediatos:

$$\rho_{CF} = \rho_{TFe} - \rho_{ie} \quad (9.13)$$

Para la carga de trabajo P_W ,

$$\rho_{TFe} = P_W R_{Gv'} \rho_{1TF} \quad (9.14)$$

$$\rho_{ie} = P_W R_{G0.5} \rho_{1i} \quad (9.15)$$

Donde:

$R_{G0.5}$ Valor elástico de R_G para el sistema placa-pilotes para $v_s = v_u = 0.5$ (no drenado)

$R_{Gv'}$ Valor elástico de R_G para $v_s = v'_s$ (drenado)

ρ_{1TF} Asentamiento total final para un pilote individual bajo carga unitaria

ρ_{1i} Asentamiento inmediato para un pilote individual bajo carga unitaria

$$\rho_{CF} = P_W (R_{Gv'} \rho_{1TF} - R_{G0.5} \rho_{1i}) \quad (9.16)$$

Ambos asentamientos (ρ_{1TF} , ρ_{1i}) pueden ser obtenidos a partir de las relaciones teóricas descritas en el numeral 9.1.3.

El asentamiento total del sistema es entonces la suma del asentamiento inmediato y el asentamiento por consolidación.

$$\rho_{TF} = P_A R_{G0.5} \rho_{1i} + \frac{0.71(P_W - P_A)}{BE_u} + P_W (R_{Gv'} \rho_{1TF} - R_{G0.5} \rho_{1i}) \quad (9.17)$$

El valor de $R_{Gv'}$ puede ser estimado a partir de la ecuación 9.9.

Po último, los autores explican que si solamente unos cuantos pilotes son adicionados a la placa o cabezal, la carga de falla de estos pilotes bien puede ser excedida con creces por la carga de trabajo del sistema. A pesar que estos pilotes hayan fallado, ellos no obstante son efectivos en reducir los asentamientos del sistema, como se muestra en la Figura 9.11.

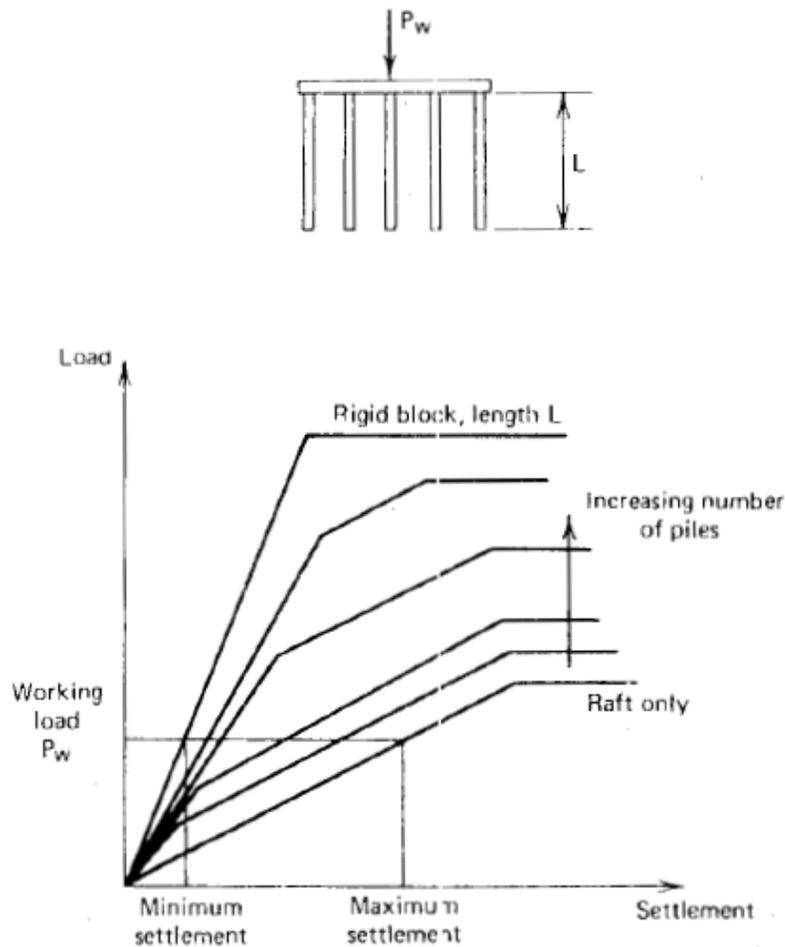


Figura 9-11 Concepto de sistema placa-pilotes.

9.2 Poulos-Davis-Randolph (PDR, 1994)

Poulos (2001) establece que un método racional de diseño de sistemas placa-pilotes debe incluir tres grandes etapas, a saber:

- a. Una etapa preliminar que evalúe la factibilidad de utilizar el sistema placa-pilotes, y determine el número de pilotes requeridos para satisfacer los requerimientos de diseño.
- b. Una segunda etapa para evaluar dónde son requeridos los pilotes, y determinar las características generales de ellos.

- c. Y una etapa final de diseño detallado para obtener el número óptimo, localización y configuración de los pilotes, y calcular la distribución detallada de asentamientos, momento flector y cortantes en la placa, y las cargas y momentos en los pilotes.

La primera y segunda etapa incluye cálculos relativamente sencillos, donde usualmente pueden ser desarrolladas sin programas complejos de computador. Por su parte, la etapa de diseño detallado, generalmente demandará el uso de un adecuado programa de computador que cuente en una manera racional la interacción entre el suelo, placa y pilotes. El efecto de la superestructura también puede ser considerada.

9.2.1 Primera etapa: Diseño preliminar

En la etapa de diseño preliminar, es necesario evaluar primero el comportamiento de la sola placa de fundación sin pilotes. Estimaciones de capacidad portante vertical y lateral, asentamientos y asentamientos diferenciales, pueden ser realizadas por medio de técnicas convencionales. Si la placa sola provee solamente una pequeña porción de la capacidad de carga requerida, entonces es probable que la cimentación deba ser diseñada según la filosofía convencional de cimentación piloteada, en donde la función de la placa es la de simplemente reducir ligeramente los requisitos del pilotaje.

Sin embargo, si la placa sola posee una capacidad portante adecuada o cercanamente adecuada, pero que no satisface los criterios de asentamientos o asentamientos diferenciales, entonces es factible considerar el uso de pilotes para reducir los asentamientos, o adoptar el enfoque de “pilotes de fluencia”, como lo describe Moya (1991).

Para la evaluación de capacidad portante vertical, la capacidad de carga última puede generalmente ser tomada como la menor de los dos siguientes valores:

- ✓ La suma de la capacidad última de la placa más la de todos los pilotes,
- ✓ La capacidad última del bloque contenido por los pilotes y la placa, más la de la porción de placa fuera de la periferia de los pilotes.

Para estimar el comportamiento carga-asentamiento, se puede adoptar una aproximación similar a la descrita en el numeral 9.1 de este informe (Poulos y Davis, 1980). Sin embargo, una ampliación útil de este método, puede ser usar el método simplificado de estimación de la carga tomada por la placa y los pilotes, formulado por Randolph (1994).

La definición del problema (cabezal-pilote) considerado por Randolph se muestra en la Figura 9.12.

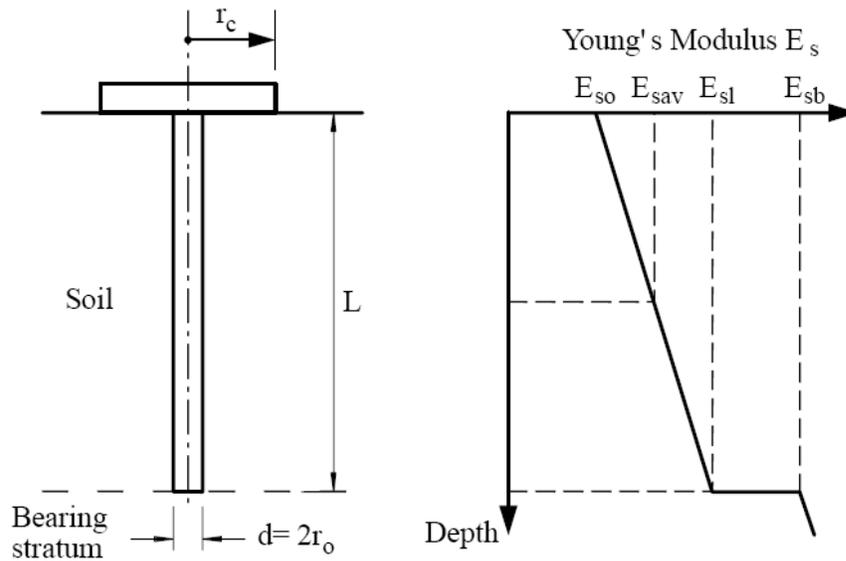


Figura 9-12 Representación simplificada de la unidad placa-pilote.

Usando su enfoque, la rigidez de la cimentación placa-pilote puede ser estimada así:

$$K_{pr} = \frac{K_p + K_r(1 - 2\alpha_{rp})}{1 - \alpha_{rp}^2 K_r/K_p} \quad (9.18)$$

Donde:

- K_{pr} Rigidez de la placa pilote
- K_p Rigidez del grupo de pilotes
- K_r Rigidez de la placa sola
- α_{rp} Factor de interacción placa-pilote

La rigidez de la placa K_r puede ser estimada por medio de la teoría elástica, por ejemplo utilizando las soluciones de Poulos y Davis (1974), Fraser y Wardle (1976) o Mayne y Poulos (1999). La rigidez del grupo de pilotes también puede ser estimada a partir de

teorías elásticas, usando aproximaciones tales como las descritas por Poulos y Davis (1980), Fleming y otros (1992) o Poulos (1989). En los últimos casos, la rigidez de un pilote individual es calculada a partir de teoría elástica, y entonces es multiplicada por un factor de eficiencia de rigidez para el grupo, η_w , siendo una aproximación estimada de la solución elástica.

Tabla 9.1. Parámetros para cimentaciones placa-pilotes

Suelo	Pilote	Placa
Módulo de Young, E_s	Módulo de Young, E_p	Módulo de Young, E_r
Relación de Poisson, ν_s	Longitud, L_p	Relación de Poisson, ν_r
Módulo Cortante, G_s	Diámetro, d_p	Espesor, t_r
	Espaciamiento, S_p	Longitud, L_r
		Ancho, B_r
		β_z Factor de rigidez en función de L_r/B_r

a. Rigidez de la placa

Un número de diferentes definiciones han sido propuestas para la relación de rigidez de la placa, entre las cuales están:

$$K_{rs(FW)} = \frac{4 E_r (1 - \nu_s^2)}{3 E_s (1 - \nu_r^2)} \left(\frac{t_r}{B_r} \right)^3$$

Para placa rectangular, donde B_r es el ancho de la placa (Fraser y Wardle, 1976)

$$K_{rs(HL)} = \frac{4 E_r (1 - \nu_s^2)}{3\pi E_s} \left(\frac{B_r}{L_r} \right) \left(\frac{t_r}{L_r} \right)^3$$

Para placa rectangular, donde B_r es el ancho y L la longitud de la placa (Hain y Lee, 1978)

$$K_{rs(H)} = \frac{4 E_r (1 - \nu_s^2)}{3\pi E_s} \left(\frac{t_r}{B_r} \right)^2$$

Para placa cuadrada de ancho B_r (Hooper, 1979)

$$K_{rs(C)} = \frac{E_r (1 - \nu_s^2)}{E_s (1 - \nu_r^2)} \left(\frac{t_r}{a} \right)^3$$

Para placa circular, donde a es el radio de la placa (Clancy, 1993).

Fleming y otros (1992) adoptan la siguiente expresión propuesta por Poulos y Davis (1974) para estimar la rigidez de la placa, K_r :

$$K_{r(PD)} = \frac{\beta_z \sqrt{B_r \cdot L_r}}{1 - \nu_s^2} \cdot E_s \quad (9.19)$$

En donde el Factor de rigidez β_z se puede leer de la figura 9-13.

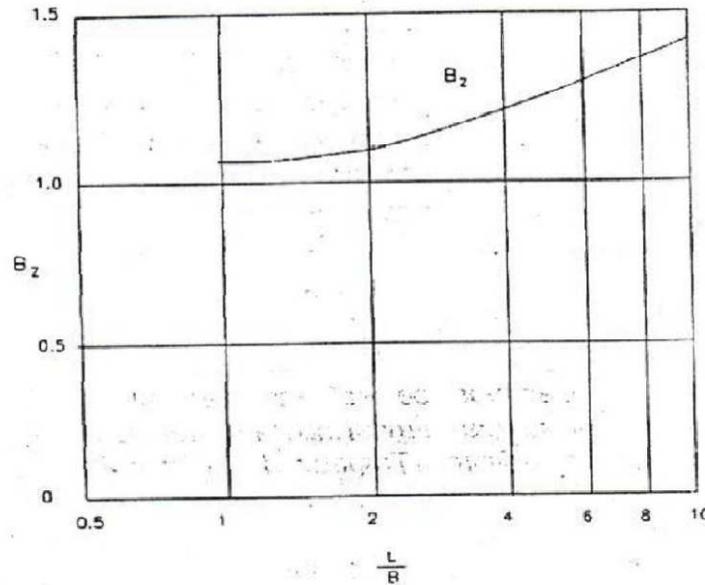


Figura 9-13 Factor de rigidez de una placa (Poulos y Davis, 1974).

b. Relación de rigidez de un pilote individual rígido

Fleming y otros (1992) proponen la siguiente expresión para hallar la rigidez de un pilote individual, la cual está basada en los siguientes preceptos teóricos:

- La resistencia al corte del suelo alrededor del fuste del pilote se puede escribir como:

$$\tau = \frac{\tau_0 r_0}{r} \quad (9.20)$$

Donde τ_0 es la resistencia al corte en la pared del pilote de radio r_0 y τ es la resistencia al corte a una distancia r alrededor del pilote.

- El desplazamiento vertical relativo pilote – suelo es mejor expresarlo en función del módulo cortante, G_s , que en lugar del módulo de elasticidad de Young, E_s .

$$G_s = \frac{E_s}{2(1 + \nu_s)} \quad (9.21)$$

- La deformación de corte o angular del suelo, $\gamma_s = \tau/G$ aproximadamente corresponde al diferencial $d\omega/dr$, donde ω corresponde al desplazamiento vertical.
- Estas relaciones pueden ser integradas en la siguiente expresión:

$$\omega = \int_r^{r_m} \frac{\tau_0 r_0}{Gr} dr = \frac{\tau_0 r_0}{G} \ln(r_m/r_0) \quad (9.22)$$

Se considera el radio máximo r_m como aquel hasta donde tiene influencia el pilote en la deformación angular del suelo alrededor de éste. Empíricamente se ha encontrado que este radio máximo es aproximadamente similar a la longitud del pilote.

En este sentido se tiene que la deflexión en la pared del pilote está dada por:

$$\omega_s = \zeta \frac{\tau_0 r_0}{G} = \zeta \frac{\tau_0 d}{2G} \quad (9.23)$$

Donde

$$\zeta = \ln(r_m/r_0) \quad (9.24)$$

- Finalmente, para un pilote rígido, se tendrán las siguientes relaciones de rigidez para la pared del pilote y para la punta respectivamente:

$$\frac{P_s}{\omega_s} = \frac{2\pi L \bar{G}}{\zeta}; \quad \frac{P_b}{\omega_b} = \frac{2d_b G_b}{(1-\nu)}$$

Combinando la pared y la base se tendrá:

$$P_t = P_s + P_b = \omega_t \left(\frac{P_s}{\omega_s} + \frac{P_b}{\omega_b} \right) \quad (9.25)$$

La cual puede ser presentada como una relación adimensional como rigidez del pilote $K_t = P_t/\omega_t$, y parametrizada en función del diámetro del pilote, d , y del módulo cortante al nivel de la base del pilote, G_L , así:

$$\frac{P_t}{\omega_t d G_L} = \frac{2}{(1-\nu)} \frac{d_b G_b}{d G_L} + \frac{2\pi \bar{G} L}{\zeta G_L d} \quad (9.26)$$

Esta última expresión incluye la posibilidad de un tener un diámetro diferente en la base del pilote, d_b , y de tenerse un fuerte crecimiento del módulo cortante debajo del nivel de la base del pilote, G_b , tal como se muestra en la figura 9.14 (o en la figura 9.12 en función de E_{sb}).

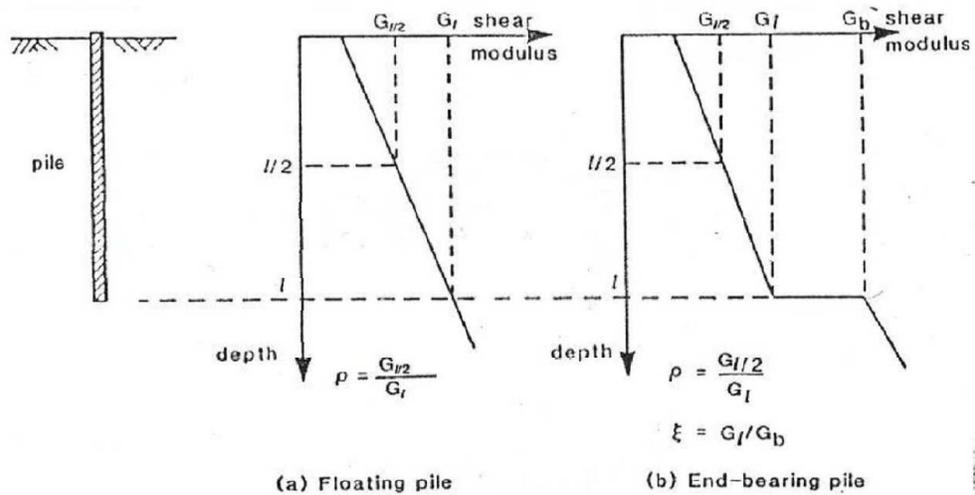


Figura 9-14 Variación del módulo cortante con la profundidad (Fleming y otros, 1992).

c. Relación de rigidez de un pilote individual compresible

Ahora bien, basados en teorías elásticas, Fleming y otros (1992), proponen la siguiente expresión para la relación de rigidez de un pilote individual compresible:

- La deformación unitaria del cuerpo del pilote está dada por $\epsilon_z = -(d\omega/dz) = (4P)/(\pi d^2 E_p)$, donde E_p corresponde al módulo de elasticidad del material del pilote. Por su parte la carga P se transfiere de arriba hacia abajo a lo largo del fuste del pilote en la interacción suelo-pilote de la forma diferencial $dP/dz = -\pi d \tau_0$.
- Esta deformación unitaria por compresión del pilote, junto con la respectiva transferencia de carga, se suceden de manera simultánea con el desplazamiento relativo pilote- suelo definido como ω_s en la ecuación 9.23, que combinadas resulta la siguiente ecuación diferencial:

$$\frac{d^2 \omega}{dz^2} = \frac{8G}{\zeta E_p d^2} \omega \quad (9.27)$$

Los autores resolvieron esta ecuación diferencial en términos de coseno y senos hiperbólicos funciones de la profundidad z ; sustituyéndola para las condiciones de frontera apropiadas en la base y la cabeza del pilote, resultando la siguiente expresión de rigidez para un pilote individual compresible.

$$\frac{P_t}{\omega_t d G_L} = \frac{\frac{2\eta}{(1-\nu)\xi} + \frac{2\pi\rho}{\zeta} \cdot \frac{\tanh(\mu L)}{\mu L} \cdot \frac{L}{d}}{1 + \frac{8\eta}{\pi\lambda(1-\nu)\xi} \cdot \frac{\tanh(\mu L)}{\mu L} \cdot \frac{L}{d}} \quad (9.28)$$

Donde se tienen los siguientes parámetros adimensionales:

$$\eta = \frac{d_b}{d}; \text{ relación entre el diámetro en la base con el diámetro del pilote} \quad (9.29)$$

$$\xi = \frac{G_L}{G_b}; \text{ relación módulo cortante en el fuste vs. módulo cortante en la base} \quad (9.30)$$

$$\rho = \frac{G_{L/2}}{G_L}; \text{ variación del módulo del suelo con la profundidad} \quad (9.31)$$

$$\lambda = \frac{E_p}{G_L}; \text{ relación de rigidez pilote – suelo} \quad (9.32)$$

$$\zeta = \ln\left(\frac{r_m}{r_0}\right); \text{ medida del radio de influencia del pilote} \quad (9.33)$$

$$\mu L = 2 \cdot \sqrt{\left(\frac{2}{\zeta\lambda}\right)} \left(\frac{L}{d}\right); \text{ medida de la compresibilidad del pilote} \quad (9.34)$$

- Arriba se describió el radio máximo de influencia del pilote, r_m , y se dijo que era aproximadamente de la misma magnitud de la longitud del pilote; ahora bien, Fleming y otros (1992), proponen la siguiente expresión para su cálculo

$$\zeta = \ln\left\{[0.25 + (2.5\rho(1-\nu) - 0.25)\xi]^{2L/d}\right\} \quad (9.35)$$

En donde para una relación de $\xi=1$, se tendría

$$\zeta = \ln\left[5\rho(1-\nu)\left(\frac{L}{d}\right)\right] \quad (9.36)$$

Resultando:

$$r_m = 2.5\rho(1-\nu)L \quad (9.37)$$

d. Relación de rigidez de un grupo de pilotes compresibles

En términos generales, la estimación del asentamiento o deformación de un grupo de pilotes, se obtiene como una función entre la magnitud del asentamiento o rigidez de un pilote individual y un factor de eficiencia del grupo.

En este sentido y en términos prácticos, uno de los más usuales conceptos, emergido de las metodologías analíticas de trabajo, es el uso de factores de interacción.

El factor de interacción, α , es definido como la proporción de incremento en la deformación de la cabeza de un pilote debido a la presencia de un pilote vecino similarmente cargado.

En este sentido, para un pilote individual con rigidez k y carga P , se tendrá una deformación

$$\delta = P/k \quad (9.38)$$

Si dos pilotes idénticos están sometidos cada uno a una carga P , entonces cada pilote se deformará en una magnitud, δ , dada por

$$\delta = (1 + \alpha) P/k \quad (9.39)$$

El valor de α dependerá del tipo de carga (axial o lateral), de la separación entre pilotes, y de las propiedades del material de los pilotes y del suelo.

El uso de factores de interacción podría considerarse como el equivalente de la superposición de las deformaciones de campo que cada pilote generaría por sí mismo, con el fin de llegar a la deformación global. Esta aproximación se ilustra en la figura 9.15 para un grupo de pilotes cargados axialmente.

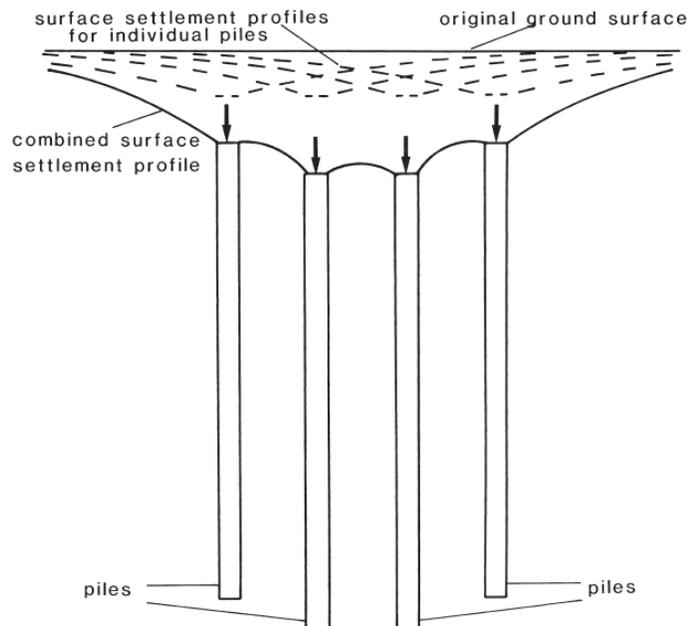


Figura 9-15 Superposición de perfiles de asentamiento para un grupo de pilotes bajo carga axial (Fleming y otros, 1992).

Randolph y Wroth (1979) describen cómo la solución de la respuesta de deformación bajo una carga axial de un pilote individual puede ser extendida para solucionar la correspondiente a un grupo de pilotes. Teóricamente los factores de interacción son deducidos a partir de las deformaciones de campo alrededor de un pilote individual, tratando separadamente el fuste y la base del pilote. Bajo carga axial, la deformación de campo alrededor del fuste del pilote varía aproximadamente de manera logarítmica con el radio, r , de acuerdo con la ecuación 9.23:

$$\omega_s = \zeta \frac{\tau_0 r_0}{G} = \zeta \frac{\tau_0 d}{2G}$$

Por lo tanto el factor de interacción para el fuste, α_s , para una distancia s desde el pilote en cuestión puede ser estimada como

$$\alpha_s \approx \frac{\ln(r_m/s)}{\zeta} \quad (9.40)$$

donde $\alpha_s \geq 0$.

Por su parte, al nivel de la base del pilote, la deformación de campo debida a la carga en la punta del pilote puede aproximadamente ser calculada por (Randolph y Wroth, 1979)

$$\omega = \omega_b \frac{d_b}{\pi r} \quad (9.41)$$

dando lugar al factor de interacción para la base, α_b , para un pilote con espaciamiento s , de

$$\alpha_b \approx \frac{d_b}{\pi s} \quad (9.42)$$

Para grupos de pilotes simétricamente distribuidos alrededor de un círculo teórico, donde cada uno responde idénticamente, el asentamiento de cada i ésimo pilote ahora puede ser estimado directamente a partir de la ecuación 9.28, pero con el factor ζ remplazado por el factor ζ^* dado por (Randolph, 1979)

$$\zeta^* = \zeta \sum_{j=1}^n (\alpha_s)_{ij} \quad (9.43)$$

donde $(\alpha_s)_{ij}$ es tomada como la unidad, y el factor η remplazado por

$$\eta^* = \frac{\eta}{\sum_{j=1}^n (\alpha_b)_{ij}} \quad (9.44)$$

La interacción de deformaciones es mayor alrededor de los fustes de los pilotes, que de la bases, debido al decaimiento logarítmico para la base de los pilotes en donde es inversamente proporcional con el espaciamiento entre pilotes, (1/s).

En resumen, el incremento de los asentamientos para el grupo de pilotes puede ser cuantificado por una relación de asentamiento, R_s , dada la relación de flexibilidad entre un pilote de un grupo con respecto a la de un pilote aislado (Poulos y Davis, 1980).

$$R_s = \frac{\text{Asentamiento promedio del grupo de pilotes}}{\text{Asentamiento de un pilote individual con la misma carga promedio como un pilote en el grupo}} \quad (9.45)$$

Una vía alterna para cuantificar la reducción de la rigidez de cada pilote debido a los efectos de interacción es por medio de una eficiencia, η_w , el cual es el inverso de R_s (Butterfield y Douglas, 1981). La rigidez, K_p , del grupo de pilotes (carga total dividida entre el asentamiento promedio) puede ser expresada como una proporción, η_w , de la sumatoria de las rigideces de los pilotes individuales, k . En este orden de ideas, para un grupo de n pilotes se tendría:

$$K_g = \eta_w \cdot n \cdot k \quad (9.46)$$

Butterfield y Douglas demostraron que dibujando la eficiencia, η_w , versus el número de pilotes del grupo, n , en una gráfica con ejes logarítmicos, se obtenían familias de líneas rectas para diferentes relaciones de espaciamiento normalizado con el diámetro, s/d . También, concluyeron que no existía mayor influencia de la forma del grupo, cuadrado o rectangular, en el cálculo de la eficiencia para una mismo espaciamiento entre pilotes.

En la figura 9.16 se muestra la eficiencia para grupos de pilotes, con pilotes de relación $L/d = 25$, $E_p/G_L = 1000$, $\rho = 0.75$, $\nu = 0.3$, y para varias relaciones de s/d de 2, 3, 5 y 10.

Para una relación de espaciamento típico s/d de 3 a 5, los resultados tienden en un espacio logarítmico, a la siguiente expresión exponencial:

$$\eta_w \sim n^{-e} \quad \text{o} \quad K_g \sim n^{1-e} k \quad (9.47)$$

con valores del exponente, e , típicamente en el rango de 0.5 a 0.6.

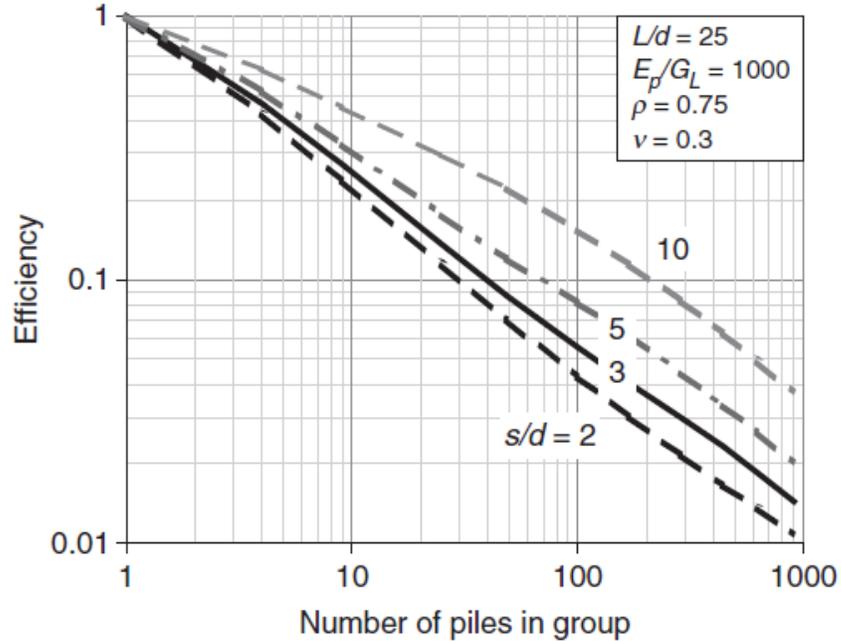


Figura 9-16 Eficiencia, η_w , para grupos de pilotes cuadrados bajo carga axial (Fleming y otros, 1992).

e. Aplicación a un sistema placa - pilotes

Finalmente, para la estimación de los asentamientos de un sistema placa - pilotes, los diferentes autores (Poulos y otros, 1994; Fleming y otros, 1992) proponen la expresión de rigidez del sistema dada en la ecuación 9.18.

$$K_{pr} = \frac{K_p + K_r(1 - 2\alpha_{rp})}{1 - \alpha_{rp}^2 K_r/K_p} \quad (9.48)$$

Donde:

- K_{pr} Rigidez de la placa pilote
- K_p Rigidez del grupo de pilotes
- K_r Rigidez de la placa sola (ecuación 9.19)
- α_{rp} Factor de interacción placa-pilotes

Por su parte, la proporción (X) de la carga total aplicada y que es tomada por la placa sería:

$$\frac{P_r}{P_t} = \frac{K_r(1 - \alpha_{rp})}{K_p + K_r(1 - 2\alpha_{rp})} = X \quad (9.49)$$

Donde:

P_r Carga tomada por la placa

P_t Carga total aplicada

El factor de interacción placa-pilote, α_{rp} , puede ser estimado así:

$$\alpha_{rp} = 1 - \frac{\ln\left(\frac{r_c}{r_o}\right)}{\zeta} \quad (9.50)$$

Las ecuaciones de arriba pueden ser usadas para desarrollar una curva tri-lineal de carga-asentamiento, como la mostrada en la Figura 9.17, o en la Figura 9.10.

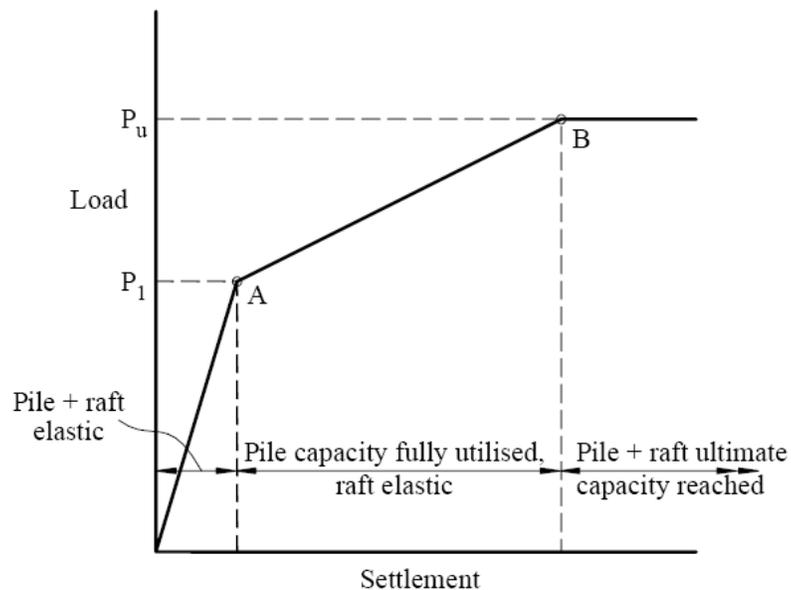


Figura 9-17 Curva simplificada de carga-asentamiento para análisis preliminar.

Primero, la rigidez del sistema placa-pilotes, K_{pr} , es calculada a partir de la ecuación (9.48) para el número de pilotes considerados. Esta rigidez se mantendrá operativa

hasta movilizar la totalidad de la capacidad de los pilotes. Asumiendo la simplificación de que la movilización de la carga de los pilotes ocurre simultáneamente, la magnitud de la carga aplicada, P_1 , en la que los pilotes alcanzan su capacidad última, P_{up} , viene dada por:

$$P_1 = P_{up} = (1 - X)P_t \quad (9.51)$$

Donde,

P_{up} Capacidad última de carga de los pilotes

P_t Carga total aplicada

X Proporción de carga total aplicada tomada por la placa.

A partir de este punto (Punto A en la Figura 9.17), la rigidez del sistema de cimentación es solamente la de la placa (K_p), y esto se mantiene hasta alcanzar la capacidad última del sistema de cimentación placa-pilotes, P_u , (Punto B en la Figura 9.17). A partir de este estado, la relación carga-asentamiento se convierte horizontal.

En la Tabla 9.2 se muestran las expresiones propuestas por Clancy y Randolph (1996) para el análisis elástico de los sistemas placa-pilotes, junto con sus respectivos rangos de valores típicos esperados.

Tabla 9.2. Relaciones adimensionales para sistemas placa-pilotes (Clancy y Randolph, 1996)

Relación	Definición	Rango de valores
Relación de esbeltez pilote	$\frac{L_p}{d_p}$	10 – 100
Relación separación pilote	$\frac{S_p}{d_p}$	2.5 – 8
Relación rigidez pilote-suelo	$K_{ps} = \frac{E_p}{E_s}$	100 – 10000
Relación de aspecto placa	$\frac{L_r}{B_r}$	1 – 10
Relación rigidez placa-suelo	$K_{rs} = \frac{4E_r B_r t_r^3 (1 - \nu_s^2)}{3\pi E_s L_r^4 (1 - \nu_r^2)}$	0.001 – 10

9.2.2 Segunda etapa: Evaluación de los requerimientos de pilotaje.

Según Poulos (2001), gran parte de la literatura existente no considera el modelo detallado de aplicación de carga sobre la fundación, asumiendo solamente distribuciones uniformes de carga sobre el área de la placa. Si bien, esto puede ser suficiente para una etapa preliminar como la descrita arriba, no es suficiente para un diseño detallado en donde los pilotes pueden ser localizados donde las cargas de las columnas son aplicadas.

A continuación se presenta un enfoque que ha sido desarrollado por Poulos (2001), y que permite una evaluación de la carga máxima aplicada por una columna sobre la placa, y que ésta pueda soportar sin un pilote debajo de la columna.

Un esquema típico de una columna sobre la placa se muestra en la Figura 9.18. Existen cuatro circunstancias en donde un pilote puede ser necesario debajo de la columna:

- Si el momento máximo en la placa debajo de la columna excede al valor admisible para la placa.
- Si el cortante máximo en la placa debajo de la columna excede el valor admisible para la placa.
- Si la presión de contacto máxima debajo de la placa excede el valor admisible de diseño del suelo.
- Si el asentamiento local debajo de la columna excede el valor admisible.

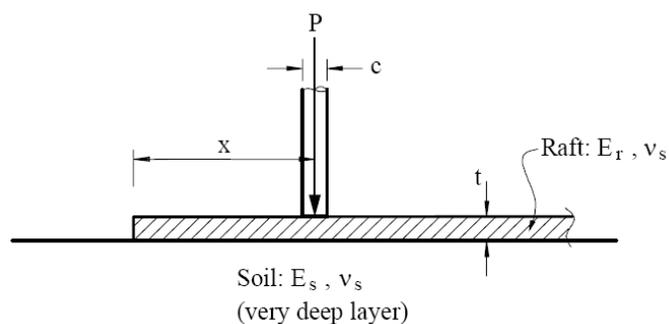


Figura 9-18 Definición del problema de una columna de carga sobre la placa.

La estimación del momento, corte, presión de contacto y asentamientos máximos causados por una columna de carga sobre la placa pueden obtenerse a partir de teorías elásticas resumidas por Selvadurai (1979). Estas son para el caso ideal de una carga

concentrada aplicada en una placa elástica semi-infinita soportada en una capa de suelo homogéneo de gran profundidad, pero por lo menos proporciona una base racional para el diseño. Es posible transformar aproximadamente un perfil de suelo real de varias capas en un suelo homogéneo equivalente mediante el uso de la aproximación descrita por Fraser y Wardle (1976). La Figura 9.18 muestra la definición del problema descrito, y una columna típica para la cual se está evaluando el pilotaje necesario (si los hubiera).

- Criterio de momento máximo: El momento máximo, M_x y M_y , debajo de la columna de radio c actuando en una placa semi-infinita son dados por las siguientes expresiones:

$$M_x = A_x \cdot P \quad (9.52 \text{ a})$$

$$M_y = B_y \cdot P \quad (9.52 \text{ b})$$

Donde:

$$A_x = A - 0.0928 \ln\left(\frac{c}{a}\right) \quad (9.52 \text{ c})$$

$$B_y = B - 0.0928 \ln\left(\frac{c}{a}\right) \quad (9.52 \text{ d})$$

$$a = t \left[\frac{E_r(1 - \nu_s^2)}{6E_s(1 - \nu_r^2)} \right]^{1/3} \quad (9.52 \text{ e})$$

A, B Coeficientes que dependen de la distancia relativa x/a

x Distancia entre el eje de la columna y el borde de la placa

a Longitud característica de la placa

t Espesor de la placa

E_r Módulo de Young de la placa

E_s Módulo de Young del suelo

ν_r Relación de Poisson de la placa

ν_s Relación de Poisson del suelo

Los coeficientes A y B se muestran en la Figura 9.19 en función de la distancia relativa x/a .

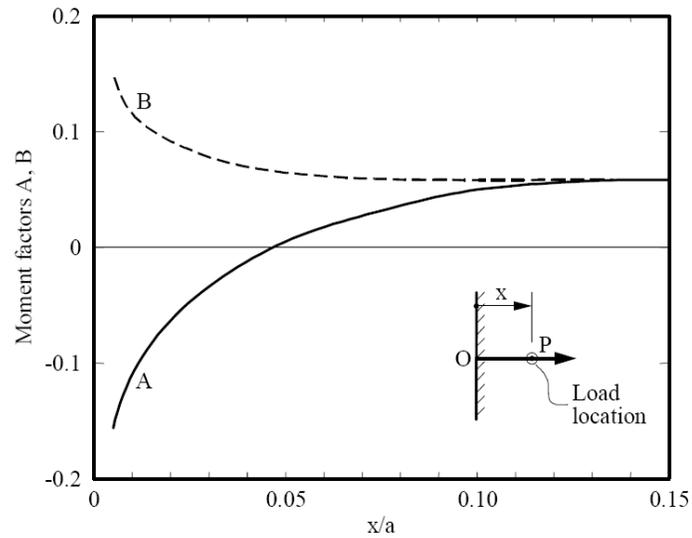


Figura 9-19 Factores de momento A y B, para una columna circular.

La carga máxima en la columna, P_{c1} , que puede ser tomada por la placa sin exceder el momento admisible está dada por:

$$P_{c1} = \frac{M_d}{\text{Mayor de } A_x \text{ y } B_y} \quad (9.53)$$

Donde, M_d = Momento de diseño para la capacidad de la placa

- Criterio de cortante máximo: El cortante máximo, V_{max} , debajo de la columna puede ser expresado como:

$$V_{max} = \frac{(P - q\pi c^2)c_q}{2\pi c} \quad (9.54)$$

Donde, q = presión de contacto debajo de la placa

c = radio de la columna

c_q = Factor de corte, graficado en la Figura 9.20.

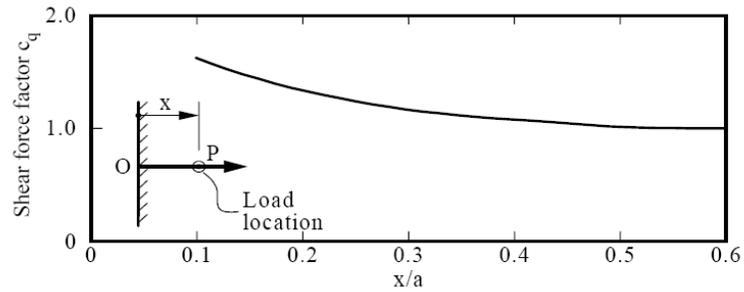


Figura 9-20 Factor de corte, c_q , para columna circular.

Así, si la capacidad de diseño al corte de la placa es V_d , la carga máxima en la columna, P_{c2} , que puede ser aplicada a la placa es:

$$P_{c2} = \frac{V_d 2\pi c}{c_q} + q_d \pi c^2 \quad (9.55)$$

Donde, q_d = capacidad portante admisible de diseño debajo de la placa

- Criterio de la máxima presión de contacto: La máxima presión de contacto en la base de la placa, q_{max} , puede ser estimada como sigue:

$$q_{max} = \frac{\bar{q}P}{a^2} \quad (9.56)$$

Donde \bar{q} es un factor, mostrado en la Figura 9.21, y a es la longitud característica definida en la ecuación (9.31 e). La carga máxima en la columna, P_{c3} , que puede ser aplicada sin exceder la presión de contacto admisible es:

$$P_{c3} = \frac{q_u a^2}{F_s \bar{q}} \quad (9.57)$$

Donde, q_u = capacidad portante última del suelo debajo de la placa, y F_s = factor de seguridad para la presión de contacto.

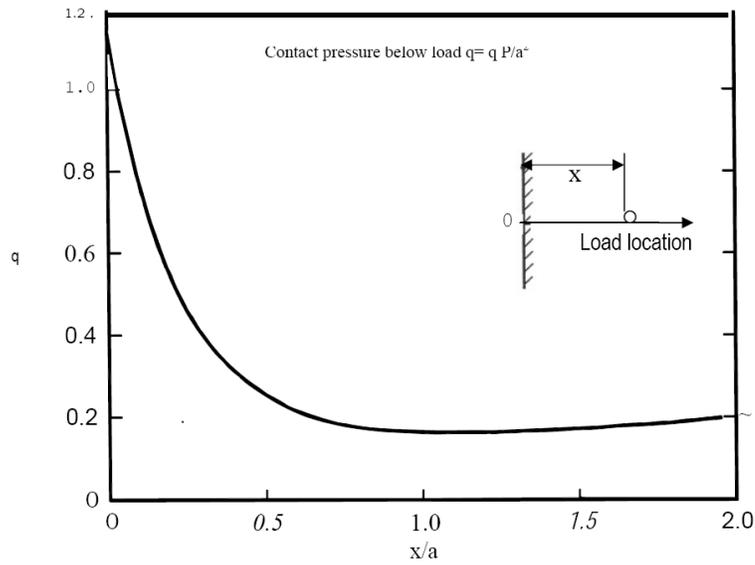


Figura 9-21 Factor de presión de contacto, \bar{q} .

- Criterio por asentamiento local: El asentamiento bajo la columna (considerada como carga concentrada) es dado por:

$$S = \frac{\omega(1 - \nu^2)P}{E_s a} \quad (9.58)$$

Donde, ω = factor de asentamiento mostrado en la Figura 9.22. Esta expresión no permite tener en cuenta en el asentamiento de una columna el efecto de las columnas adyacentes, por lo que debe superponérsele al asentamiento local, el asentamiento general global.

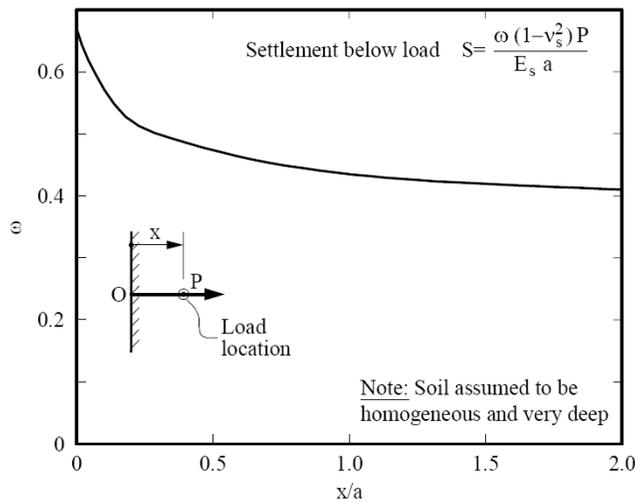


Figura 9-22 Factor de asentamiento, ω (se asume suelo homogéneo y muy profundo)

Si el asentamiento local admisible es S_a , entonces la carga máxima en la columna, P_{c4} , que no exceda este valor es:

$$P_{c4} = \frac{S_a E_s a}{\omega(1 - \nu_s^2)} \quad (9.59)$$

- Evaluación de los requerimientos del pilote para una localización de columna: Si la actual carga de diseño de una columna en una posición particular es P_c , entonces será requerido un pilote si P_c excede el menor valor de los cuatro criterios descritos arriba. Estos es si $P_c > P_{crit}$, donde P_{crit} = menor valor de P_{C1} , P_{C2} , P_{C3} o P_{C4} .

Si el criterio critico es momento máximo, cortante o presión de contacto (ej. P_{crit} es P_{C1} , P_{C2} o P_{C3}), entonces el pilote deberá ser diseñado para proveer la deficiencia en capacidad de carga. Burland (1995) sugirió que solamente cerca del 90% de la capacidad de carga última del pilote debe ser considerada como movilizada bajo un sistema placa-pilotes. Con esta hipótesis, la capacidad última de carga del pilote, P_{ud} , en la posición de la columna está dada por:

$$P_{ud} = 1.11F_p(P_c - P_{crit}) \quad (9.60)$$

Donde, F_p es un factor de seguridad para los pilotes. Cuando los pilotes son diseñados para reducir los asentamientos, F_p puede ser tomada como uno ($F_p=1.0$).

Si el criterio crítico es asentamiento local, entonces el pilote puede ser diseñado para proveer una adición apropiada de rigidez. Para un asentamiento máximo local de S_a , la rigidez necesaria, K_{cd} , de la fundación debajo de la columna es,

$$K_{cd} = \frac{P_c}{S_a} \quad (9.61)$$

Como una primera aproximación, usando la ecuación (9.48), la rigidez requerida de los pilotes, K_p , para obtener la rigidez necesaria del sistema puede ser obtenida resolviendo la siguiente ecuación cuadrática:

$$K_p^2 + K_p [K_r(1 - 2 \alpha_{rp}) - K_{cd}] + \alpha_{rp}^2 K_r K_{cd} = 0 \quad (9.62)$$

Donde, α_{rp} = factor de interacción placa-pilotes, y K_r = rigidez de la placa alrededor de la columna.

9.2.3 Tercera etapa: Diseño detallado

Una vez que la etapa preliminar ha indicado que una cimentación placa-pilotes es viable, y se ha obtenido una aproximación de los posibles requisitos del pilotaje, es necesario realizar un diseño más detallado a fin de evaluar la distribución detallada de los asentamientos y decidir sobre la ubicación óptima y la distribución de los pilotes. Los momentos flectores y cortantes de la placa, y la carga de los pilotes, también deben ser obtenidos para el diseño estructural de la cimentación.

En el Capítulo 6 se enunciaron los métodos de análisis numéricos desarrollados, y resumidos por Poulos (1997), así como ejemplos de los distintos programas de computador creados según estos métodos.

De acuerdo con Tomlinson (2001), no es sorprendente que métodos de elementos finitos hayan sido muy poco utilizados para modelar todos los componentes del sistema placa-pilotes-suelo. La modelación tridimensional para tales sistemas placa-pilotes por elementos finitos puede ser exorbitantemente costosa para uso como técnica general de diseño. Usualmente, para placas rectangulares con arreglo del grupo de pilotes simétrico, se simplifica a un modelo tridimensional de tan solo uno de sus cuadrantes. Para el caso de modelos de elementos finitos en 2 dimensiones, se simplifican con base en la simetría con respecto al eje vertical, analizando tan solo una de las dos mitades.

La aplicación del método combinado de elementos finitos de placa - flexionante y la teoría de capa simplificada de elementos de borde/superficie (Hooper, Hyde Park Calvary Barracks, Londres, 1973) ha sido razonablemente satisfactorio en el análisis de placa con grupos de pilotes poco espaciados. En este caso, el grupo de pilotes es modelado como una placa equivalente localizada hacia la profundidad de la punta de los pilotes.

Wood (1978) describió esta forma de análisis aplicada a bloques de oficinas de seis pisos cimentados sobre pilotes perforados de gran diámetro en la Arcilla de Londres. En este caso se contó con valores de medición de asentamientos, y Wood concluyó que la mejor representación de los valores medidos fue obtenida para una localización de la placa equivalente a una profundidad entre 0.5 a 0.8 de la penetración de los pilotes dentro de la Arcilla de Londres. Esta metodología es correspondiente con la descrita por Terzagui para grupo de pilotes largos de fricción en suelos arcillosos.

Hain y Lee (1978) utilizaron una combinación entre un modelo de elementos finitos de placa flexionante para la placa, y factores de interacción para pilote-pilote, pilote-terreno, terreno-pilote y terreno-terreno. Se hicieron asignaciones aproximadas para los efectos causados por la heterogeneidad del suelo, valores de la carga de corte de los pilotes y la cedencia localizada del suelo. Hooper (1979) comenta que este método particular de análisis puede ser tratado con un razonable grado de confianza en casos en donde los pilotes están ampliamente espaciados y la rigidez del suelo es razonablemente uniforme desde la cabeza de los pilotes hasta una profundidad considerable por debajo de la punta de éstos.

Un avance de la aproximación de Hain y Lee es incorporada al programa de computador PILRAFT descrita por Padfiel y Sharrock (1983). Aquí una teoría transformada integral es usada para lograr una mejor representación de los efectos de los suelos estratificados y la variación de la rigidez del suelo con la profundidad. Ellos describen la aplicación de PILRAFT para un retro-análisis de una cimentación placa-pilotes instrumentada en la Arcilla de Londres con la subsecuente producción de un diseño alternativo en donde la longitud de los pilotes es variable a través de la placa con el fin de minimizar los asentamientos diferenciales.

En espera de mayor disponibilidad y confianza en programas como PILRAFT, los diseñadores de sistemas placa-pilotes pueden seguir recurriendo a proponer pilotes poco espaciados, y utilizar la metodología de placa equivalente descrita por Wood y Hooper. Sin embargo, es necesario aclarar que el método de la placa equivalente no es capaz de establecer la proporción de carga por la placa y por los pilotes.

Uno de los programas actualmente desarrollados es el Plaxis 3D Foundation. Este programa es un paquete de elementos finitos para el análisis de deformaciones en tres dimensiones de estructuras de cimentación. Cimentaciones a partir de la interacción entre la estructura superior y el suelo. Los asentamientos dependen de las condiciones locales del suelo y del método de construcción; especialmente para los sistemas placa-pilotes en donde hay una importante interacción entre los pilotes, la placa y el suelo para soportar las cargas y solicitaciones de la super-estructura. En esta interacción las deformaciones son un factor clave. Esta situación sólo puede ser analizada de manera eficaz por medio de cálculos de elementos finitos en tres dimensiones, en el que se incorporan los modelos adecuados para simular el comportamiento del suelo y la interacción suelo-estructura.

En las Figuras 9.23, 9.24 y 9.25 se muestran modelos de elementos finitos en tres dimensiones realizados por Reul y Randolph (Géotechnique 53, 2003), durante una comparación numérica vs. mediciones in situ de tres casos históricos de edificios cimentados en sistemas placa-pilotes sobre arcillas sobreconsolidadas de Frankfurt. Esta modelación se realizó utilizando el programa ABAQUS.

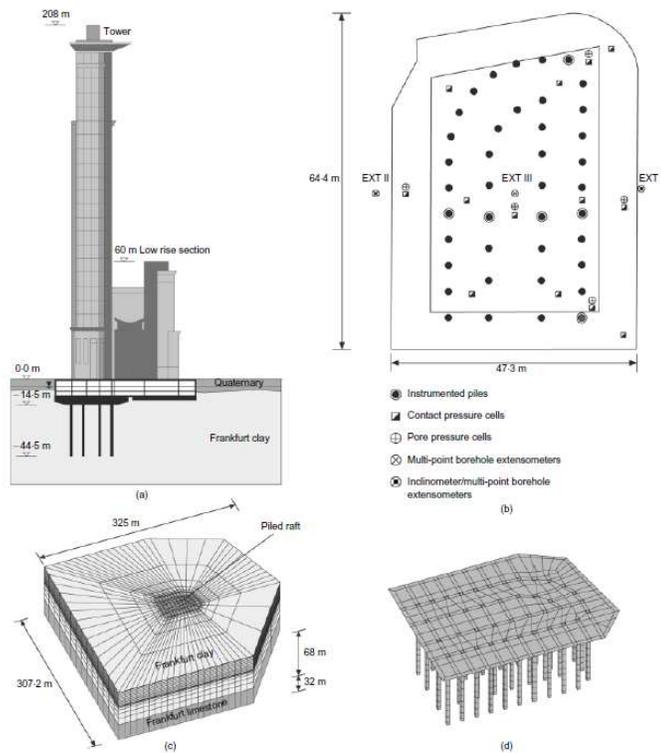


Figura 9-23 Westend I. a). Sección transversal, b) Planta de cimentación, c) malla tridimensional del sistema y d) modelo tridimensional de la placa-pilotes.

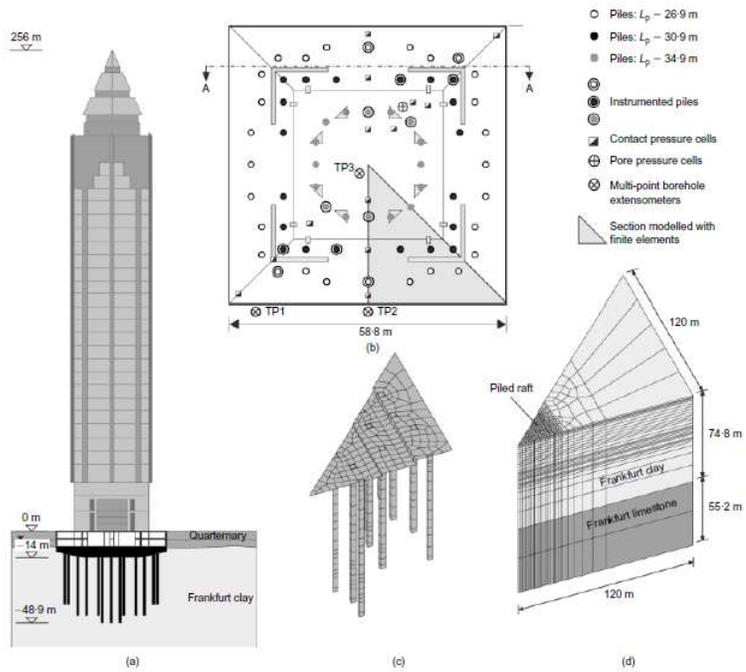


Figura 9-24 Messertum. a). Sección transversal, b) Planta de cimentación, c) Modelo tridimensional de la placa-pilotes y d) Malla tridimensional del sistema

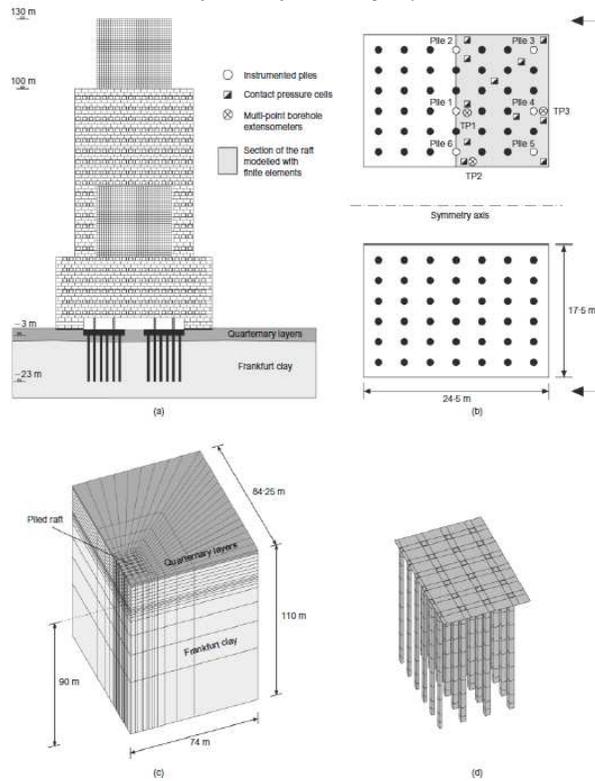


Figura 9-25 Torhause. a). Sección transversal, b) Planta de cimentación, c) Malla tridimensional del sistema y d) Modelo tridimensional de la placa-pilotes.

9.3 Pila Equivalente (1980)

Poulos y Davis (1980) propusieron el método de la pila equivalente para predecir la respuesta carga-desplazamiento de un grupo de pilotes. Se sugirió que el comportamiento global de un grupo de pilotes podía ser modelado considerando de manera efectiva una “pila equivalente” compuesta por los materiales pilote-suelo. El análisis de la pila individual resultante es entonces sencillo.

Para obtener las propiedades apropiadas de la pila, se asume que la longitud de la pila es la misma que la longitud de los pilotes en el grupo.

Este supuesto se traduce en una expresión para el radio de la pila equivalente (Poulos, 1993)

$$r_{peq} = \sqrt{\frac{A_g}{\pi}} \quad (9.63)$$

Donde A_g es el área en planta del grupo de pilotes. El módulo de la pila equivalente puede ahora ser calculado de acuerdo con:

$$E_{peq} = E_p \frac{A_p}{A_g} + E_s \left(1 - \frac{A_p}{A_g}\right) \quad (9.64)$$

Donde A_p es la suma de las áreas de la sección transversal de los pilotes, E_p el módulo de elasticidad del material de los pilotes, y E_s el módulo de elasticidad del suelo.

El enfoque de pila equivalente facilita los análisis de grandes grupos de pilotes, por remplazar la totalidad del número de pilotes por un número pequeño de pilas equivalentes.

9.4 Aproximación de Burland (1995)

Cuando los pilotes se diseñan para trabajar como reductor de asentamientos y para desarrollar su capacidad geotécnica completa para la carga de diseño, Burland (1995) desarrolló el siguiente proceso simplificado de diseño:

- Estime la relación a largo plazo de carga total - asentamiento para la placa sin los pilotes (ver Figura 9.26a). La carga de diseño P_0 genera un asentamiento total S_0 .
- Determine el asentamiento aceptable de diseño S_d , que debe incluir un margen de seguridad.
- P_1 es la carga tomada por la placa correspondiente al asentamiento S_d .
- La carga de exceso $P_0 - P_1$ es asumida para ser tomada por los pilotes proyectados para reducir el asentamiento. La resistencia a la fricción de estos pilotes será movilizadada totalmente y por lo tanto no se debe aplicar ningún factor de seguridad. Sin embargo, Burland sugiere aplicar un “factor de movilización” de 0.9 para ser “conservador” de la capacidad última de fricción de los pilotes, P_{su} .
- Si los pilotes están situadas debajo de las columnas, las cuales tienen cargas superiores a P_{su} , la placa piloteada se puede analizar como una placa sola en la cual actúan las cargas reducidas de las columnas. En dichas columnas, la carga reducida Q_r es:

$$Q_r = Q - 0.9 P_{su} \quad (9.65)$$

- Los momentos de flexión en la placa pueden entonces ser obtenidos analizando la placa piloteada como placa sujeta a las cargas reducidas Q_r .
- El proceso para estimar el asentamiento de la placa piloteada no es precisado explícitamente por Burland, pero parecería razonable adoptar el enfoque aproximado de Randolph (1994) en el cual:

$$S_{pr} = S_r \times \frac{K_r}{K_{pr}} \quad (9.66)$$

Donde:

S_{pr} Asentamiento la placa piloteada

S_r Asentamiento de la placa sola sujeta a la carga total aplicada

K_r Relación de rigidez de la placa

K_{pr} Relación de rigidez del sistema placa-pilotes (Ecuación 9.48)

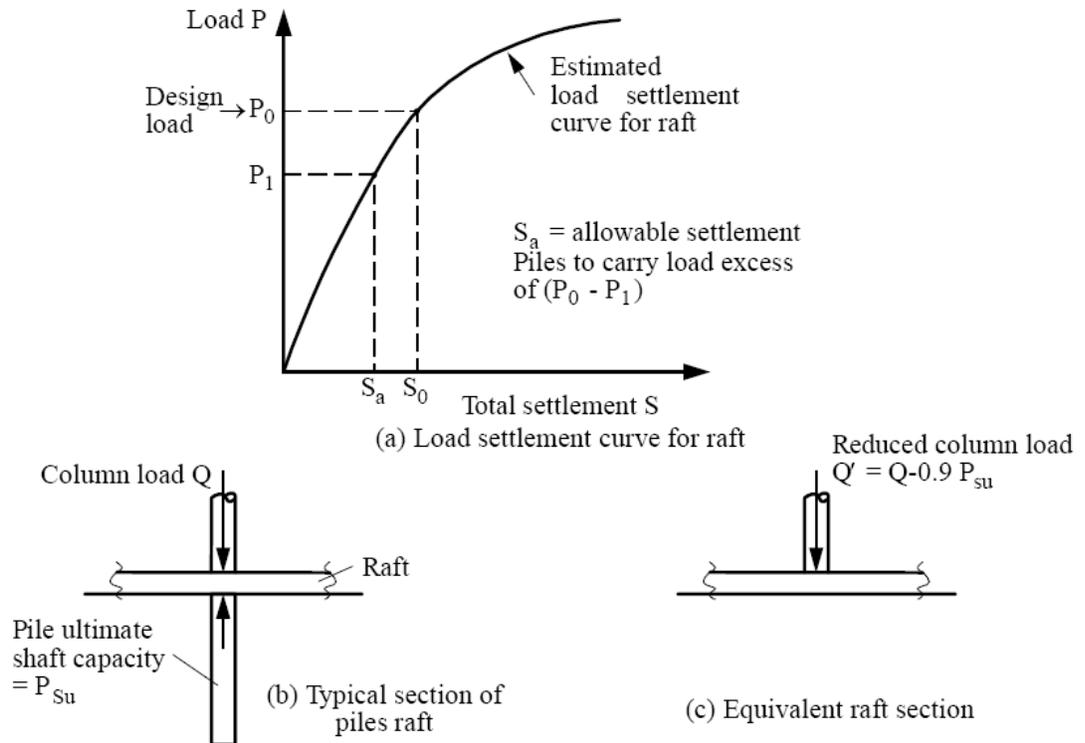


Figura 9-26 Concepto del diseño simplificado de Burland.

9.5 Aproximación de Katzenbach y otros (1999)

El objetivo del cálculo de sistemas placa-pilotes es la determinación de las cargas en cada pilote, además de las presiones de contacto en la interfase losa-suelo, para lo cual deben ser consideradas las distintas interacciones entre los elementos portantes. La economía de una fundación placa-pilotes se produce básicamente por el hecho que los pilotes llegan a ser solicitados hasta su carga última. Pero esto significa, que los procedimientos de cálculo que suponen un comportamiento elástico lineal del suelo (como por ejemplo Butterfield y Banerjee, 1971) no son aplicables para estos casos, dado que no representan la no-linealidad del comportamiento del sistema.

Una primera aproximación del comportamiento portante de los sistemas placa-pilotes se puede lograr con modelos fuertemente simplificados. Algunos de estos modelos son:

- Modelo con apoyos independientes de las deformaciones: la carga de los pilotes se supone conocida e independiente de las deformaciones. La suma de las cargas de

todos los pilotes se resta de la carga total y la losa de fundación se calcula en forma tradicional para la carga restante.

- La losa de fundación se calcula según el modelo tradicional del coeficiente de balasto y los pilotes son considerados como apoyos adicionales y modelados como resortes individuales.

En ambos métodos mencionados no es posible modelar todas las interacciones que existen. Modelos de este tipo pueden entregar solo valores de referencia u orden de magnitud, aptos únicamente para un predimensionamiento en una etapa preliminar, debiéndose usar considerar para los parámetros del modelo, anchos de banda o rangos e variación adecuados.

Katzenbach y otros (1999) entregan para el segundo modelo valores referenciales para la elección de la rigidez del resorte que modela cada pilote, los cuales fueron determinados en base a modelos numéricos (Tabla 9.3). La base para esto es la rigidez equivalente del resorte C_{pr} determinada a partir de una curva carga-deformación de un pilote individual.

$$C_{pr,i} = \mathcal{L}_i C_{pilote\ individual} \quad (9.67)$$

Donde dependiendo de la distancia entre pilotes, referida al diámetro d , y el largo L de éstos, \mathcal{L}_i corresponde al factor de reducción para pilotes de una cimentación placa-pilotes ubicados en el centro, en los costados y en las esquinas del grupo de pilotes. Los valores indicados en la Tabla 9.3 han sido determinados para un asentamiento del 3% del diámetro del pilote.

Tabla 9.3. Factores de reducción \mathcal{L}_i para rigideces de pilotes de un sistema placa-pilotes, en comparación con el caso de un pilote individual (Calculados para $\rho=0.03d$), según Katsenbach et al. 1999.

DISTANCIA ENTRE PILOTES	LONGITUD PILOTES	FACTOR DE REDUCCION \mathcal{L}_i		
		Pilote Central \mathcal{L}_C	Pilote Lateral \mathcal{L}_L	Pilote Esquina \mathcal{L}_E
s/d = 3	L/d = 10	0.13	0.19	0.25
	L/d = 20	0.11	0.18	0.25
	L/d = 30	0.11	0.18	0.25
s/d = 6	L/d = 20	0.33	0.36	0.39
s/d = 8.5	L/d = 20	0.42	-	0.70

9.6 Método de El-Mossallamy y Lutz (1996 y 2002)

Tal como se ha dicho anteriormente, la placa-pilote es un sistema de fundación consistente de pilotes, placa y suelo. En el diseño convencional de cimentaciones piloteadas, se asume que la carga total aplicada es tomada totalmente por los pilotes con un cierto factor de seguridad para la capacidad portante. Sin embargo, teniendo en cuenta la contribución de la capacidad portante de la placa, se puede llegar a una cimentación más económica en comparación con la puramente piloteada. Por otro parte, la contribución de los pilotes reduce significativamente los asentamientos en comparación con una cimentación de placa convencional. Además los pilotes pueden ser diseñados en tales casos para tomar cargas hasta su capacidad última (Burland et al. 1977, Hanisch et al. 2002) mientras que el conjunto del sistema (placa y pilotes) tiene una adecuada capacidad portante contra la falla. Sin embargo, mediciones han demostrado que este comportamiento de capacidad de los pilotes no está muy cerca de la realidad (Lutz et al. 1996 y Lutz 2002). La presión de contacto de la placa conduce a un aumento en la capacidad portante del pilote individual del grupo de pilotes de la placa piloteada. Este efecto puede ser mostrado aplicando adecuados análisis numéricos para simular el comportamiento de la placa-pilotes (El-Mossallamy/Frankee 1997 y El-Mossallamy 2004).

9.7 Método simplificado de diseño

Métodos simplificados de diseño son siempre utilizados en los estudios de factibilidad en la mayoría de los proyectos geotécnicos para evaluar y seleccionar la alternativa más económica que cumpla con los requerimientos del proyecto. El número y longitud de los pilotes, la carga tomada por los pilotes, la capacidad portante del sistema placa-pilotes y los asentamientos son los criterios principales de diseño que deben ser investigados y evaluados durante un estudio de factibilidad para verificar la viabilidad de una cimentación placa-pilotes. Por lo tanto, un método sencillo que pueda ayudar a dar respuesta a estos criterios de diseño es, desde el punto de vista práctico, muy recomendado.

Algunas hipótesis con respecto al comportamiento esfuerzo-deformación de pilotes, el subsuelo y la superestructura se deben hacer para crear este sencillo método de diseño.

- Los pilotes y la superestructura son asumidos como rígidos.
- El suelo como respuesta a la interacción pilote-suelo bajo condiciones de trabajo es asumido elásticamente lineal.

Considerando estas hipótesis, Lutz (2002) desarrolló un método simple basado en el trabajo de Randolph (1983) y Randolph/Clancy (1993). La Figura 9.30 resume los aspectos principales de esta sencilla aproximación.

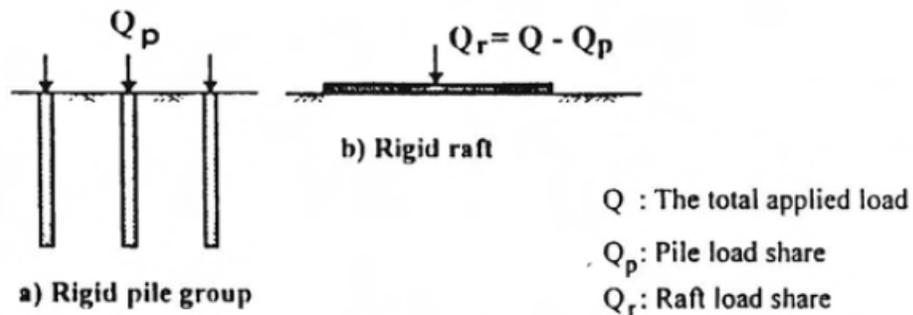


Figura 9-27 Principios del método simplificado para determinar el comportamiento carga-asentamiento de un sistema placa-pilotes (Lutz, 2002).

Esta aproximada simplificación combina la rigidez separada del grupo de pilotes y la de la placa, en donde la carga tomada por los pilotes y el asentamiento de la placa-pilotes pueden ser estimados a partir de las siguientes ecuaciones (Randolph/Clancy, 1993).

$$Q_p = \frac{Q_{total}}{1 + \left(\frac{K_p - K_{pr}}{K_r - K_{pr}}\right)} \quad (9.68)$$

$$\rho_{pr} = K_r \cdot Q_r + K_{pr} \cdot Q_p \quad (9.69a)$$

$$\rho_{pr} = K_p \cdot Q_p + K_{pr} \cdot Q_r \quad (9.69b)$$

Donde:

Q_{total} Carga total aplicada

Q_p Carga tomada por el grupo de pilotes

Q_r Carga tomada por la placa

K_p Rigidez del grupo de pilotes representando el asentamiento del grupo de pilotes bajo una carga unitaria

K_r Rigidez de la placa representando el asentamiento de la placa bajo una carga unitaria

K_{pr} Factor de interacción placa/pilotes representando el asentamiento del grupo de pilotes debido a una carga unitaria aplicada sobre la placa

ρ_{pr} Asentamiento del sistema placa-pilotes bajo una carga Q_{total} ($Q_{total} = Q_p + Q_r$)

- Rigidez del grupo de pilotes, K_p

El asentamiento de un pilote individual rígido en un semi-espacio elástico homogéneo puede ser determinado con base en la teoría de la elasticidad (Randolph/Clancy, 1978) de la siguiente forma:

$$\frac{P}{Gr_o\rho_1} = \frac{4}{\eta(1-\nu)} + \frac{2\pi L}{\zeta r_o} \quad (9.70)$$

$$\zeta = \ln\left(\frac{r_m}{r_o}\right) \quad (9.71)$$

Donde:

P Carga aplicada

ρ_1 Asentamiento de un pilote individual

G Modulo de corte del suelo

r_o Radio del pilote

L Longitud del pilote

r_m Radio de influencia en donde el esfuerzo cortante empieza a ser insignificante.

ν Relación de Poisson

Randolph (1977) sugirió $r_m = 2.5 L (1-\nu)$ basado en un estudio paramétrico usando un análisis de elementos finitos.

La ecuación arriba mencionada puede ser modificada, o mejor ajustada, para considerar aproximadamente la rigidez de los pilotes, la heterogeneidad del suelo en profundidad (Gibson, 1967) el espesor de la capa compresible (Lutz, 2002) y la no linealidad del comportamiento esfuerzo/deformación del suelo adyacente al fuste de los pilotes (Randolph, 1977 y Randolph/Wroth, 1978). Otra posibilidad para determinar el asentamiento de un pilotes individual es usando las cartas o ábacos de Poulos (Poulos/Davis, 1980) o aplicando valores recomendados por las normas (DIN 1054-100).

Es conveniente relacionar el asentamiento de un grupo de pilotes ρ_g con el asentamiento de un pilote individual ρ_1 por medio de la relación de asentamiento “ R_s ”.

$$\rho_g = \rho_1 \cdot R_s \quad (9.72)$$

Randolph (en Fleming et al. 1985) introdujo una aproximación de R_s .

$$R_s = (N_p)^\omega \quad (9.73)$$

En donde N_p es el número de pilotes del grupo en el grupo y ω es un exponente en función de la relación de esbeltez del pilote, la rigidez relativa pilote/suelo, dimensiones del grupo y propiedades del suelo. En casos típicos, generalmente ω está dentro del rango de 0.4 a 0.6, así que para una estimación sencilla, R_s está dada por:

$$R_s = \sqrt{N_p} \quad (9.74)$$

Esta sencilla forma puede ser bien comparada con simplificaciones similares como las dadas por Skempton (1953) y Vesic (1969) basados en pruebas de laboratorio de modelos a pequeña escala.

- Rigidez de la placa, K_r

La rigidez de la placa K_r puede ser fácilmente determinada a partir de métodos comunes basados en teorías elásticas, como por ejemplo la ecuación de Steinbrenner, que da el asentamiento en un punto determinado debajo de la placa para una placa rígida.

- Factor de interacción placa-pilote, K_{pr}

Lutz (2002) sugirió que el factor de interacción K_{pr} puede ser calculado aplicando el método del plano neutral sugerido por Fellenius (1989). La Figura 9.28 ilustra el principio del método del plano neutral para calcular el factor de interacción placa-pilote.

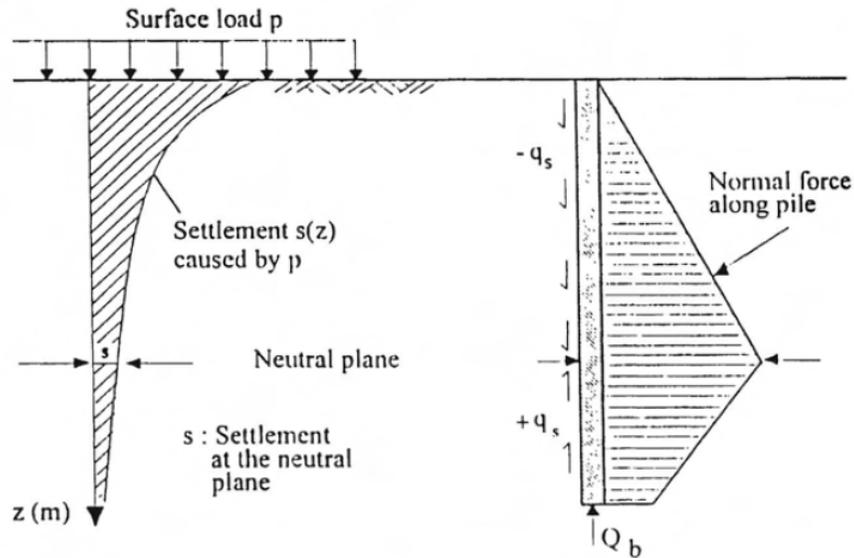


Figura 9-28 Principio del método del plano neutral para determinar el factor de interacción placa-pilotes.

La profundidad del plano neutral (Z_{pn}) puede ser determinada a partir de la siguiente ecuación (Lutz, 2002).

$$Z_{pn} = 0.5L + r_o \frac{\ln\left(\frac{r_m}{r_o}\right)}{\pi(1-\nu)} \quad (9.75a)$$

Para $E = \text{constante con la profundidad}$.

$$Z_{pn} = \sqrt{0.5L^2 + \frac{2r_o L \ln\left(\frac{r_m}{r_o}\right)}{\pi(1-\nu)}} \quad (9.75b)$$

Para $E = m \cdot z$ (suelo Gibson)

El asentamiento del suelo con la profundidad puede ser calculada para una placa rígida para un punto determinado bajo el esfuerzo correspondiente a una carga unitaria aplica sobre la placa aplicando la teoría de la elasticidad (ejemplo Ecuación de Steinbrenner).

Por lo tanto, las ecuaciones (9.68) y (9.69) pueden resolverse para determinar la proporción de carga tomada por la placa y el grupo de pilotes, así como el asentamiento de la cimentación. Las ecuaciones (9.70) a (9.75) se pueden usar para determinar los valores de rigidez del sistema. Las ventajas básicas de tales simplificaciones aproximadas es la de investigar rápidamente el efecto de los principales elementos del sistema placa-pilotes y su comportamiento en esta primera etapa de diseño.

Este método es adecuado para determinar la distribución de carga entre el grupo de pilotes pero no para estimar la rigidez de cada pilote, que es requerida para el diseño estructural de ellos y la placa.

Mejores métodos como los de elementos de borde en tres dimensiones (El-Mossallamy, 1996) o elementos finitos en tres dimensiones pueden ser aplicados en la etapa final de diseño.

9.8 Modelación en tres dimensiones

La modelación tridimensional del sistema global suelo-placa-pilotes de un sistema placa-pilotes es aún (hoy con la capacidad de los computadores modernos) no realizable con esfuerzo razonable (Tomlinson, 2001 y Guzmán y Achmus, 2003). El estado actual del desarrollo lo representan los procedimientos de cálculo que determinan la reacción del suelo numéricamente, mediante elementos de borde (MEB = Método de elementos de borde). En el método de El-Mossallamy (1996) se modela de esta forma la no linealidad del comportamiento del suelo mediante hipótesis simplificadoras. El procedimiento de cálculo trabaja con dos modelos: la losa se calcula como losa apoyada sobre “resortes”, o sea un modelo de elementos finitos y coeficiente de balasto. La rigidez de los resortes se modifica de forma iterativa hasta que las deformaciones y las tensiones del modelo de la losa se corresponden con las obtenidas en el segundo modelo planteado para el suelo, en base al método de elementos de borde (MEB).

Se ha comprobado que con este procedimiento de cálculo se han obtenido resultados realistas de acuerdo a retro-análisis realizados con pruebas de cargas sobre pilotes aislados y grupos de pilotes, así como la comparación del cálculo y las mediciones realizadas sobre sistemas placa-pilotes. Es importante indicar que, sin embargo, se requiere de una calibración de los parámetros del suelo del modelo mediante la comparación de los resultados de pruebas de cargas de pilotes aislados. Sólo en ese caso se obtienen predicciones aceptables.

9.9 Métodos Híbridos

9.9.1 Generalidades

Con el objetivo de superar algunas de las dificultades y limitaciones existentes para los modelos de borde (MEB) como para los modelos de elementos finitos (MEF), varios autores propusieron métodos híbridos de análisis para sistemas placa-pilotes mediante la combinación de técnicas numéricas, como por ejemplo el uso de MEF para el análisis de la placa y de MEB para el análisis del conjunto pilotes-suelo.

Hain y Lee (1978) analizaron placas flexibles piloteadas por medio de un método numérico híbrido simplificado, que incorpora a través de la superposición de factores de interacción entre los elementos de la fundación, el método de los elementos finitos para análisis de la placa y del método de elementos de borde para el análisis del conjunto pilotes-suelo. Desde entonces esta metodología de análisis viene siendo adoptado por diversos autores, como Yamashita y Kakurai (1991) y Griffiths et al. (1991), que desarrollaron técnicas similares de análisis numérico como aquella propuesta por Hain y Lee, asociando el método de elementos finitos para modelar la placa con técnicas basadas en la solución de Mindlin (Mindlin, 1936; Tomono et al., 1987) para el análisis del conjunto pilotes-suelo.

Una particularidad del método considerado por Hain y Lee (1978) es el uso de la técnica del “truncamiento de la carga” para representar la movilización completa de los pilotes, es decir, cuando el límite de carga de un pilote es alcanzado, el valor máximo de la carga es atribuido al pilote y ésta se quita del sistema de ecuaciones. De esta forma, sin alterar las

interacciones básicas entre los elementos que componen la fundación, el problema se calcula de nuevo para evaluar la compatibilidad de desplazamientos relativos.

Wiesner (1991) desarrolló un método híbrido para el análisis de placa-pilotes combinando el método de elementos finitos (MEF) y las soluciones de la teoría de la elasticidad lineal (Mindlin, 1936) para el análisis del comportamiento de la placa y del conjunto pilotes-suelo, respectivamente. Efectos no-lineales fueron incluidos en el análisis para simular la hipótesis de desacoplamiento en el contacto placa-suelo debido al posible levantamiento de la cara inferior de la placa. Aunque, este método presenta limitaciones en lo referente a modelar las interacciones entre los pilotes y la placa, Wiesner muestra que una elección apropiada del módulo de elasticidad del suelo para el cálculo de los desplazamientos de los pilotes y del suelo puede también llevar a soluciones satisfactorias.

Poulos (1994) combinó el método de las diferencias finitas para el análisis de la placa con el método de los elementos de borde para la simulación del comportamiento pilotes-suelo, también haciendo uso de la superposición de factores de interacción. El método fue modificado más adelante por Small y Poulos (1998) en donde la placa pasó a ser analizada por el método de elementos finitos usando la técnica del “truncamiento de la carga”. Sales et al. (2000) utilizaron un “límite de deslizamiento” en vez del “truncamiento de la carga”, procurando de esta forma garantizar la compatibilidad de desplazamientos en la interfaz pilote-suelo hasta que la esfuerzo cortante en la interfaz alcanza un valor límite máximo. Cuando este esfuerzo se alcanza en algún elemento, la compatibilidad de desplazamiento entre el pilote y el suelo deja de existir, pudiendo el pilote desplazarse con referencia al suelo adyacente. Retroanálisis de pruebas de carga en zapatas piloteadas demostraron que después de movilizarse la carga límite de los pilotes, la respuesta de carga-esfuerzo del sistema cambia bastante, pasando la zapata a gobernar el proceso de esfuerzo. En la simulación de esta segunda etapa del comportamiento de la fundación, el trabajo de un “límite de deslizamiento” fue mucho más eficiente que el procedimiento tradicional de simplemente limitar (“truncar”) la carga máxima actuante en el pilote.

La metodología propuesta por Russo (1998) consiste en modelar la placa a través de elementos finitos de placa, mientras que los pilotes y el suelo son representados por

medio de resortes lineales o no lineales. El grupo de pilotes es analizado a través de la superposición de factores de interacción, siendo los desplazamientos del suelo un semi-espacio homogéneo calculado por la solución de Boussinesq (Boussinesq, 1885), mientras que en los perfiles estratificados son resueltos por medio de la aproximación de Steinbrenner (Steinbrenner, 1934). Comparaciones con resultados propuestos en la literatura han demostrado que el método considerado provee soluciones satisfactorias, tanto para análisis lineales, como no lineales.

Ta y Small (1996, 1997, 1998) y Zhang y Small (2000) analizaron sistemas placas-pilotes en perfiles de suelo estratificados por medio de método que combina el método de los elementos finitos para el análisis de la placa y el método de la capa finita para el análisis del sistema pilotes-suelo. Con base en el análisis de los resultados, los autores citados observaron que estos métodos se pueden utilizar con suficiente éxito en el análisis de las cimentaciones placa-pilotes en perfiles de suelo estratificados, y que las distribuciones de carga a través del fuste de los pilotes en este tipo de perfil son afectadas por el espesor relativo y la rigidez de las diversas capas de suelo que lo componen.

Sin embargo, incluso con el desarrollo de los métodos híbridos la aplicabilidad de completos análisis numéricos para problemas reales sigue siendo limitada, debido a la magnitud de recursos de computador requeridos en el análisis de grandes sistemas de cimentación.

9.9.2 Método de Griffiths, Clancy y Randolph (1991)

Griffiths, Clancy y Randolph (1991) presentaron un método híbrido aproximado entre elemento finito – elástico continuo – transferencia de carga, el cual fue desarrollado específicamente para minimizar la cantidad de cálculos. El último desarrollo de este método se aprovecha de cuadrantes simétricos para permitir el análisis de placa-pilotes con más de 200 pilotes.

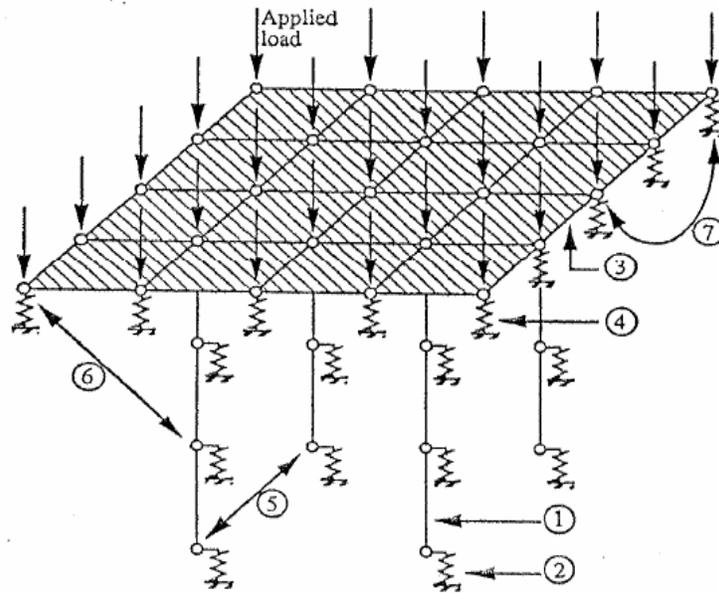


Figura 9-29 Representación numérica de una cimentación placa-pilotes: (1) Pilote: elemento unidimensional, (2) Interacción Pilote-Suelo: respuesta del suelo vecino al pilote como resorte carga-transferencia aplicado en el nodo, (3) Placa: malla bidimensional de elementos finitos de placa-flexión, (4) Interacción Placa-Suelo: respuesta del suelo en cada nodo de la placa – Solución de Giroud, (5) Efecto de la interacción pilote-suelo-pilote calculado entre pares de nodos – Ecuación de Mindlin, (6) Interacción placa-suelo-placa, (7) Interacción pilote-suelo-placa.

Las principales características del método son mostradas en la Figura 9.29. Una columna vertical unidimensional de elementos finitos es empleada para modelar los pilotes, y la interacción pilote-suelo es modelado por medio de la inclusión de nodos a lo largo del elemento finito del pilote, en donde se modela el comportamiento no-lineal de transferencia de carga por medio de resortes, tal como se muestra en la Figura 9.30 (Randolph, 1977; Chow, 1986). La placa es subdividida en un modelo bidimensional delgado de elementos finitos de placa-flexionante (Smith y Griffiths, 1988), y el contacto placa-suelo es agrupado en resortes de suelo equivalentes (Giroud, 1968) en cada nodo. Finalmente, los efectos de la interacción entre todos los pares de nodos son calculados usando la solución elástica de Mindlin (1936) en un modelo punto a punto.

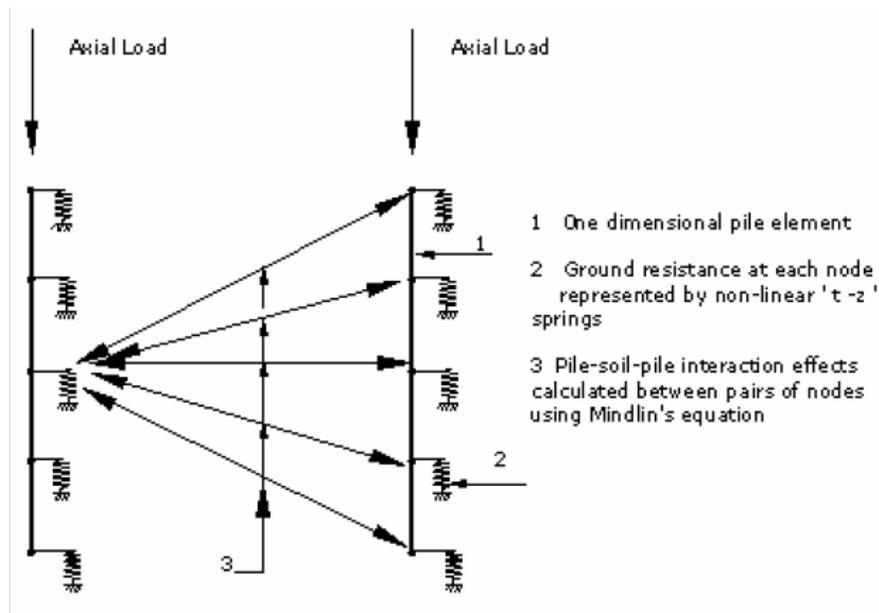


Figura 9-30 Modelo de Interacción pilote-suelo para un pilote individual. Elemento unidimensional. (Griffiths et al, 1991)

Este método híbrido provee una relativa rigurosidad, y una considerable mayor eficiencia de análisis para placa-pilotes que fueron previamente viabilizadas. Menor número de ecuaciones se deben resolver en comparación con los métodos de elementos finitos, y el tiempo consumido para desarrollar las integraciones de los métodos de elementos de borde no son necesarias. Este método híbrido permite tener en cuenta geometrías variables, rigidez del pilote, rigidez de la placa y rigidez del suelo. Además permite modelar la respuesta no lineal de la interface pilote-suelo, e incluir cargas no solamente verticales, sino también horizontales e inclinadas.

10 ALGO DE NORMATIVIDAD

10.1 Alemania

En el pasado se realizaron los primeros edificios altos en Frankfurt cimentados en sistemas placa – pilotes, principalmente por requerimientos prácticos económicos para control de asentamientos, mas por el método de prueba y error que por el uso de modelos mecánicos concluyentes. Apenas en los últimos años, el uso de técnicas de cálculo comparadas con mediciones reales de proyectos ejecutados, ha posibilitado la creación de métodos matemáticos rigurosos que modelan y predicen el comportamiento de cargas complejas.

En Alemania fueron creadas las «Reglas para el cálculo de fundaciones combinadas losa-pilotes» por un grupo de especialistas, además de la creación y actualización de la norma DIN 1054:2004-08; DIN 1054:2005-01, numeral 8.5.5 en donde se dan reglas generales. Básicamente se especifican para las placa-pilotes (Kombinierte Pfahl-Platten Gründung, KPP en alemán) altas exigencias en lo que respecta al alcance y calidad de la exploración del subsuelo. La ejecución de ensayos de laboratorio en probetas especiales para la determinación de la rigidez y de la resistencia al corte del suelo son imprescindibles. Además se debe controlar minuciosamente la ejecución de los pilotes. Para el cálculo se debe conocer la capacidad de carga de un pilote aislado. Por lo general deben ejecutarse por lo tanto pruebas de carga. Al modelo de cálculo de fundaciones placa-pilotes se le hacen las siguientes exigencias:

- El modelo debe estar en condiciones de simular en forma adecuada y exacta el comportamiento carga vs. deformación de un pilote individual, además de determinar la carga última.
- Debe considerar la interacción pilote/pilote y pilote/losa
- Los modelos simplificados sólo pueden ser utilizados cuando existen condiciones simples, como suelo homogéneo, largo de pilotes y distancia entre los mismos constante, carga central sobre la fundación.

La comprobación de la capacidad de carga global de una placa-pilotes se realiza con un factor de seguridad $FS = 2$. No se exige la verificación de la capacidad de carga para los pilotes individuales, ya que se permite una utilización de la capacidad del pilote hasta la carga última.

Para la comprobación de la capacidad de carga en servicio de la placa-pilotes se debe realizar finalmente un cálculo con una carga simple no mayorada ($FS = 1$), con el fin de calcular los asentamientos y distribución de esfuerzos. Dada la complejidad del comportamiento estructural, es necesario llevar a cabo un monitoreo geotécnico para la verificación del comportamiento pronosticado para el sistema (mediciones de asentamientos - siempre -, celdas de carga en los pilotes y celdas para medir la presión de contacto bajo la losa).

10.2 México

Mendoza (2007) en su publicación describe la problemática que enfrenta el análisis, diseño y construcción de cimentaciones en la ciudad de México, reconociendo que sus depósitos de gran espesor de arcillas lacustres muy compresibles y de baja resistencia al esfuerzo cortante (como es el caso de la Formación Sabana de la ciudad de Bogotá), juegan el papel protagónico. Explica además, que no sólo por estas propiedades mecánicas son difíciles las condiciones que enfrentan las cimentaciones en el valle de México; a ellas se suman los efectos del hundimiento regional (subsistencia) debido a la sobreexplotación de los acuíferos, y las intensas y frecuentes sacudidas que imponen los sismos generados por el fenómeno de subducción del Pacífico, principalmente. Se reconoce que los sismos imponen la condición más crítica a la estabilidad de las cimentaciones y edificaciones, como lo mostró la naturaleza en septiembre de 1985. Las cimentaciones que más daños causaron en esa ocasión fueron las de tipo mixto o combinadas, formadas por cajón (placa) y pilotes de fricción; enormes asentamientos, fuertes desplomes e incluso total volcamiento, fueron manifestaciones claras de diseños inadecuados, en los que se perdieron los criterios iniciales sanos. No obstante, también debe reconocerse que se tenían lagunas en el conocimiento acerca de su comportamiento, principalmente por la falta de comprobación experimental entre lo previsto teóricamente y lo observado en cimentaciones reales.

De acuerdo con Mendoza (2007), las prácticas de diseño de cimentaciones con pilotes de fricción antes de los sismos de 1985 suponían la total compensación por el suelo excavado para la construcción del cajón, y la adopción como capacidad de carga última del sistema a la suma de la capacidad de carga de la losa y la de los pilotes, suponiéndolos trabajando por fricción positiva a través de toda su longitud. Aun adoptando este criterio de diseño, los análisis de diversos casos con comportamiento deficiente (Mendoza, 1989) demostraron condiciones de inestabilidad, particularmente al considerar la combinación de cargas estáticas y sísmicas, atendiendo a lo que señalaba el Reglamento de 1976 entonces vigente. En algunos de los edificios analizados, y debido a su esbeltez, las solicitaciones sísmicas sobre los pilotes se debieron esencialmente a su cabeceo (rocking mode); este modo de vibración genera cargas cíclicas axiales sobre los pilotes, acentuadas en los localizados en las esquinas y orillas de la cimentación. El efecto combinado de mayores cargas y degradación de la resistencia en la interfaz pilote-suelo, propició los fuertes asentamientos y en algunos casos su falla al vencerse también la capacidad de carga de la losa por los incrementos en la presión de contacto sobre la losa de fondo, la que mantenía de antemano presiones altas.

Después de los sismos de 1985, varios profesionales descalificaron globalmente a los pilotes de fricción, sin distinguir bajo qué condiciones habían sucedido los casos de desempeño deficiente; su comportamiento no era cabalmente comprendido. Sin duda, los sismos impusieron condiciones extremas con las que se evidenciaron las limitaciones de algunos diseños, en los que, bajo cargas estáticas, se aplicaban esfuerzos cortantes muy altos en comparación con la resistencia del suelo. Con los resultados de estudios, estos comportamientos deficientes se explican por la degradación de la capacidad de carga de los pilotes, cuando al estar bajo carga sostenida cercana a su capacidad última estática, se agregan acciones sísmicas altas.

Como resultado de las situaciones antes planteadas, en el Reglamento de construcción del Distrito Federal (RCDF) de 1987 se adoptó un criterio conservador para verificar su estabilidad. A partir de entonces, ya no se permite sumar esas dos contribuciones. La norma fija que la capacidad de carga del sistema será definida sólo por el valor más alto ya sea de la capacidad de la losa, sin considerar la contribución de los pilotes; o bien, de la capacidad de carga de los pilotes, ignorando la contribución de la losa. La versión 1987

del Reglamento adoptó un factor de reducción de la resistencia más drástico que el antes aceptado; pasó de $FR = 0.7$, a $FR = 0.7 (1 - s/2)$, en donde el cociente s resulta de dividir la carga sísmica máxima entre la carga total aplicada (incluyendo aquella) para cada pilote; así, el FR alcanzó valores entre 0.5 y 0.7. En la versión 1995 del Reglamento, se señala que ese factor debía ser: $FR = 0.7(1 - s/5)$ con lo que se aceptaba tácitamente que la reducción impuesta después del sismo resultaba conservadora y que, como se mencionó anteriormente, los problemas observados no eran propios del uso de los pilotes de fricción en sí, sino del abuso de algunos de sus diseños. En el RCDF actual se reconoce para todas las combinaciones de carga un factor $FR = 0.7$. Cabría reconocer a través de un factor correctivo, la eventual ocurrencia de degradación en la respuesta de los pilotes ante acciones sísmicas, en la medida que su carga sostenida esté más cerca de su capacidad estática última. Nótese que el FR de 1987 y 1995, sólo era función de las cargas aplicadas, sin relacionarlas con la capacidad última; o dicho de otra forma, no se tomaba en cuenta el nivel de esfuerzos (sostenido+cíclico), en relación con la resistencia no drenada.

Cabe aquí hacer algunas consideraciones acerca de los enfoques I y II para el diseño de cimentaciones mixtas, a saber:

- Enfoque I: Diseño en término de capacidad de carga
- Enfoque II: Diseño en términos de asentamientos

Bajo condiciones sísmicas, cuando se adopta el criterio de diseño I (diseño en término de capacidad de carga), se pierde la fricción negativa al desarrollarse movimientos relativos entre el suelo y los pilotes; prueba de ello es el asentamiento repentino de la masa de suelo relativamente superficial adosada a edificios sobre pilotes de punta interactuando con la cimentación y provocando, por ejemplo, sólo la destrucción de andenes; al ocurrir un sismo y generarse movimientos laterales diferenciales entre suelo y pilotes, éstos simplemente “se sacuden” al suelo que se mantenía de ellos “colgado”.

Se estima que las fuerzas de arrastre no sólo se reducen en los diseños de pilotes de fricción del tipo I, sino que ante la ocurrencia de un sismo, la fricción negativa se torna positiva, al tender la cimentación a asentarse por los movimientos de cabeceo; por lo

observado en 1985, ese cambio parece que no conlleva asentamientos bruscos. Así, este enfoque prácticamente asegura un sistema no degradable en lo referente a su capacidad de carga. Con este tipo de diseño, no es posible tomar ventaja del efecto de compensación, con excepción de la subpresión –si la hay-, ya que no puede asegurarse un contacto efectivo entre la losa de cimentación y el subsuelo. Sin embargo, parece poco probable que los pilotes tiendan a emerger a largo plazo, o que se separe la losa del suelo, debido a la ausencia de consolidación entre el nivel neutro y la superficie del terreno. No se conocen casos históricos en la ciudad de México en los que se haya documentado esa separación. Por el contrario, se han reportado casos (Marsal y Mazari, 1969) de cimentaciones incluso sobre pilotes de punta (la situación extrema donde el nivel neutro se ubica en la punta de los pilotes) en los que la masa de suelo se mantuvo adherida a la losa de cimentación, aun cuando el edificio tenía una emersión de aproximadamente 1.5 m.

Por lo que se refiere al diseño del tipo II (diseño en términos de asentamientos), la cantidad y dimensiones de los pilotes son tales que su capacidad de carga es menor que el peso del edificio, aun cuando se desarrolle fricción positiva en toda su longitud; esto implica que la losa de cimentación transmite al suelo necesariamente parte de ese peso. Así, los pilotes trabajan al límite de su capacidad, restringiendo el desarrollo de fricción negativa y asegurando el beneficio del efecto de compensación, aunque como ya se discutió, la presión de compensación debe ser una fracción del esfuerzo total previo. Sin embargo, es claro que cualquier incremento de esfuerzo, como el derivado de las acciones sísmicas, debe ser tomado principalmente por el suelo que subyace la losa de cimentación; tal incremento al subsuelo se sumaría a los esfuerzos que le ejercen los pilotes. Estos argumentos apuntan a que el diseño tipo II podría no ser recomendable en sitios con suelos arcillosos blandos, en los que ocurran sismos intensos, excentricidades estáticas y fuertes momentos de volteo de edificaciones esbeltas. Entonces, la magnitud de la presión de contacto bajo condición estática, para el enfoque tipo II, juega un rol fundamental en el comportamiento del sistema. Los casos de comportamiento deficiente de edificios con pilotes de fricción se distinguieron por las altas presiones previas en el contacto losa-suelo.

11 COMPARACION NUMERICA DE METODOLOGIAS

Según Durán (2003), cualquier método racional que se desarrolle para el diseño de un sistema placa-pilotes, debe estar en capacidad de resolver las siguientes preguntas que definen el comportamiento del sistema combinado, a saber:

- ¿Durante la construcción del edificio e inmediatamente después de terminado ($t=0$), qué porcentaje de la capacidad última de la falla de cada pilote se está utilizando, es decir, qué carga toman los pilotes y qué carga toma la placa?
- ¿Qué asentamientos inmediatos o elásticos se presentan para la condición inicial después de construido el edificio?
- ¿Cómo evolucionarán las cargas tomadas por los pilotes y por la placa con el paso del tiempo?
- ¿Cuál sería el estimativo de los asentamientos promedio generados por consolidación a largo plazo del sistema placa-pilotes?
- ¿Cuál sería el factor de seguridad del sistema placa-pilotes contra una falla por capacidad portante, comparado con la solución de placa corrida sin pilotes?

De acuerdo con lo descrito en los capítulos anteriores, las respuestas a esas preguntas requieren el análisis de la interacción suelo-estructura (pilote-suelo, placa-pilote y placa-suelo) porque la carga tomada por cada pilote y el porcentaje utilizado de su capacidad última dependen de los desplazamientos relativos o efectivos pilote-suelo, y a su vez, dependen de la forma como se distribuye la carga del edificio entre la placa y los pilotes. Tales cargas aplicadas al suelo producen esfuerzos que generan deformaciones dentro de la masa de suelo y asentamientos del edificio que deben explicar la distribución de la carga entre la placa y los pilotes, tanto a corto como a largo plazo.

11.1 Evaluación de metodologías identificadas

De acuerdo con Espinosa (1993), en la teoría se ha demostrado, Poulos y Davis (1980), la falacia fundamental que consiste en calcular el asentamiento de pilotes con base en la teoría de la consolidación unidimensional. Esta conclusión, por otra parte, está refrendada por la práctica de asentamientos bajos en comparación con los que resultarían de dicha teoría.

Espinosa anota que una cimentación sobre pilotes, dimensionada con adecuados factores de seguridad, se comporta de manera cuasi-elástica y la deformación a largo plazo es sólo una proporción menor del asentamiento total. Adicionalmente, la deformación masiva del suelo sujeto a consolidación es incompatible con la deformación intrínseca del pilote, a no ser que se presenten severas deformaciones de cortantes entre el pilote y el suelo que lo soporta. Cuando el grupo de pilotes es considerablemente grande, el sistema se asemeja a una losa y en este caso la deformación por consolidación reviste mayor importancia.

Para el caso de sistemas placa-pilotes en una masa de suelo cohesivo, en donde los asentamientos totales de la placa son generados principalmente por los de consolidación, resulta de vital importancia tener en cuenta la interacción suelo-estructura de cada uno de los componentes del sistema (placa-suelo, pilote-suelo y placa-pilotes), de tal forma que en conjunto sean compatibles simultáneamente los asentamientos de la placa (inmediatos y totales) y los desplazamiento relativos pilote-suelo, bajo el criterio de pilotes flotantes trabajando a la falla.

11.1.1 Poulos y Davis (1972) – Randolph et al (1994)

- Suponen que el suelo es un material elástico, lineal e isotrópico, cuando, en realidad, el suelo no lo es.
- El método de Poulos y Davis trabaja con un módulo de elasticidad no drenado, o drenado, para el cálculo de asentamientos, de un único valor promedio para toda la masa involucrada del suelo.
- Randolph sí tiene posibilidades de contar con módulos de elasticidad variables con la profundidad, y hasta con un salto inmediatamente por debajo de la punta de los pilotes. Sin embargo, los parámetros elásticos necesarios del suelo son los que corresponden a la masa en la longitud del pilote e inmediatamente por debajo de la punta, y no intervienen parámetros a profundidades mayores de la punta.
- No es claro en ninguno de estos dos métodos elásticos cómo incorporar el efecto de la descarga, alivio o compensación resultante de la presencia de uno o más sótanos en la edificación.

- Se presume que el efecto de dicho alivio podría incorporarse en el cálculo “elástico” por consolidación reduciendo la carga aplicada directamente al suelo por la placa en una magnitud igual a dicho alivio.

11.1.2 Durán (2003)

El método Durán (2003) tiene en cuenta a todo lo largo del perfil grueso de suelos blandos las nulas o pequeñas holguras de sobreconsolidación.

11.2 Proyecto modelo – Hotel Cosmos 100

Como parte del alcance proyectado para este trabajo de grado, se propuso modelar por cada uno de los dos métodos evaluados de diseño de sistema placa - pilotes, denominados Caso Bogotano (Durán, 2003) y Caso internacional (Randolph, 1994), un caso histórico real ya construido y monitoreado, de una edificación cimentada con sistema placa – pilotes.

En este sentido, se adoptó el proyecto de la Torre II del Hotel Cosmos 100, construido en la ciudad de Bogotá entre los años de 1991 y 1992, y que desde su construcción, fueron medidos sus asentamientos reales experimentados.

11.2.1 Descripción del proyecto – Torre II

Entorno

- Depósito de suelo lacustre muy grueso de suelos blandos y compresibles, con condiciones especialmente adversas.
- Experiencia y seguimiento debidamente documentados del edificio vecino construido diez años antes.
- Exigencia de encontrar para el nuevo edificio una solución de cimentación que, además de garantizar unos resultados muy satisfactorios sobre estabilidad y asentamientos, sincronizara éstos con los que le faltaban al edificio construido años atrás.

Etapas del Proyecto

- Etapa I – Torre Cilíndrica: Construcción: 1981 – 1982
- Etapa II – Torre Rectángulo–Trapezoidal: Construcción: 1991 - 1992

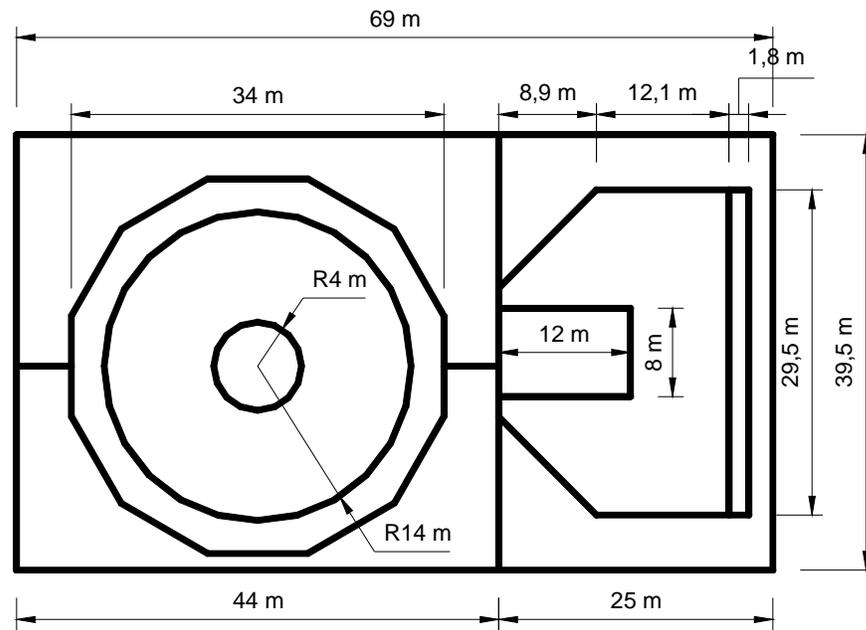


Figura 11-1 Esquema proyecto Hotel Cosmos 100 – Etapa I (Torre Cilíndrica) y Etapa II (Torre Rectángulo - trapezoidal)



Fotografía 11.1. Panorámica Hotel Cosmos 100 – Etapa I – Torre Cilíndrica (Fuente Archivo personal Jorge E. Durán)



Fotografía 11.2. Panorámica Hotel Cosmos 100 – Etapa II – Torre Rectángulo-trapezoidal (Fuente Archivo personal Jorge E. Durán)



Fotografía 11.3. Panorámica Hotel Cosmos 100 – Etapas I y II (Fuente Archivo personal Jorge E. Durán)

11.2.2 Descripción del subsuelo

El subsuelo bajo estudio corresponde al típico depósito lacustre de gran espesor presente en los sectores norte y occidente de la ciudad de Bogotá.

En general el depósito está constituido por arcillas y arcillas limosas de plasticidad muy alta, humedad y compresibilidad, y puede ser dividido en 5 estratos diferentes a saber:

Estrato 1

Relleno compacto de limo orgánico negro con escombros de construcción, desde la superficie del terreno hasta una profundidad variable entre 0,5 y 1,4 metros.

Estrato 2

Capa de limo orgánico de 0,3 a 0,4 metros de espesor, el cual corresponde a la parte inferior de la capa vegetal original.

Estrato 3

Capa de limo arcilloso, carmelito, con raíces, de humedad, compresibilidad y plasticidad altas y consistencia media a firme. Este estrato tiene un espesor variable entre 0,6 y 0,9 metros, tiene las siguientes propiedades:

Tabla 11.1 Caracterización del Estrato 3 existente en el área del proyecto.

		Mínimo	Máximo
Humedad Natural	W _n , %	56	94
Límite Líquido	LL, %	76	114
Límite Plástico	LP, %	39	76
Índice de Plasticidad	IP, %	15	60
Peso Unitario	γ_t , t/m ³	1,42	1,66
Compresión inconfiada	q _u , kg/cm ²	0,33	1,75
Penetrómetro de Bolsillo	PB, kg/cm ²	0,5	2,5
Veleta de Campo	2S _{uv} , kg/cm ²	0,9	1,7
Clasificación del Suelo	USC		MH

Estrato 4

Estrato de arcilla, gris clara, con vetas oxidadas, de humedad y compresibilidad altas, plasticidad muy alta y consistencia media. El estrato tiene un espesor promedio de 1,8 metros, tiene los siguientes parámetros:

Tabla 11.2 Caracterización del Estrato 4 existente en el área del proyecto.

		Mínimo	Máximo
Humedad Natural	W _n , %	52	97
Límite Líquido	LL, %	83	117
Límite Plástico	LP, %	31	42
Índice de Plasticidad	IP, %	49	76
Peso Unitario	γ_t , t/m ³	1,48	1,72
Compresión inconfiada	q _u , kg/cm ²	0,23	0,48
Penetrómetro de Bolsillo	PB, kg/cm ²	0,3	0,8
Veleta de Campo	2S _{uv} , kg/cm ²	0,6	1,2
Clasificación del Suelo	USC	CH	

Estrato 5

Desde una profundidad promedio de 3,4 metros y hasta por lo menos 50 metros de profundidad, se encuentra un estrato muy grueso de arcilla limosa, gris algo oscura, de humedad, compresibilidad y plasticidad muy altas, y consistencia media a blanda hasta aproximadamente 20 metros de profundidad, consistencia media entre 20 y 30 metros y consistencia media a firme entre 30 y 50 metros.

Esta capa presenta entre 27 y 29 metros y entre 39 y 41 metros unas vetas delgadas de turba y vetas de arena fina que manifiestan un nivel piezométrico artesiano cercano al nivel de la superficie actual del terreno. Además, desde 48 metros hasta por lo menos unos 50 metros de profundidad vuelven a presentarse algunas vetas de turba.

Este estrato se divide en tres subestratos para un mejor análisis, a saber:

- Subestrato 5a, de 3.4 metros a 17 metros de profundidad:

Tabla 11.3 Caracterización del Substrato 5a existente en el área del proyecto.

		Mínimo	Máximo
Humedad Natural	W _n , %	101	204
Límite Líquido	LL, %	137	288
Límite Plástico	LP, %	46	124
Índice de Plasticidad	IP, %	84	164
Peso Unitario	γ_t , t/m ³	1,17	1,46
Compresión inconfiada	q _u , kg/cm ²	0,03	0,65
Penetrómetro de Bolsillo	PB, kg/cm ²	0,1	0,8
Veleta de Campo	2S _{uv} , kg/cm ²	0,4	1,2
SPT	N, golpes/pie	0	2
Clasificación del Suelo	USC	MH, CH	
Relación de vacíos	e ₀	3,3	4,7
Índice de recompresión	C _r	0,12	0,20
Índice de compresión	C _c	2,0	2,8

- Substrato 5b, de 17 metros a 30 metros de profundidad:

Tabla 11.4 Caracterización del Substrato 5b existente en el área del proyecto.

		Mínimo	Máximo
Humedad Natural	W _n , %	88	204
Límite Líquido	LL, %	89	194
Límite Plástico	LP, %	37	83
Índice de Plasticidad	IP, %	52	113
Peso Unitario	γ_t , t/m ³	1,15	1,42
Compresión inconfiada	q _u , kg/cm ²	0,09	0,82
Penetrómetro de Bolsillo	PB, kg/cm ²	0,1	0,8
Veleta de Campo	2S _{uv} , kg/cm ²	0,6	1,4
SPT	N, golpes/pie	0	4
Clasificación del Suelo	USC	MH, CH-MH	
Relación de vacíos	e ₀	3,3	3,5
Índice de recompresión	C _r	0,20	0,20
Índice de compresión	C _c	1,9	2,3

- Substrato 5c, de 30 metros a 50 metros de profundidad:

Tabla 11.5 Caracterización del Substrato 5c existente en el área del proyecto.

		Mínimo	Máximo
Humedad Natural	W _n , %	71	170
Límite Líquido	LL, %	135	197
Límite Plástico	LP, %	48	88
Índice de Plasticidad	IP, %	80	117
Peso Unitario	γ_t , t/m ³	1,27	1,45
Compresión inconfiada	q _u , kg/cm ²	0,17	0,79
Penetrómetro de Bolsillo	PB, kg/cm ²	0,2	0,8
Veleta de Campo	2S _{uv} , kg/cm ²	1,2	2,3
SPT	N, golpes/pie	3	5
Clasificación del Suelo	USC	MH, CH-MH	
Relación de vacíos	e ₀	2,5	3,0
Índice de recompresión	C _r	0,15	0,20
Índice de compresión	C _c	1,9	2,0

El nivel freático según las observaciones que se realizaron durante las perforaciones se puede establecer que está entre 3 y 5 metros de profundidad. Entre 27 y 29 metros y entre 39 y 41 metros de profundidad se presentaron vetas de arena fina cuyo nivel piezométrico coincidió con la superficie del terreno.

En las Tablas 11.6 y 11.7 se presentan los valores índices de la caracterización y propiedades geomecánicas de los suelos existentes a lo largo de todo el perfil estratigráfico presente en el área del proyecto, hasta una profundidad de 50 m. Por su parte en las Figuras 11.1 y 11.2 se muestran gráficamente la variación de las propiedades índices, hasta una profundidad de 50m, del subsuelo en el área del proyecto.

Tabla 11.6 – Parámetros de humedad, límites de Atterberg, peso unitario y resistencia a la penetración estándar del suelo del proyecto Cosmos 100

Z (m)	w _n , %	LL, %	LP, %	IP, %	γ _v , t/m ³	N, g/p
0,0 - 1,5	85	106	71	35	1,45	3
1,5 - 3,5	70	100	48	52	1,58	2
3,5 - 5,0	112	155	48	107	1,40	2
5,0 - 10,0	148	172	57	115	1,34	1,5
10,0 - 15,0	153	176	64	112	1,30	2
15,0 - 20,0	154	191	80	111	1,29	1,5
20,0 - 27,0	127	141	58	83	1,30	2
27,0 - 29,5	134	153	53	100	1,30	2
29,5 - 39,0	121	156	58	98	1,33	3,5
39,0 - 41,0	160	190	80	110	1,25	5
41,0 - 47,0	85	135	50	85	1,45	3
47,0 - 50,0	113	140	50	90	1,42	3,5

Tabla 11.7 – Parámetros de compresibilidad del suelo, esfuerzos totales, presión de poros y esfuerzos efectivos para el suelo del proyecto Cosmos 100

Z (m)	Su, kg/cm ²	E	Cc	Cr	Cv, 10 ⁻⁴ cm ² /s	σ _{vor} , t/m ²	u _o , t/m ²	σ' _{vor} , t/m ²	σ' _{pr} , t/m ²
0,0 - 1,5	0,60					2,18	0	2,18	17,0
1,5 - 3,5	0,34					6,04	0	6,04	8,1
3,5 - 5,0	0,22	3,4	2,2	0,22	5	7,44	1,13	6,31	6,8
5,0 - 10,0	0,20	4,4	2,8	0,28	10	14,14	6,78	7,36	7,8
10,0 - 15,0	0,21	4,0	2,4	0,24	10	20,64	12,43	8,21	8,8
15,0 - 20,0	0,20	3,6	2,4	0,24	8	27,09	18,08	9,01	10,3
20,0 - 27,0	0,29	3,4	2,1	0,21	4	36,19	26,00	10,19	11,8
27,0 - 29,5	0,32	3,3	1,9	0,19	3	39,44	28,50	10,94	12,3
29,5 - 39,0	0,35	2,7	2,0	0,20	6	52,08	38,00	14,08	14,8
39,0 - 41,0	0,36	2,7	2,0	0,20	6	54,58	40,00	14,58	15,3
41,0 - 47,0	0,47	2,6	1,9	0,19	8	63,28	46,00	17,28	17,8
47,0 - 50,0	0,50	2,5	1,9	0,19	9	67,54	49,00	18,54	18,8

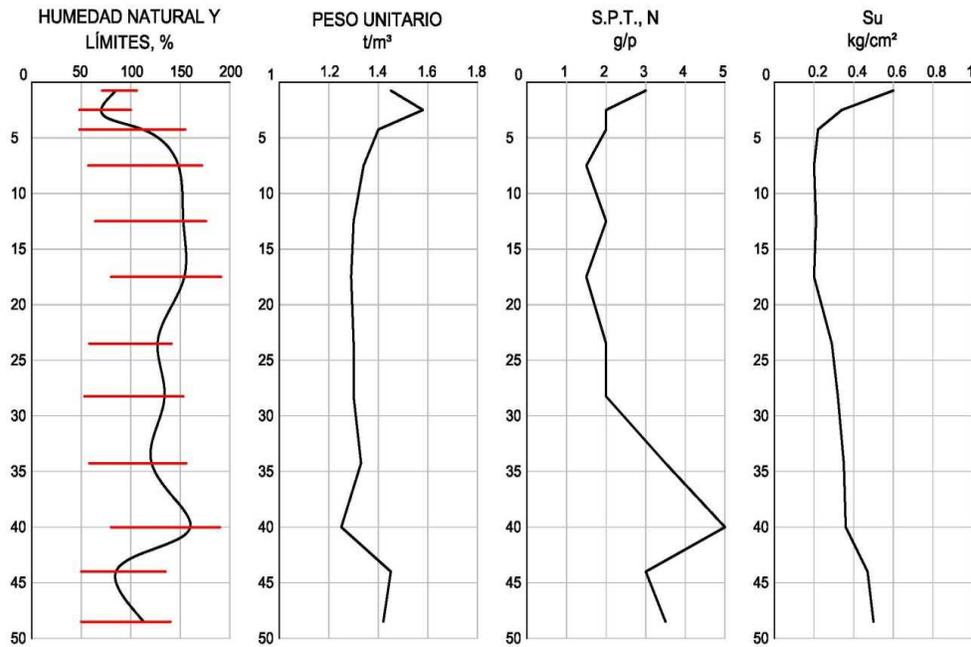


Figura 11-2 Variación de las propiedades índices y geomecánicas con la profundidad, del subsuelo en el área del proyecto.



Figura 11-3 Variación del esfuerzo vertical efectivo (σ'_{vo}) y el esfuerzo de preconsolidación (σ'_p), de 0.0 a 50.0 m de profundidad, en el área del proyecto.

11.2.3 Caso Estudiado - HOTEL COSMOS 100 – TORRE II

A continuación se describen las características principales de la Torre II del Hotel Cosmos 100, requeridos para plantear y evaluar la solución de cimentación.

De manera preliminar se evaluó la alternativa de cimentación de una placa o losa corrida, desplantada a 4.5m de profundidad, con respecto al nivel del terreno natural:

- Diez pisos y un sótano.
- Pisos típicos: de 540m² de área global y un vacío de 100m².
- Cimentación: se estudiaron soluciones de losa corrida sin pilotes complementarios y sistemas placa – pilotes.
- Construida entre mediados de 1991 y mediados de 1992.
- Peso total del edificio, t: 6850
- Tipo de cimentación: Losa corrida
- Profundidad de fundación, Df, m 4.5
- Área de cimentación, Af, m² 593
- Presión promedio de contacto, t/m² 11.5
- Presión neta promedio de contacto, t/m² 4.7
- Pronóstico de asentamientos:
 - Elástico, cm 15
 - Por consolidación, cm 105

La opción de cimentación de losa corrida sin complemento de pilotes fue considerada TOTALMENTE INACEPTABLE por:

- ✓ Escaso margen de seguridad
- ✓ Muy altos asentamientos esperados

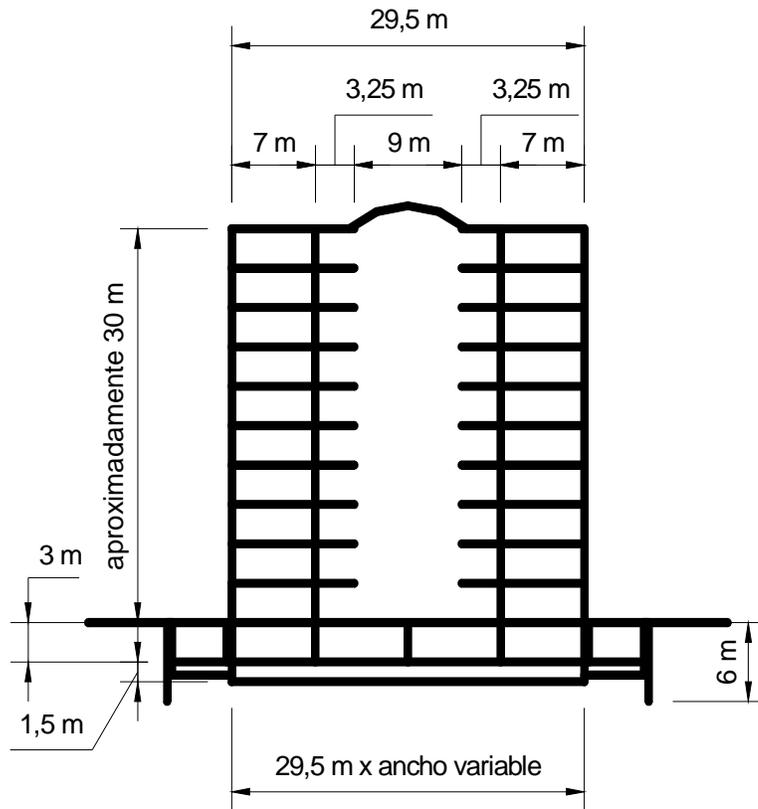


Figura 11-4 Esquema proyecto Hotel Cosmos 100 – Etapa II (Torre Rectángulo - trapezoidal) con alternativa de cimentación de placa corrida.

11.2.4 Alternativas de Cimentación

En vista que la solución con placa o losa corrida, resultaba insatisfactoria técnicamente, por experimentar asentamientos excesivos, se adoptó una solución de cimentación con un sistema placa – pilotes, bajo la filosofía de incorporar pilotes a la placa solamente para control de asentamientos.

Se llevaron a cabo evaluaciones para sistemas placa – pilotes, para tres longitudes diferentes de de pilotes (ver Figura 11-5), y en combinación de cuatro posibles escenarios de hipótesis de carga así:

Combinación de casos

- Longitud de los pilotes, L_p , m: 10, 20 y 30
- Fracción de la carga no compensada del edificio tomada por los pilotes trabajando a la falla: 0.5 , 1.0, 1.5, 2.0

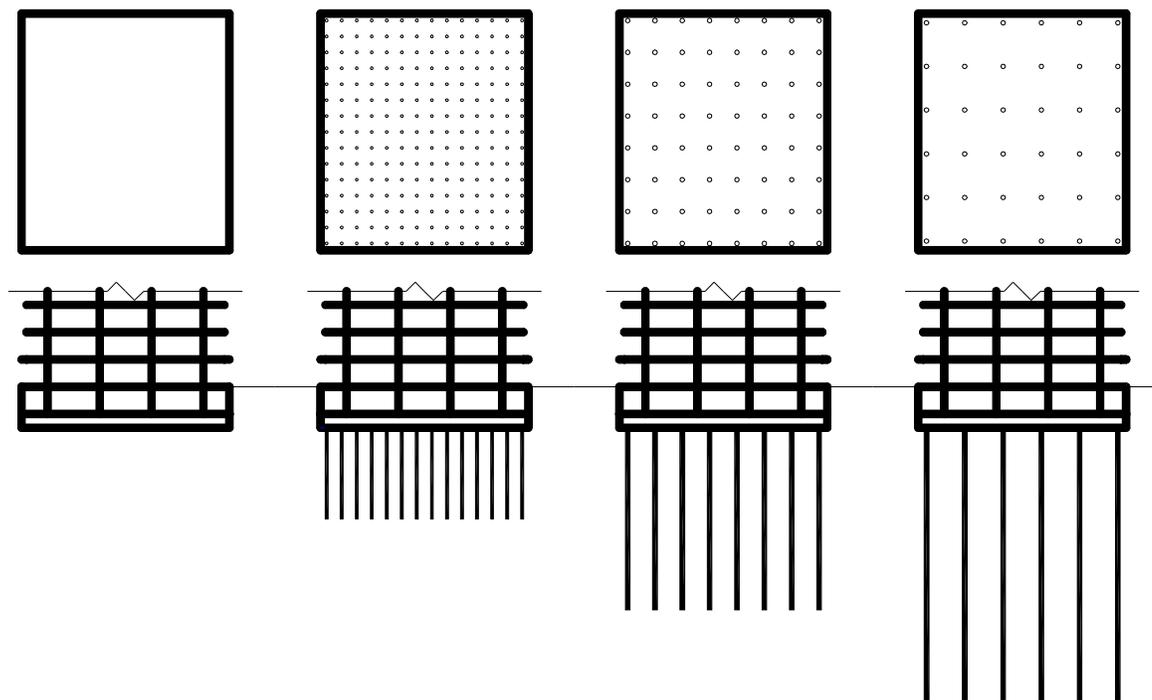


Figura 11-5 Esquema de alternativas de cimentación para la Torre II – Rectángulo-trapezoidal. De izquierda a derecha: Placa corrida, Placa-pilotes con pilotes de 10m de longitud, Placa-pilotes con pilotes de 20m de longitud y Placa-pilotes con pilotes de 30m de longitud.

La combinación de la longitud de pilotes, con el porcentaje de la carga no compensada que tomaría el grupo de pilotes, generan doce posibles casos, que más la alternativa de solo placa, resultan en trece (13) casos estudiados, a saber:

- Caso 1: Placa sola
- Caso 2: Placa – pilotes, con pilotes de 10m de longitud, y tomando el 50% de la carga no compensada.
- Caso 3: Placa – pilotes, con pilotes de 10m de longitud, y tomando el 100% de la carga no compensada.
- Caso 4: Placa – pilotes, con pilotes de 10m de longitud, y tomando el 150% de la carga no compensada.
- Caso 5: Placa – pilotes, con pilotes de 10m de longitud, y tomando el 200% de la carga no compensada.
- Caso 6: Placa – pilotes, con pilotes de 20m de longitud, y tomando el 50% de la carga no compensada.

- Caso 7: Placa – pilotes, con pilotes de 20m de longitud, y tomando el 100% de la carga no compensada.
- Caso 8: Placa – pilotes, con pilotes de 20m de longitud, y tomando el 150% de la carga no compensada.
- Caso 9: Placa – pilotes, con pilotes de 20m de longitud, y tomando el 200% de la carga no compensada.
- Caso 10: Placa – pilotes, con pilotes de 30m de longitud, y tomando el 50% de la carga no compensada.
- Caso 11: Placa – pilotes, con pilotes de 30m de longitud, y tomando el 100% de la carga no compensada.
- Caso 12: Placa – pilotes, con pilotes de 30m de longitud, y tomando el 150% de la carga no compensada.
- Caso 13: Placa – pilotes, con pilotes de 30m de longitud, y tomando el 200% de la carga no compensada.

Ahora bien, para efectos de los objetivos de este documento, se resolvieron cada uno de estos casos por medio de las siguientes dos metodologías comparativas:

- Caso Bogotano, denominada Metodología Durán (2003),
- Caso Internacional, para la cual se seleccionó la Metodología Randolph et al (1994).

11.3 Resultados Método Durán (2003)

En la Tabla 11.8 se muestran los resultados obtenidos para la solución de placa, y los doce casos de placa – pilotes, resueltas según la metodología propuesta por Durán (2003).

En ella se incluyen las capacidades últimas de un pilote individual obtenidas para cada uno de los siguientes diámetros (B_p) y longitudes (L_p) de pilote:

- Pilote $B_p = 30$ cm y $L_p = 10$ m: $Q_u = 20$ t.
- Pilote $B_p = 30$ cm y $L_p = 20$ m: $Q_u = 40$ t
- Pilote $B_p = 50$ cm y $L_p = 20$ m: $Q_u = 71$ t
- Pilote $B_p = 40$ cm y $L_p = 30$ m: $Q_u = 94$ t
- Pilote $B_p = 60$ cm y $L_p = 30$ m: $Q_u = 120$ t

A partir de estas capacidades últimas de un pilote individual (Q_{ui}), y adoptando como criterio que los pilotes trabajan a la falla, se dedujo la cantidad de pilotes (N_p) para cada hipótesis de carga en donde el grupo de pilotes toma un cierto porcentaje de la carga no compensada.

Los asentamientos inmediatos se estimaron por medio de la metodología de Janbú et al (1956), sumando los generados por la placa, más los generados por el grupo de pilotes. Para la estimación de estos asentamientos, se adoptó un valor promedio de Módulo No Drenado, $E_u = 1300 \text{ t/m}^2$.

El valor de $E_u = 1300 \text{ t/m}^2$ se halló por medio de un retro-análisis de las mediciones de asentamientos experimentados por la Torre I del hotel, construida 10 años antes que la Torre II.

Por su parte, los asentamientos de consolidación se obtuvieron por medio de la teoría unidimensional de la consolidación propuesta por Terzaghi, para incrementos de esfuerzos verticales efectivos estimados por medio de la metodología de León y Reséndiz (1979). En las Figuras 11-7 a 11-11 se muestran los incrementos de esfuerzos verticales para cada caso de placa – pilotes planteados.

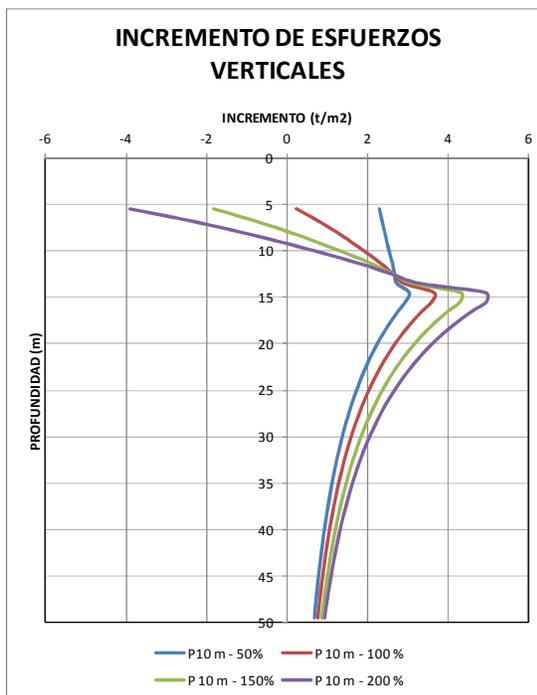


Figura 11-6 Incremento de esfuerzos efectivos verticales para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 10m de longitud, tomando el 50, 100, 150 y 200% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.

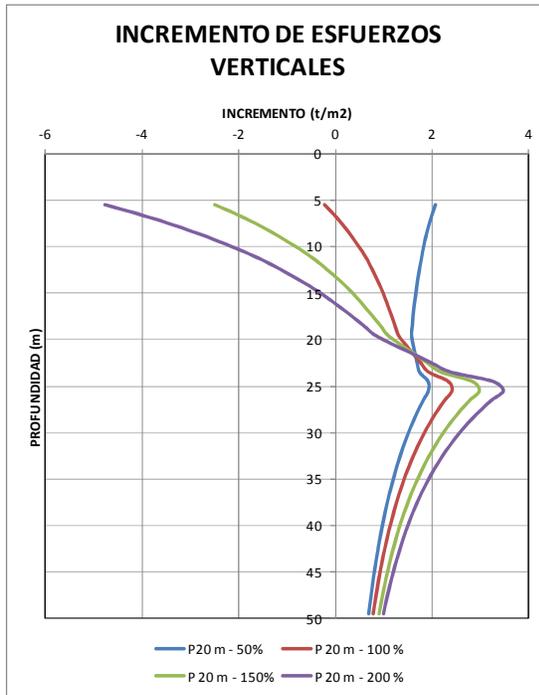


Figura 11-7 Incremento de esfuerzos efectivos verticales para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 20m de longitud, tomando el 50, 100, 150 y 200% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.

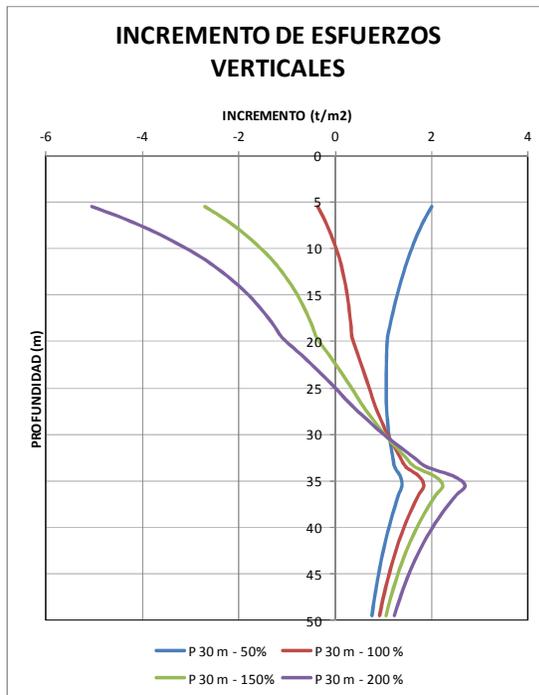


Figura 11-8 Incremento de esfuerzos efectivos verticales para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 30m de longitud, tomando el 50, 100, 150 y 200% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.

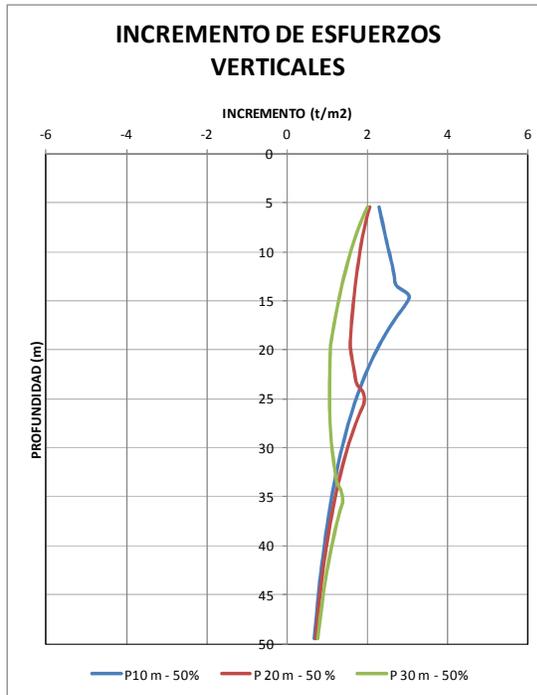


Figura 11-9 Comparación de resultados de incremento de esfuerzo verticales para sistemas de placa – pilotes, con pilotes de 10, 20 y 30m de longitud, tomando el 50% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.

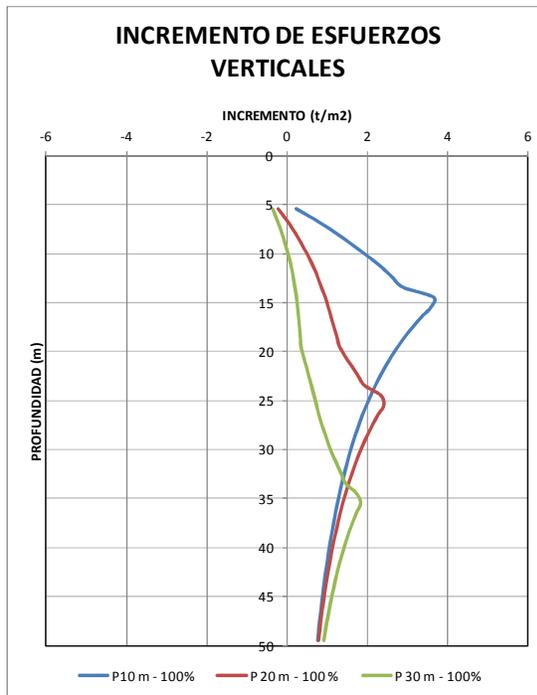


Figura 11-10 Comparación de resultados de incremento de esfuerzo verticales para sistemas de placa – pilotes, con pilotes de 10, 20 y 30m de longitud, tomando el 100% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.

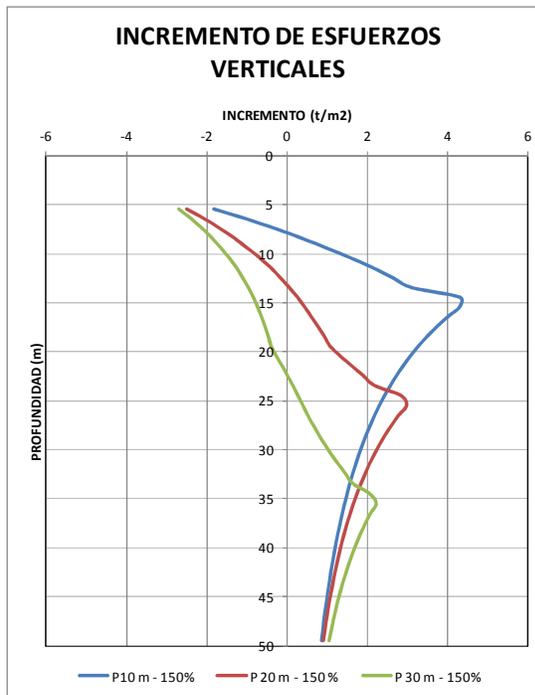


Figura 11-11 Comparación de resultados de incremento de esfuerzo verticales para sistemas de placa – pilotes, con pilotes de 10, 20 y 30m de longitud, tomando el 150% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.

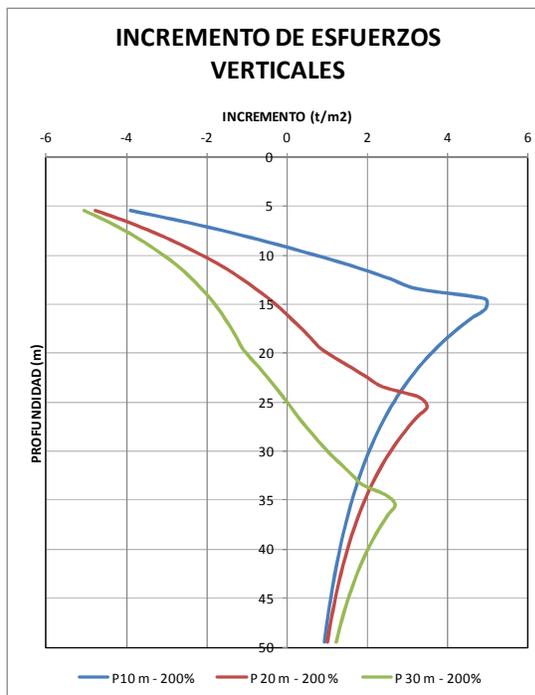


Figura 11-12 Comparación de resultados de incremento de esfuerzo verticales para sistemas de placa – pilotes, con pilotes de 10, 20 y 30m de longitud, tomando el 200% de la carga no compensada, aplicando la metodología de León y Reséndiz.

Tabla 11.8 – Resultados del sistema placa – pilotes para el Hotel Cosmos 100 según la metodología de Durán (2003)

DESCRIP	CASO												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
PILOTES													
* Bp, cm	--	30	30	30	30	30	50	50	50	40	50	50	50
* Lp, m	--	10	10	10	10	20	20	20	20	30	30	30	30
* Np	--	72	144	210	289	36	42	64	81	16	25	36	49
* Qui, t	--	20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
Σ Qui / qnA	0	0.5	1	1.5	2	0.5	1	1.5	2	0.5	1	1.5	2
CONDICIÓN CORTO PLAZO													
* Sd, cm	15	13	13	12	11	13	11	10	8	12	10	8	6
* Cap Util, %	--	90	90	83	75	96	95	90	90	97	97	97	90
% Wedif/placa	100	81	62	49	37	80	59	40	24	79	57	39	23
% Wedif/ptes	0	19	38	51	63	20	41	60	76	21	43	61	77
CONDICIÓN LARGO PLAZO													
* Scp, cm	105	81	70	62	60	55	23	20	20	43	18	15	15
* ST, cm	120	94	83	74	71	68	34	30	28	55	28	23	21
* Cap Util, %	--	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
* % Wedif/placa	100	79	58	39	16	79	56	34	16	78	56	37	14
* % Wedif/ptes	0	21	42	61	84	21	44	66	84	22	44	63	86

Dónde:

- Bp Diámetro del pilote
- Lp Longitud del pilote
- Np Número de pilotes
- Qui Capacidad última de un pilote individual
- Σ Qui / qnA Proporción de la carga no compensada tomada por el grupo de pilotes
- Sd Asentamientos inmediatos
- Scp Asentamientos por consolidación
- St Asentamiento total
- Cap Util Capacidad utilizada de cada pilote
- %Wedif/placa Porcentaje de la carga total tomada por la placa
- %Wedif/ptes Porcentaje de la carga total tomada por el grupo de pilotes

11.4 Resultados Método Randolph et al (1994)

11.4.1 Criterios adoptados

El método propuesto por Randolph está basado en la interacción de las rigideces de la placa, el grupo de pilotes y del suelo portante. Las rigideces de la placa y los pilotes se obtienen a partir de la distinta literatura especializada, en función de las dimensiones de los elementos y el material de construcción.

En cuanto al suelo, el método tiene en cuenta la variabilidad de la rigidez del suelo (Módulo de Elasticidad, E o Módulo Cortante, G) a lo largo de la longitud del pilote, incorporando las variables:

$$\xi = \frac{G_L}{G_b}; \text{ Relación módulo cortante en el fuste vs. módulo cortante en la base}$$

$$\rho = \frac{G_{L/2}}{G_L}; \text{ variación del módulo del suelo con la profundidad}$$

Dónde $G_{L/2}$ es el módulo cortante promedio del suelo en la longitud del fuste, G_L es el módulo cortante del suelo en la punta del pilote, y en caso de que el pilote penetre y se empotre en un estrato competente, G_B por debajo de la punta del pilote, tal como se muestra en la Figura 9.14.

Sin embargo, esta variabilidad está acotada solamente hasta la punta de los pilotes, y no tiene en cuenta la variabilidad del suelo muy por debajo de la punta, en lo que sería el bulbo de influencia del grupo de pilotes del orden de 2 a 4 veces el ancho del grupo.

De acuerdo con Poulos y Davis, los asentamientos inmediatos (S_d) de corto plazo, se obtienen adoptando módulos no drenados, E_u , y los asentamientos totales o de largo plazo (S_t), se obtienen ahora bien con módulos drenados (E'_{1-D}). La diferencia entre los asentamientos de largo plazo, menos los de corto plazo, corresponderían a los asentamientos por consolidación (S_{cp}).

El módulo cortante, G, se obtuvo mediante la expresión:

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (11.1)$$

a. Módulos No Drenado, E_u

Los valores de módulos no drenados se obtuvieron por medio de su correlación con la resistencia al corte no drenada del suelo, S_u , según la expresión:

$$E_u = 420 \times S_u \quad (11.2)$$

El factor de 420 se dedujo por retro-análisis de la evaluación de los asentamientos experimentados por la Torre I del Hotel Cosmos 100, y el valor promedio ponderado S_u del perfil del suelo.

Tabla 11.9 – Variación del Módulo No Drenado, E_u , en la longitud del pilote

DESCRIPCION	UNIDAD	L=10m	L=20m	L=30m
Módulo de elasticidad en la cabeza del pilote	E_{u_0} t/m ²	924	924	924
Módulo de elasticidad en la punta del pilote	E_{u_L} t/m ²	882	1218	1470
Módulo de elasticidad por debajo de la punta	E_{u_B} t/m ²	882	1218	1470
Módulo de elasticidad promedio	$E_{u_{L/2}}$ t/m ²	840	854	1057
Módulo cortante en la punta del pilote	G_L t/m ²	294	406	490
Módulo cortante por debajo de la punta	G_B t/m ²	294	406	490
Módulo Cortante promedio	$G_{L/2}$ t/m ²	280	285	352
Relación de Poisson	ν	0,5	0,5	0,5

Sin embargo, para efectos de tener un análisis de sensibilidad de los resultados obtenidos, se realizó un segundo estimativo de los asentamientos inmediatos para los doce casos de placa-pilotes, adoptando el valor de $E_u = 1300$ t/m², como único valor y constante para todo el perfil de suelo.

b. Módulos Drenado, E'_{1-D}

De acuerdo con la teoría de la consolidación, los asentamientos de largo plazo dependerán de estado de esfuerzos inicial, de la magnitud del incremento de esfuerzos y del grado de sobreconsolidación de los suelos; si los suelos son normalmente consolidados, la variación de la relación de vacíos será solo función del Índice de Compresibilidad, C_c ; si por su parte, los suelos son fuertemente sobreconsolidados, y el estado de esfuerzo final no supera el de preconsolidación, la variación será función del Índice de recompresión o expansión, C_r .

Pero para suelos ligeramente sobreconsolidados, generalmente el estado de esfuerzo final (σ'_f) producto del incremento de esfuerzos verticales ($\Delta\sigma$), supera el esfuerzo de preconsolidación (σ'_p), como se muestra en la Figura 11-13, y por lo tanto, la variación de la relación de vacíos dependerá tanto de C_r como de C_c .

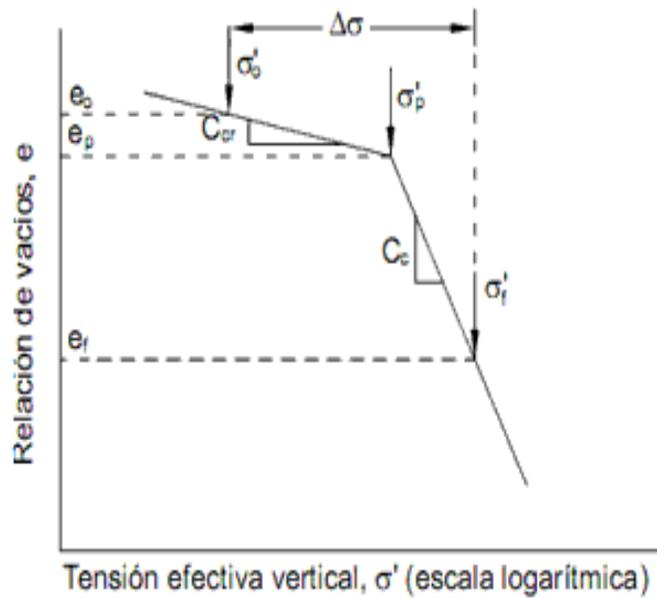


Figura 11-13 Curva virgen de consolidación.

La metodología de Randolph, y de acuerdo con Poulos y Davis, calcula la rigidez del sistema placa – pilotes (K_{rf}), y con ésta, estima los asentamientos totales finales, en función del Módulo de Elasticidad Drenado del suelo, E'_{1-D} .

El módulo drenado se puede obtener como el inverso del Coeficiente de Deformación Volumétrica, m_v ; que a su vez es correlacionable con los índices de Recompresión, C_r , o de Compresión, C_c , como se indica a continuación:

$$E'_{1-D} = \frac{1}{m_v} \quad (11.3)$$

$$m_{vSC} = \frac{0.434 \times C_r}{(1 + e_0) \times \sigma'_{promSC}} \quad (11.4)$$

$$m_{vNC} = \frac{0.434 \times C_c}{(1 + e_0) \times \sigma'_{promNC}} \quad (11.5)$$

$$\sigma'_{promSC} = \frac{\sigma'_{v0} + \sigma'_p}{2} \quad (11.6)$$

$$\sigma'_{promNC} = \frac{\sigma'_{vf} + \sigma'_p}{2} \quad (11.7)$$

En vista que el perfil estratigráfico del proyecto del Cosmos 100, corresponde a suelos ligeramente sobreconsolidados (ver Tabla 11.7), en donde los asentamientos de largo plazo dependerán tanto de C_r , como de C_c , se llevó a cabo una evaluación de sensibilidad de ellos, ya que la metodología de Randolph deja entrar un único valor de módulo para cada profundidad, y no como en el caso de la consolidación de Terzagui, en donde se permite calcular por separado cada pendiente de la curva virgen.

En las tablas 11.10, 11.11 y 11.12, se muestra la variación de los valores de Módulo Drenado en la longitud del pilote, estimados a partir del Índice de Recompresión, C_r , del Índice de Compresión, C_c , y como un promedio de estos dos índices, respectivamente.

Tabla 11.10 – Variación del Módulo Drenado, E' , en la longitud del pilote, deducido a partir de C_r

DESCRIPCION	UNIDAD	L=10m	L=20m	L=30m
Módulo de elasticidad en la cabeza del pilote	E'_0 t/m ²	302	302	302
Módulo de elasticidad en la punta del pilote	E'_L t/m ²	408	535	615
Módulo de elasticidad por debajo de la punta	E'_B t/m ²	408	535	615
Módulo de elasticidad promedio	$E'_{L/2}$ t/m ²	337	390	473
Módulo cortante en la punta del pilote	G'_L t/m ²	157	206	237
Módulo cortante por debajo de la punta	G'_B t/m ²	157	206	237
Módulo Cortante promedio	$G'_{L/2}$ t/m ²	130	150	182
Relación de Poissón	ν	0,3	0,3	0,3

Tabla 11.11 – Variación del Módulo Drenado, E' , en la longitud del pilote, deducido a partir de C_c

DESCRIPCION	UNIDAD	L=10m	L=20m	L=30m
Módulo de elasticidad en la cabeza del pilote	E'_0 t/m ²	41	41	41
Módulo de elasticidad en la punta del pilote	E'_L t/m ²	52	67	72
Módulo de elasticidad por debajo de la punta	E'_B t/m ²	52	67	72
Módulo de elasticidad promedio	$E'_{L/2}$ t/m ²	44	50	60
Módulo cortante en la punta del pilote	G'_L t/m ²	20	26	28
Módulo cortante por debajo de la punta	G'_B t/m ²	20	26	28
Módulo Cortante promedio	$G'_{L/2}$ t/m ²	17	19	23
Relación de Poissón	ν	0,3	0,3	0,3

Tabla 11.12 – Variación del Módulo Drenado, E' , en la longitud del pilote, deducido a partir del promedio de C_r y C_c

DESCRIPCION	UNIDAD	L=10m	L=20m	L=30m
Módulo de elasticidad en la cabeza del pilote	E'_0 t/m ²	171	171	171
Módulo de elasticidad en la punta del pilote	E'_L t/m ²	230	301	343
Módulo de elasticidad por debajo de la punta	E'_B t/m ²	230	301	343
Módulo de elasticidad promedio	$E'_{L/2}$ t/m ²	190	220	267
Módulo cortante en la punta del pilote	G'_L t/m ²	88	116	132
Módulo cortante por debajo de la punta	G'_B t/m ²	88	116	132
Módulo Cortante promedio	$G'_{L/2}$ t/m ²	73	85	103
Relación de Poissón	ν	0,3	0,3	0,3

c. Características de la placa

Tabla 11.13 – Característica de la placa del sistema placa - pilotes

DESCRIPCION	VALOR		
Ancho	Br	24,35	m
Largo	Lr	24,35	m
Relación de aspecto	Lr/Br	1,0	
Factor Rigidez *	Bz	1,05	

* Según Figura 9-13.

d. Características de los pilotes

Tabla 11.14 – Característica de los pilotes del sistema placa - pilotes

DESCRIPCION	VALOR		
Material	Concreto		
Tipo	Pre-excavado		
Relación diámetro base / diámetro	η	1	
Módulo de compresibilidad	Ep	2'100.000	t/m2

El diámetro, longitud y cantidad, dependen de cada uno de los casos analizados.

11.4.2 Resultados obtenidos

A continuación se muestran los resultados obtenidos aplicando el método de Randolph et al (1994), con un análisis de sensibilidad en función de las siguientes variables:

- Longitud de pilotes (10, 20 y 30m)
- Porcentaje de la carga no compensada tomada por los pilotes (50%, 100%, 150% o 200%)
- Condición de corto plazo, con módulos variables a lo largo del pilote, o con módulo constante.
- Condición de largo plazo, con módulos derivados de Cr, Cc o promedio de los dos.

Tabla 11.15 – Resultados del sistema placa – pilotes para el Hotel Cosmos 100 según la metodología de Randolph et al (1994)
Condición de corto plazo adoptando un módulo no drenado (Eu) variable en la longitud del pilote

DESCRIPCIÓN	Símbolo	Unidad	CASO												
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
PILOTES															
Diámetro	d	cm		30	30	30	30	30	30	50	50	50	40	50	50
Longitud	L	m		10	10	10	10	10	20	20	20	20	30	30	30
Cantidad	n	un		72	144	210	289	36	42	64	81	16	25	36	49
Espaciamiento promedio	S	m		2,90	2,05	1,70	1,45	4,60	4,10	3,30	2,90	7,70	5,70	4,50	3,80
Capacidad última individual por pilote	Pup, 1	t		20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
CONDICION CORTO PLAZO, $\nu = 0,5$															
CON MÓDULO NO DRENADO Eu VARIABLE															
Sistema Placa - Pilotes															
Diámetro equivalente unidad cabezal - pilote	dc	m		3,27	2,31	1,92	1,64	5,19	4,63	3,72	3,27	8,69	6,43	5,08	4,29
Radio equivalente unidad cabezal - pilote	rc	m		1,64	1,16	0,96	0,82	2,60	2,31	1,86	1,64	4,34	3,22	2,54	2,14
Rigidez de la placa	Kr	t/m		28636	28636	28636	28636	29113	29113	29113	29113	36033	36033	36033	36033
Rigidez del grupo de pilotes	Kp	t/m		51418	48712	55252	48881	68840	45052	41190	43443	99239	55724	66869	61891
Factor de interacción Placa - pilotes	α_{rp}			0,45	0,53	0,58	0,61	0,40	0,48	0,53	0,56	0,37	0,45	0,50	0,54
Rigidez Sistema Placa -Pilotes	Kpr	t/m		61070	56209	61474	54400	80041	54402	49279	50630	114189	68108	77112	71045
Proporción de carga tomada por la placa (%)	X			29%	29%	24%	26%	23%	33%	35%	32%	21%	33%	27%	28%
Proporción de carga tomada por los pilotes (%)	1-X			71%	71%	76%	74%	77%	67%	65%	68%	79%	67%	73%	72%
Carga tomada por la placa	Pr	t		1982	1956	1634	1792	1601	2249	2380	2200	1429	2282	1837	1922
Carga tomada por los pilotes	Pp	t		4868	4894	5216	5058	5249	4601	4470	4650	5421	4568	5013	4928
Estimación Asentamiento															
Carga Total Aplicada	Pt	t		6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850
Capacidad pilote individual	Pup1	t		20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
Reducción capacidad pilote individual	%			100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%
Capacidad última de carga de grupo de pilotes	Pup	t		1440	2880	4200	5780	1440	2982	4544	5751	1504	3000	4320	5880
Carga tomada por la placa	Pr	t		5410	3970	2650	1070	5410	3868	2306	1099	5346	3850	2530	970
Asentamiento Sistema Placa - Pilotes	S1	cm		2,4	5,1	6,8	10,6	1,8	5,5	9,2	11,4	1,3	4,4	5,6	8,3
Asentamiento Placa	S2	cm		18,9	13,9	9,3	3,7	18,6	13,3	7,9	3,8	14,8	10,7	7,0	2,7
Asentamiento Total	S3	cm		21,3	19,0	16,1	14,4	20,4	18,8	17,1	15,1	16,2	15,1	12,6	11,0

Tabla 11.16 – Resultados del sistema placa – pilotes para el Hotel Cosmos 100 según la metodología de Randolph et al (1994)
Condición de corto plazo adoptando un módulo no drenado (Eu) promedio y constante en la longitud del pilote

DESCRIPCIÓN	Símbolo	Unidad	CASO												
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
PILOTES															
Diámetro	d	cm		30	30	30	30	30	50	50	50	40	50	50	50
Longitud	L	m		10	10	10	10	20	20	20	20	30	30	30	30
Cantidad	n	un		72	144	210	289	36	42	64	81	16	25	36	49
Espaciamiento promedio	S	m		2,90	2,05	1,70	1,45	4,60	4,10	3,30	2,90	7,70	5,70	4,50	3,80
Capacidad última individual por pilote	Pup, 1	t		20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
CONDICION CORTO PLAZO, $\nu = 0,5$															
CON MÓDULO NO DRENADO $E_u = 1300 \text{ t/m}^2$															
Sistema Placa - Pilotes															
Diámetro equivalente unidad cabezal - pilote	dc	m		3,27	2,31	1,92	1,64	5,19	4,63	3,72	3,27	8,69	6,43	5,08	4,29
Radio equivalente unidad cabezal - pilote	rc	m		1,64	1,16	0,96	0,82	2,60	2,31	1,86	1,64	4,34	3,22	2,54	2,14
Rigidez de la placa	Kr	t/m		44317	44317	44317	44317	44317	44317	44317	44317	44317	44317	44317	44317
Rigidez del grupo de pilotes	Kp	t/m		78904	74751	84787	75010	135987	88028	80483	84884	165617	91693	110032	101841
Factor de interacción Placa - pilotes	α_{rp}			0,46	0,54	0,58	0,62	0,44	0,52	0,56	0,59	0,41	0,49	0,54	0,57
Rigidez Sistema Placa -Pilotes	Kpr	t/m		93581	86163	94253	83417	150687	99980	90696	93912	181677	104724	120765	111340
Proporción de carga tomada por la placa (%)	X			29%	29%	24%	26%	18%	25%	26%	24%	15%	24%	19%	20%
Proporción de carga tomada por los pilotes (%)	1-X			71%	71%	76%	74%	82%	75%	74%	76%	85%	76%	81%	80%
Carga tomada por la placa	Pr	t		1989	1964	1640	1800	1199	1695	1769	1614	1030	1672	1316	1363
Carga tomada por los pilotes	Pp	t		4861	4886	5210	5050	5651	5155	5081	5236	5820	5178	5534	5487
Estimación Asentamiento															
Carga Total Aplicada	Pt	t		6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850
Capacidad pilote individual	Pup1	t		20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
Reducción capacidad pilote individual	%			100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%
Capacidad última de carga de grupo de pilotes	Pup	t		1440	2880	4200	5780	1440	2982	4544	5751	1504	3000	4320	5880
Carga tomada por la placa	Pr	t		5410	3970	2650	1070	5410	3868	2306	1099	5346	3850	2530	970
Asentamiento Sistema Placa - Pilotes	S1	cm		1,5	3,3	4,5	6,9	1,0	3,0	5,0	6,1	0,8	2,9	3,6	5,3
Asentamiento Placa	S2	cm		12,2	9,0	6,0	2,4	12,2	8,7	5,2	2,5	12,1	8,7	5,7	2,2
Asentamiento Total	S3	cm		13,7	12,3	10,4	9,3	13,2	11,7	10,2	8,6	12,9	11,6	9,3	7,5

Tabla 11.17 – Resultados del sistema placa – pilotes para el Hotel Cosmos 100 según la metodología de Randolph et al (1994)
Condición de largo plazo adoptando un módulo drenado (E') obtenido a partir del Índice de Recompresión (Cr)

DESCRIPCIÓN	Símbolo	Unidad	CASO												
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
PILOTES															
Diámetro	d	cm		30	30	30	30	30	30	50	50	50	40	50	50
Longitud	L	m		10	10	10	10	10	20	20	20	20	30	30	30
Cantidad	n	un		72	144	210	289	36	42	64	81	16	25	36	49
Espaciamiento promedio	S	m		2,90	2,05	1,70	1,45	4,60	4,10	3,30	2,90	7,70	5,70	4,50	3,80
Capacidad última individual por pilote	Pup, 1	t		20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
CONDICION LARGO PLAZO, $\nu = 0,3$															
CON MÓDULO DRENADO E' (Obtenido a partir de Cr)															
Sistema Placa - Pilotes															
Diámetro equivalente unidad cabezal - pilote	dc	m		3,27	2,31	1,92	1,64	5,19	4,63	3,72	3,27	8,69	6,43	5,08	4,29
Radio equivalente unidad cabezal - pilote	rc	m		1,64	1,16	0,96	0,82	2,60	2,31	1,86	1,64	4,34	3,22	2,54	2,14
Rigidez de la placa	Kr	t/m		9468	9468	9468	9468	10958	10958	10958	10958	13289	13289	13289	13289
Rigidez del grupo de pilotes	Kp	t/m		20564	19481	22097	19549	41096	24399	22308	23528	63006	33571	40286	37287
Factor de interacción Placa - pilotes	α_{rp}			0,48	0,55	0,59	0,63	0,44	0,52	0,57	0,59	0,42	0,50	0,54	0,58
Rigidez Sistema Placa -Pilotes	Kpr	t/m		23457	21705	23937	21164	44659	27283	24758	25690	67649	37290	43347	39980
Proporción de carga tomada por la placa (%)	X			24%	23%	19%	21%	14%	22%	23%	21%	12%	20%	15%	16%
Proporción de carga tomada por los pilotes (%)	1-X			76%	77%	81%	79%	86%	78%	77%	79%	88%	80%	85%	84%
Carga tomada por la placa	Pr	t		1615	1569	1296	1407	985	1505	1562	1420	811	1360	1061	1092
Carga tomada por los pilotes	Pp	t		5235	5281	5554	5443	5865	5345	5288	5430	6039	5490	5789	5758
Estimación Asentamiento															
Carga Total Aplicada	Pt	t		6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850
Capacidad pilote individual	Pup1	t		20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
Reducción capacidad pilote individual	%			100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%
Capacidad última de carga de grupo de pilotes	Pup	t		1440	2880	4200	5780	1440	2982	4544	5751	1504	3000	4320	5880
Carga tomada por la placa	Pr	t		5410	3970	2650	1070	5410	3868	2306	1099	5346	3850	2530	970
Asentamiento Sistema Placa - Pilotes	S1	cm		6,1	13,3	17,5	27,3	3,2	10,9	18,4	22,4	2,2	8,0	10,0	14,7
Asentamiento Placa	S2	cm		57,1	41,9	28,0	11,3	49,4	35,3	21,0	10,0	40,2	29,0	19,0	7,3
Asentamiento Total	S3	cm		63,3	55,2	45,5	38,6	52,6	46,2	39,4	32,4	42,5	37,0	29,0	22,0

Tabla 11.18 – Resultados del sistema placa – pilotes para el Hotel Cosmos 100 según la metodología de Randolph et al (1994)
Condición de largo plazo adoptando un módulo drenado (E') obtenido a partir del Índice de Compresión (Cc)

DESCRIPCIÓN	Símbolo	Unidad	CASO												
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
PILOTES															
Diámetro	d	cm		30	30	30	30	30	30	50	50	50	40	50	50
Longitud	L	m		10	10	10	10	10	20	20	20	20	30	30	30
Cantidad	n	un		72	144	210	289	36	42	64	81	16	25	36	49
Espaciamiento promedio	S	m		2,90	2,05	1,70	1,45	4,60	4,10	3,30	2,90	7,70	5,70	4,50	3,80
Capacidad última individual por pilote	Pup, 1	t		20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
CONDICION LARGO PLAZO, $\nu = 0,3$															
CON MÓDULO DRENADO E' (Obtenido a partir de Cc)															
Sistema Placa - Pilotes															
Diámetro equivalente unidad cabezal - pilote	dc	m		3,27	2,31	1,92	1,64	5,19	4,63	3,72	3,27	8,69	6,43	5,08	4,29
Radio equivalente unidad cabezal - pilote	rc	m		1,64	1,16	0,96	0,82	2,60	2,31	1,86	1,64	4,34	3,22	2,54	2,14
Rigidez de la placa	Kr	t/m		1236	1236	1236	1236	1405	1405	1405	1405	1686	1686	1686	1686
Rigidez del grupo de pilotes	Kp	t/m		2859	2709	3072	2718	6398	3447	3152	3324	10771	5371	6445	5965
Factor de interacción Placa - pilotes	α_{rp}			0,48	0,56	0,60	0,63	0,45	0,52	0,57	0,60	0,43	0,51	0,55	0,58
Rigidez Sistema Placa -Pilotes	Kpr	t/m		3231	2993	3308	2924	6847	3809	3458	3594	11337	5819	6814	6288
Proporción de carga tomada por la placa (%)	X			22%	21%	18%	19%	12%	20%	20%	19%	9%	16%	12%	12%
Proporción de carga tomada por los pilotes (%)	1-X			78%	79%	82%	81%	88%	80%	80%	81%	91%	84%	88%	88%
Carga tomada por la placa	Pr	t		1515	1464	1207	1306	812	1360	1404	1273	599	1067	826	846
Carga tomada por los pilotes	Pp	t		5335	5386	5643	5544	6038	5490	5446	5577	6251	5783	6024	6004
Estimación Asentamiento															
Carga Total Aplicada	Pt	t		6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850
Capacidad pilote individual	Pup1	t		20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
Reducción capacidad pilote individual	%			100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%
Capacidad última de carga de grupo de pilotes	Pup	t		1440	2880	4200	5780	1440	2982	4544	5751	1504	3000	4320	5880
Carga tomada por la placa	Pr	t		5410	3970	2650	1070	5410	3868	2306	1099	5346	3850	2530	970
Asentamiento Sistema Placa - Pilotes	S1	cm		44,6	96,2	127,0	197,7	21,0	78,3	131,4	160,0	13,3	51,6	63,4	93,5
Asentamiento Placa	S2	cm		437,6	321,1	214,4	86,6	385,1	275,3	164,2	78,2	317,1	228,4	150,1	57,5
Asentamiento Total	S3	cm		482,2	417,4	341,3	284,2	406,1	353,6	295,6	238,3	330,4	279,9	213,5	151,1

Tabla 11.19 – Resultados del sistema placa – pilotes para el Hotel Cosmos 100 según la metodología de Randolph et al (1994)
Condición de largo plazo adoptando un módulo drenado (E') obtenido a partir del promedio de los Índices de Recompresión (Cr) y Compresión (Cc)

DESCRIPCIÓN	Símbolo	Unidad	CASO												
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
PILOTES															
Diámetro	d	cm		30	30	30	30	30	30	50	50	50	40	50	50
Longitud	L	m		10	10	10	10	10	20	20	20	20	30	30	30
Cantidad	n	un		72	144	210	289	36	42	64	81	16	25	36	49
Espaciamiento promedio	S	m		2,90	2,05	1,70	1,45	4,60	4,10	3,30	2,90	7,70	5,70	4,50	3,80
Capacidad última individual por pilote	Pup, 1	t		20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
CONDICION LARGO PLAZO, $\nu = 0,3$															
CON MÓDULO DRENADO E' (Promedio)															
Sistema Placa - Pilotes															
Diámetro equivalente unidad cabezal - pilote	dc	m		3,27	2,31	1,92	1,64	5,19	4,63	3,72	3,27	8,69	6,43	5,08	4,29
Radio equivalente unidad cabezal - pilote	rc	m		1,64	1,16	0,96	0,82	2,60	2,31	1,86	1,64	4,34	3,22	2,54	2,14
Rigidez de la placa	Kr	t/m		5338	5338	5338	5338	6181	6181	6181	6181	7502	7502	7502	7502
Rigidez del grupo de pilotes	Kp	t/m		11856	11232	12740	11271	25223	14336	13107	13824	39989	20721	24865	23014
Factor de interacción Placa - pilotes	α_{rp}			0,48	0,55	0,59	0,63	0,45	0,52	0,57	0,59	0,42	0,50	0,55	0,58
Rigidez Sistema Placa -Pilotes	Kpr	t/m		13483	12481	13773	12177	27223	15952	14477	15033	42587	22792	26570	24511
Proporción de carga tomada por la placa (%)	X			23%	22%	18%	20%	13%	21%	22%	20%	11%	18%	14%	14%
Proporción de carga tomada por los pilotes (%)	1-X			77%	78%	82%	80%	87%	79%	78%	80%	89%	82%	86%	86%
Carga tomada por la placa	Pr	t		1580	1533	1265	1372	907	1444	1495	1358	722	1242	966	992
Carga tomada por los pilotes	Pp	t		5270	5317	5585	5478	5943	5406	5355	5492	6128	5608	5884	5858
Estimación Asentamiento															
Carga Total Aplicada	Pt	t		6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850	6850
Capacidad pilote individual	Pup1	t		20	20	20	20	40	71	71	71	94	120	120	120
Reducción capacidad pilote individual	%			100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%	100%
Capacidad última de carga de grupo de pilotes	Pup	t		1440	2880	4200	5780	1440	2982	4544	5751	1504	3000	4320	5880
Carga tomada por la placa	Pr	t		5410	3970	2650	1070	5410	3868	2306	1099	5346	3850	2530	970
Asentamiento Sistema Placa - Pilotes	S1	cm		10,7	23,1	30,5	47,5	5,3	18,7	31,4	38,3	3,5	13,2	16,3	24,0
Asentamiento Placa	S2	cm		101,3	74,4	49,6	20,0	87,5	62,6	37,3	17,8	71,3	51,3	33,7	12,9
Asentamiento Total	S3	cm		112,0	97,4	80,1	67,5	92,8	81,3	68,7	56,0	74,8	64,5	50,0	36,9

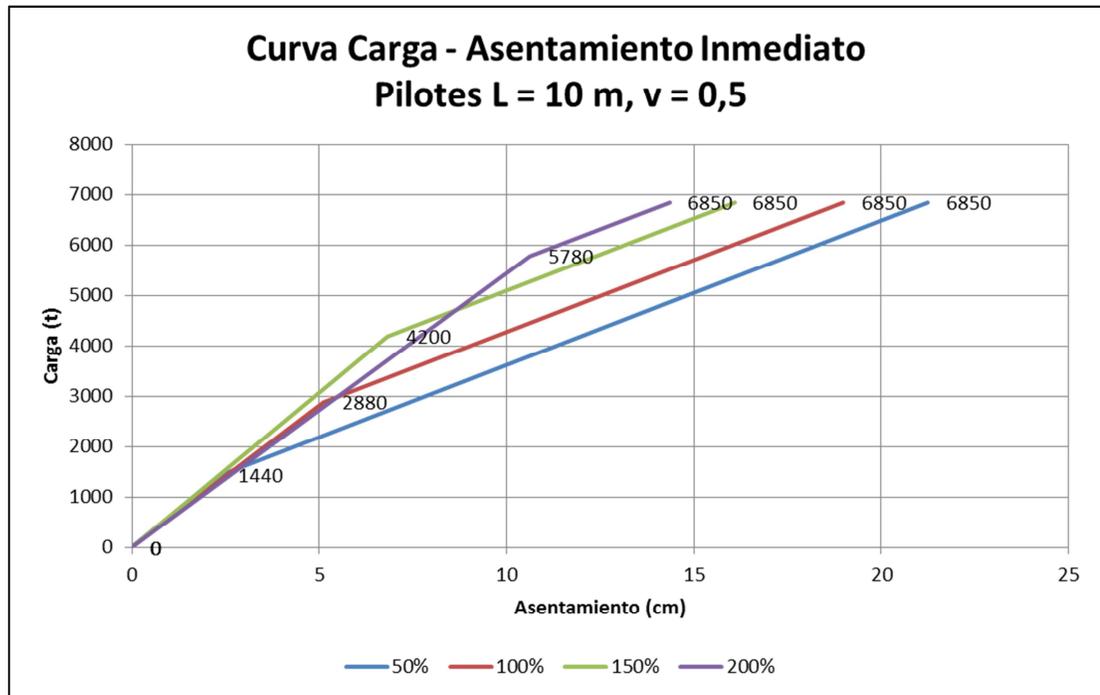


Figura 11-14 Resultados Carga – Asentamiento Inmediato según Randolph (1994), para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 10 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada.

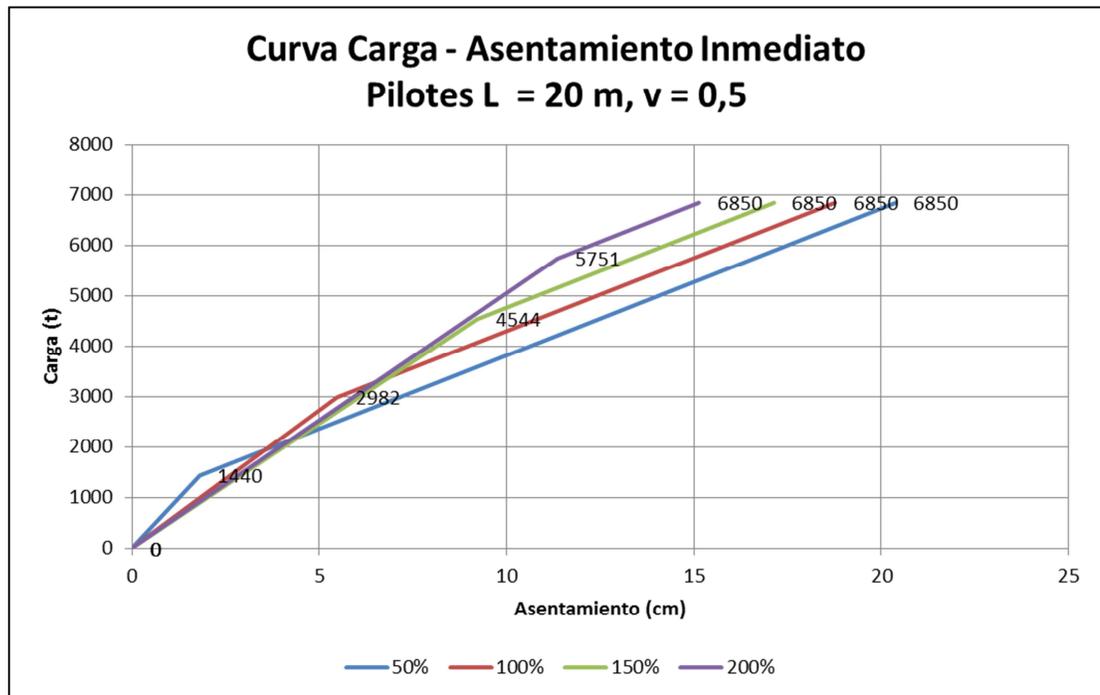


Figura 11-15 Resultados Carga – Asentamiento Inmediato según Randolph (1994), para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 20 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada.

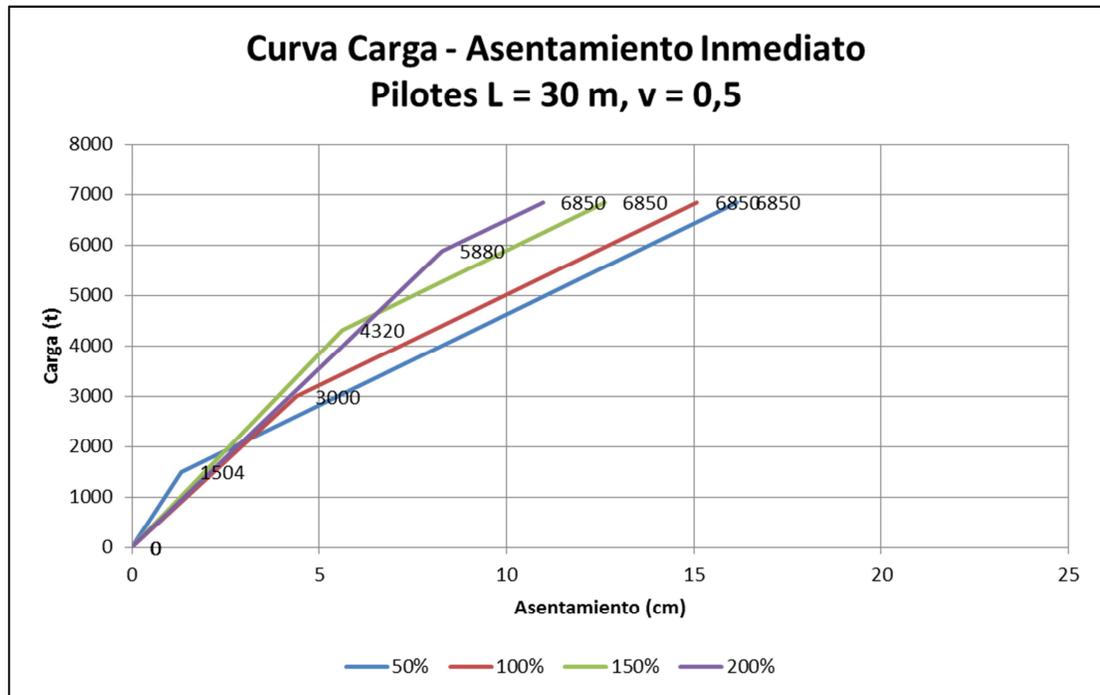


Figura 11-16 Resultados Carga – Asentamiento Inmediato según Randolph (1994), para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 30 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada.

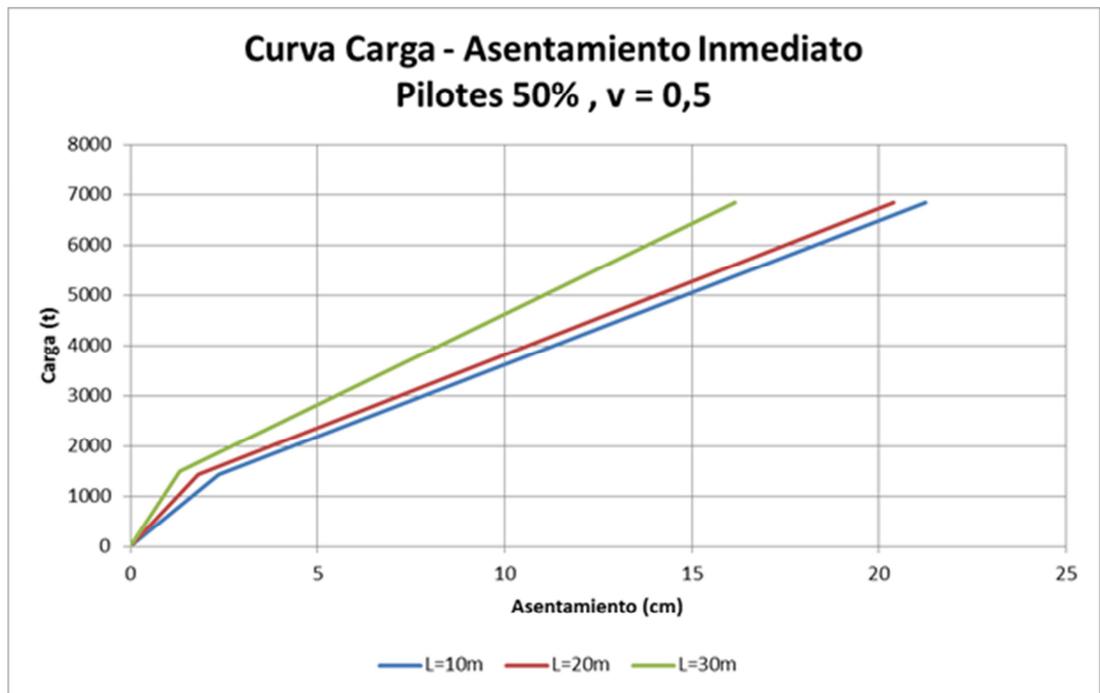


Figura 11-17 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 50% de la carga no compensada.

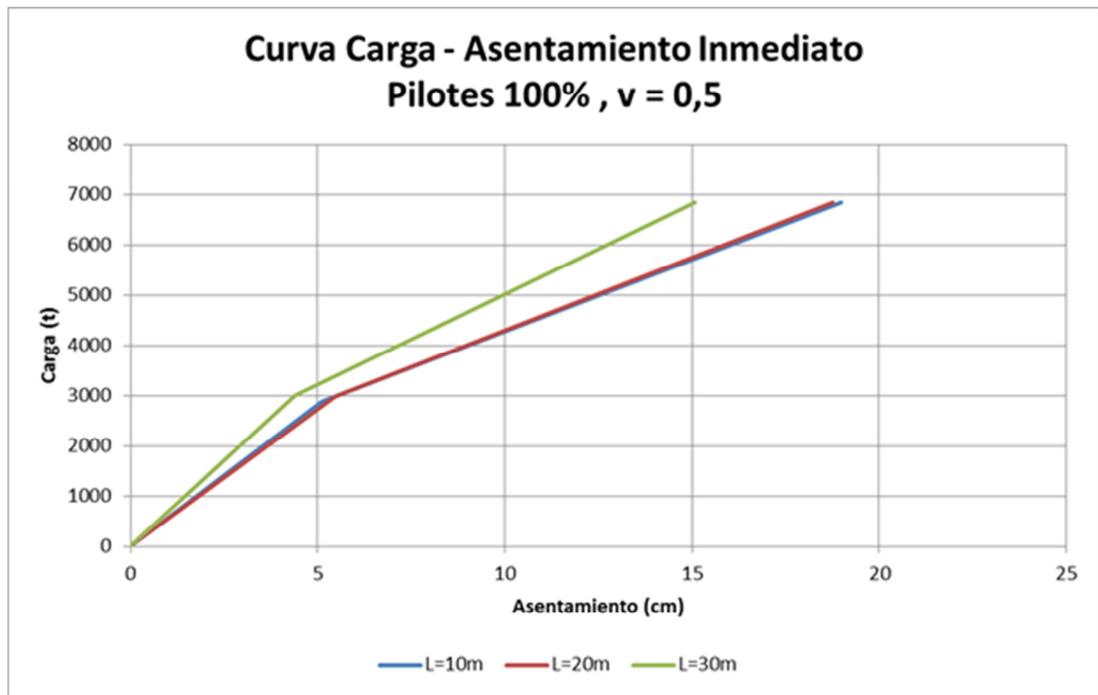


Figura 11-18 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 100% de la carga no compensada.

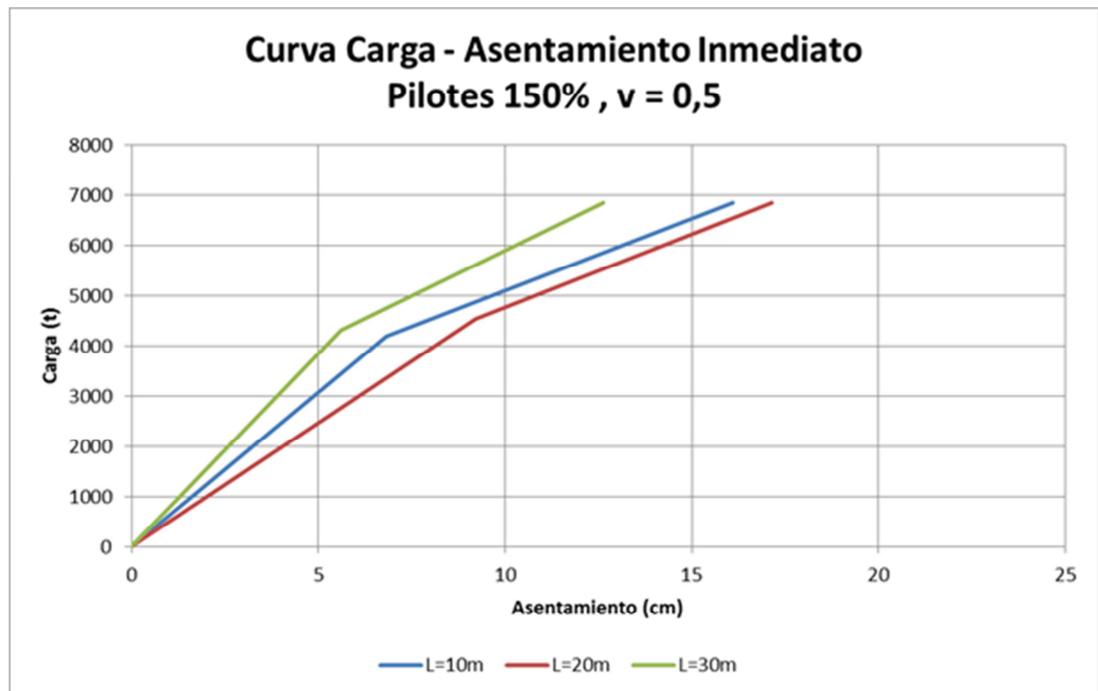


Figura 11-19 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 150% de la carga no compensada.

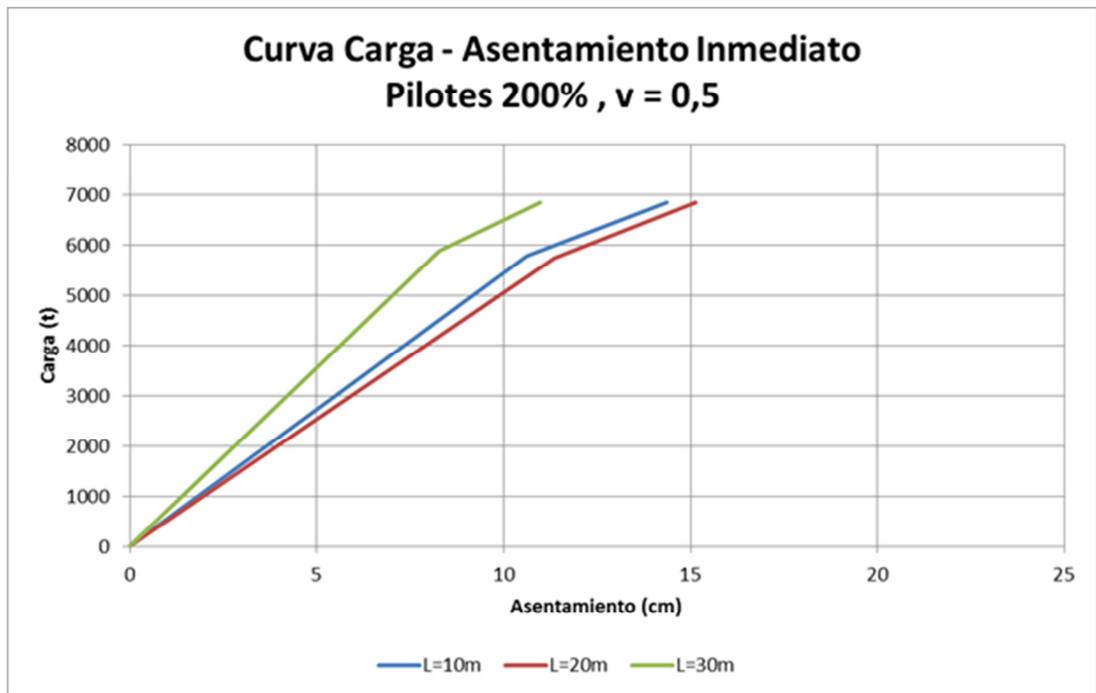


Figura 11-20 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 200% de la carga no compensada.

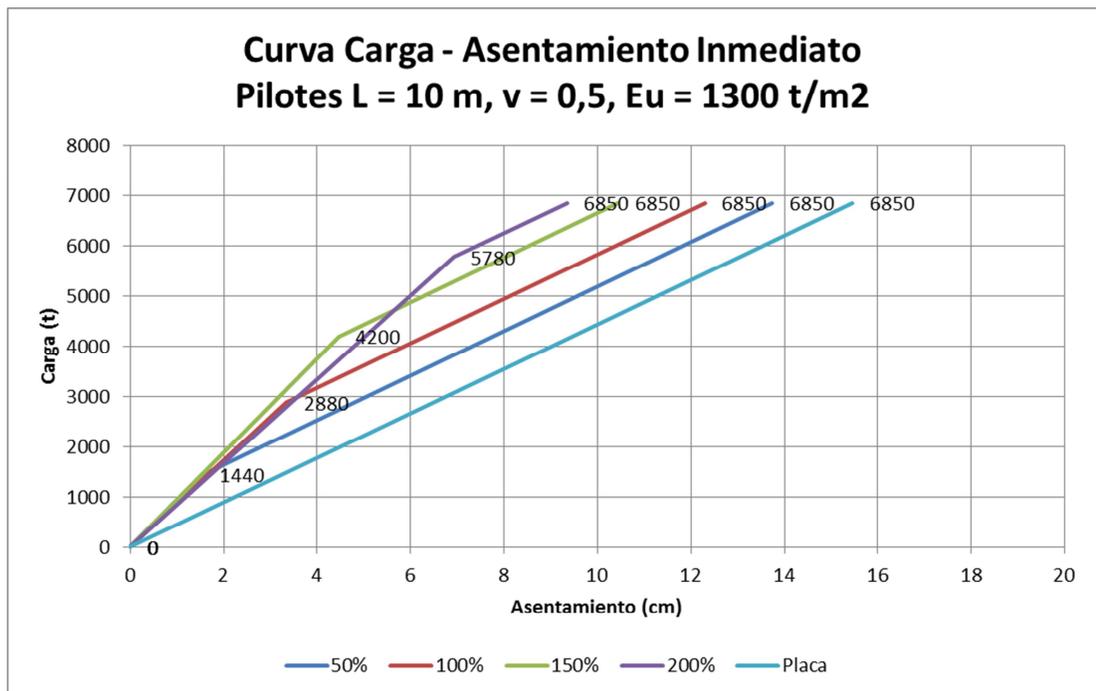


Figura 11-21 Resultados para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 10 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.

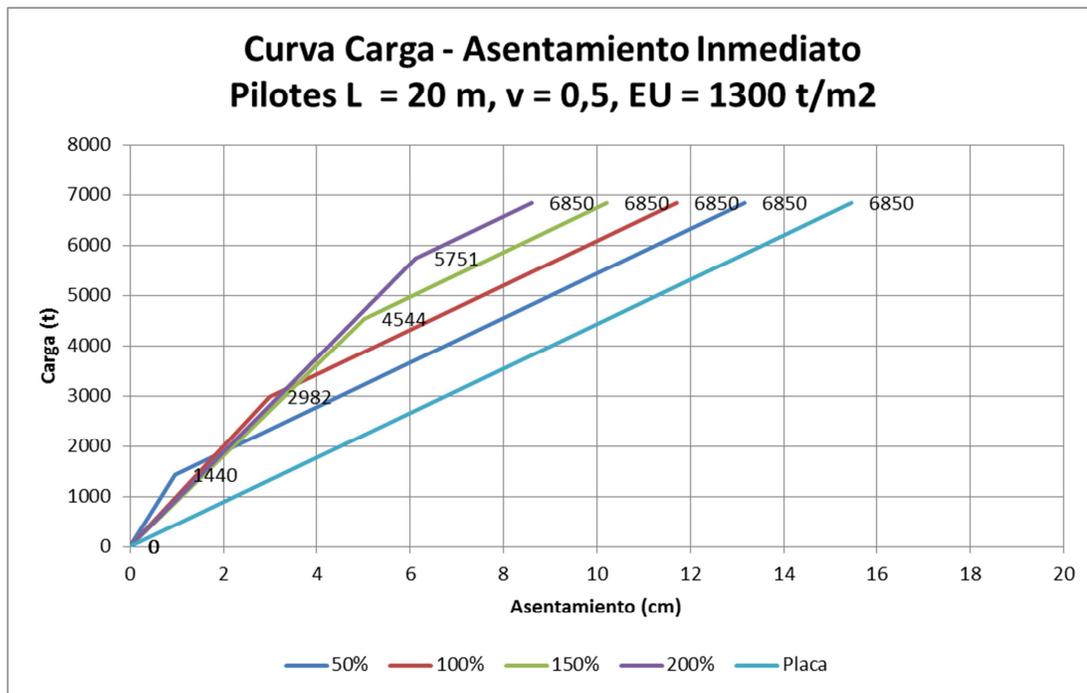


Figura 11-22 Resultados para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 20 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.

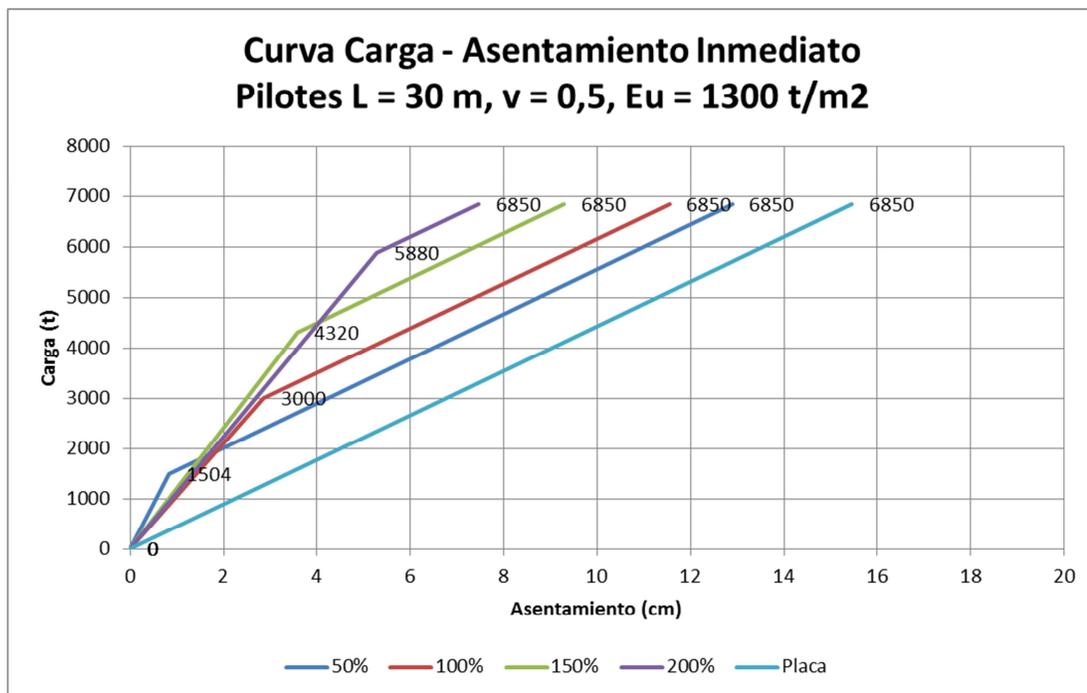


Figura 11-23 Resultados para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 30 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.

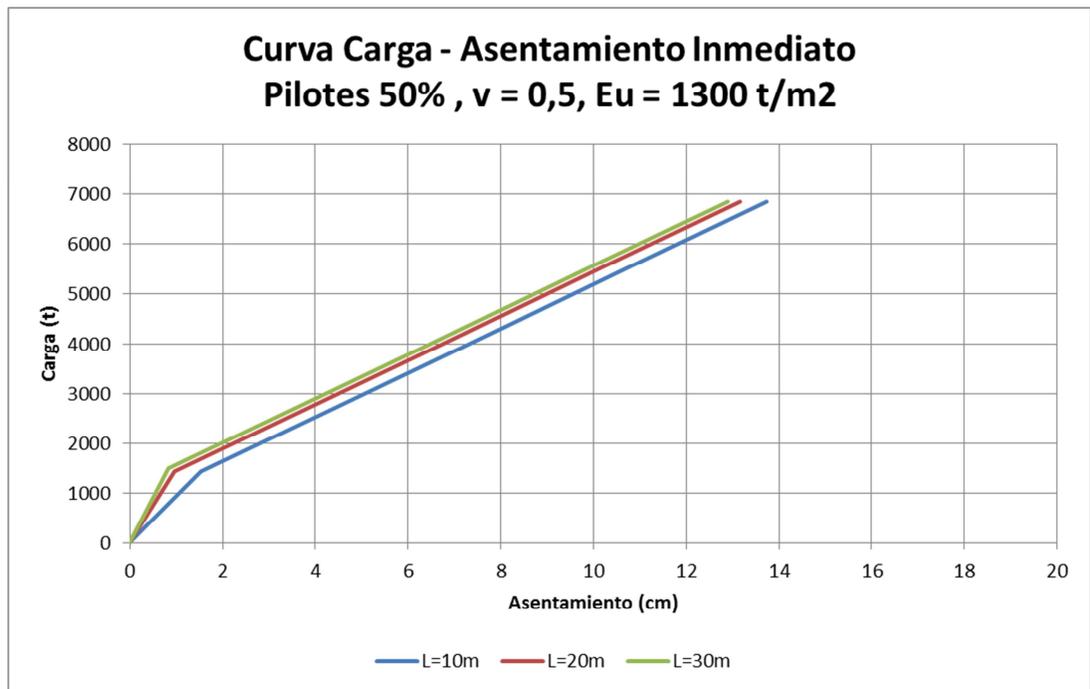


Figura 11-24 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 50% de la carga no compensada, y adoptando un módulo E_u constante en la toda longitud del pilote.

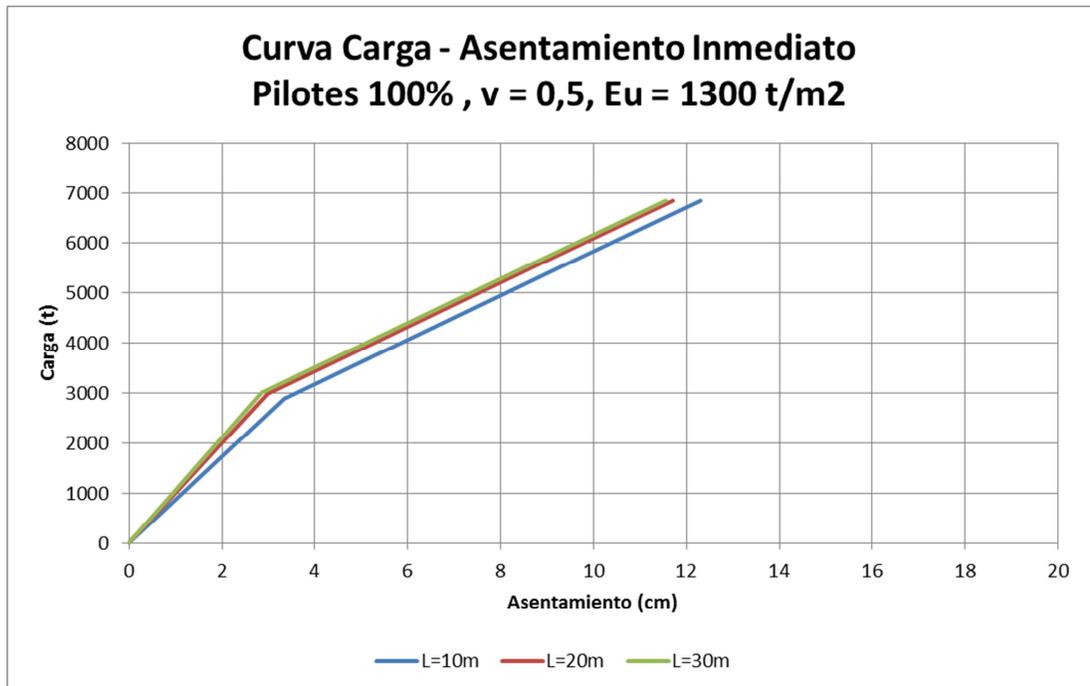


Figura 11-25 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 100% de la carga no compensada, y adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.

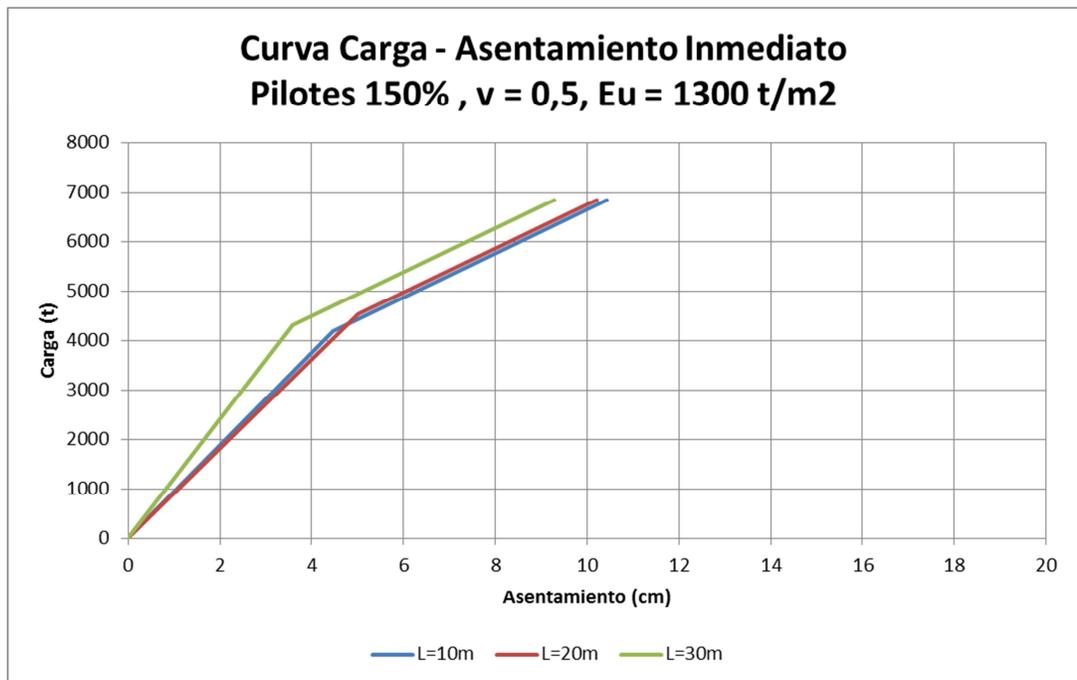


Figura 11-26 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 150% de la carga no compensada, y adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.

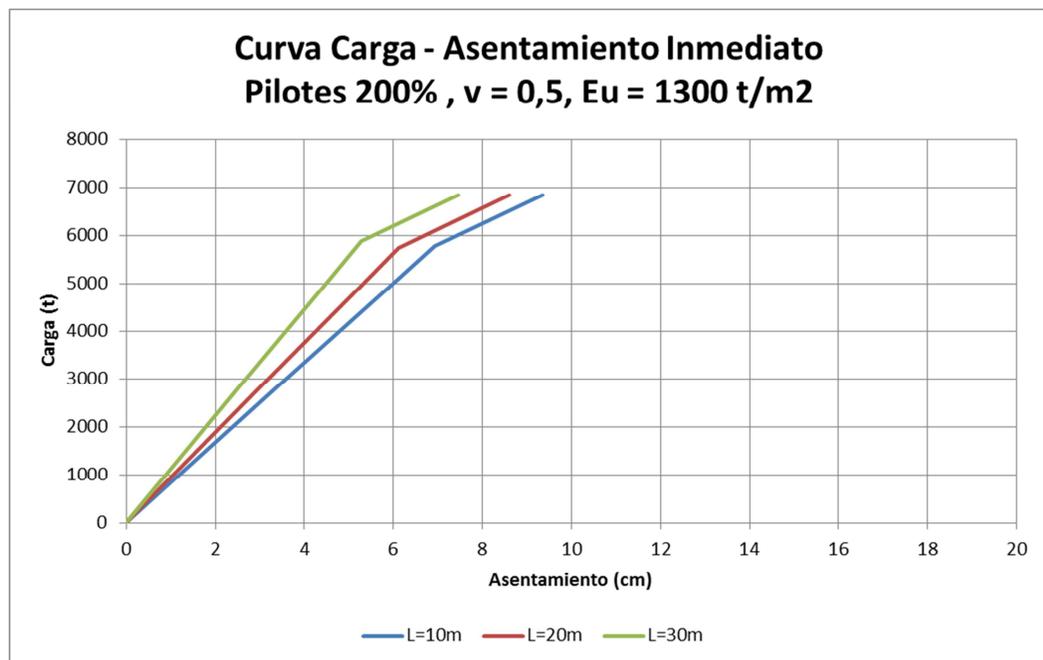


Figura 11-27 Comparación de resultados para sistema placa – pilotes con pilotes de 10, 20 y 30 m de longitud, tomando el 200% de la carga no compensada, y adoptando un módulo E_u constante en toda la longitud del pilote.

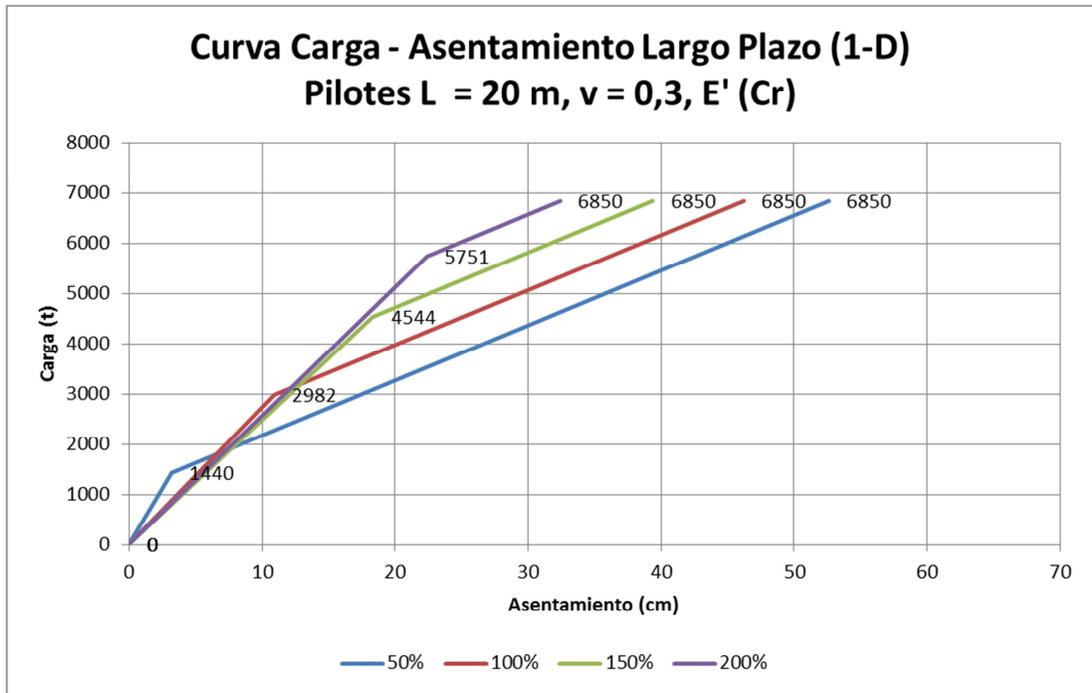


Figura 11-28 Resultados Carga–Asentamiento Total para el sistema placa–pilotes, con pilotes de 20 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo drenado E' derivado de Cr.

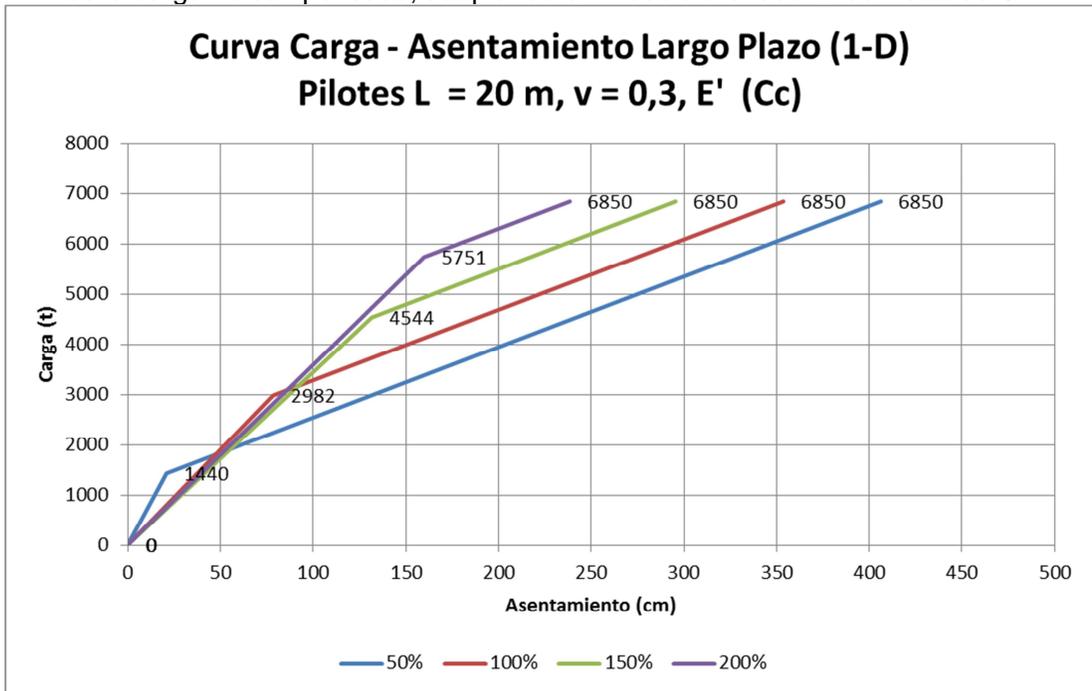


Figura 11-29 Resultados Carga – Asentamiento Total para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 20 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo drenado E' derivado de Cc.

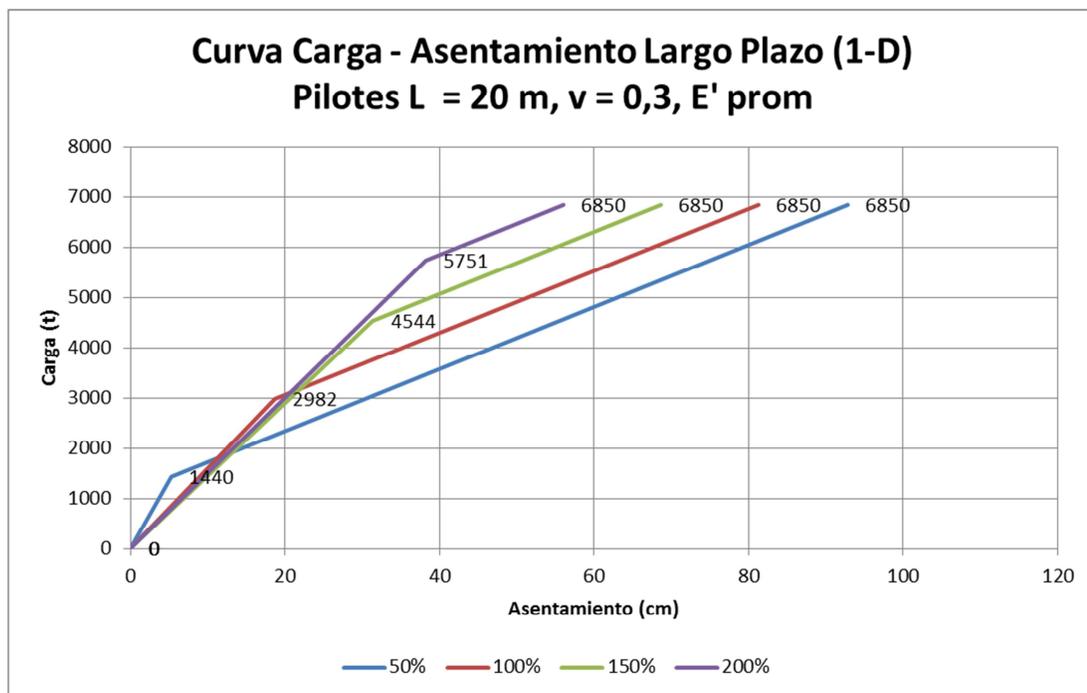


Figura 11-30 Resultados Carga – Asentamiento Total para el sistema placa – pilotes, con pilotes de 20 m de longitud, para los casos en que el grupo de pilotes toman e el 50, 100, 150 o 200% de la carga no compensada, adoptando un módulo drenado E' derivado del promedio de C_r y C_c .

11.4.3 Comentarios a los resultados del método Randolph (1994)

De acuerdo con los resultados de las modelaciones por el método internacional de Randolph et al (1994) de los 13 casos analizados se tienen los siguientes comentarios:

- Se observa que para una misma longitud de pilote (10, 20 o 30m), la estimación de la magnitud del asentamiento es sensible a la hipótesis de carga que se adopte, como un porcentaje de la carga no compensada que tomaría el grupo de pilotes (50%, 100%, 150% o 200%). Ver figuras 11-14, 11-15 y 11-16

Se observa que se experimentarán mayores asentamientos en aquellos casos en donde el grupo de pilotes toma un valor muy pequeño de la carga no compensa, dejando gran parte de la carga directamente a la placa.

Por el contrario, si se tiene un mayor número de pilotes, que en conjunto, tomen la gran mayoría de la carga, se experimentarán menores asentamientos.

Esto es consecuente con la idea de que si se adicionan muy pocos pilotes, el sistema trabajará más del lado del caso de tener solamente la placa, con los consecuentes asentamientos excesivos; si por el contrario, se adicionan

demasiados pilotes, el sistema se acerca a la otra frontera que es el caso de cimentación francamente del tipo profunda, en donde los asentamientos serán mínimos.

- Se observa que los resultados del método de Randolph, son totalmente sensibles y dependientes de la variación de los módulos de elasticidad, o módulos cortantes del suelo.

Si los módulos varían en profundidad a lo largo del perfil estratigráfico, los asentamientos estimados dependerán, para una misma hipótesis de carga, de la longitud que se adopte para los pilotes del grupo, en la medida que estos intercepten estratos con módulos bajos o altos, a lo largo del fuste y en la punta de los elementos.

Para los casos estudiados, los sistemas de placa – pilotes con longitudes de pilotes de 10 y 20m, experimentaron asentamientos casi iguales, pero mayores a los de longitudes de 30m, en los cuales sus puntas alcanzaban a penetrar estratos de mayor rigidez. Ver figuras 11-17, 11-18, 11-19 y 11-20.

Esto se evidencia aún más en las figuras 11-24, 11-25, 11-26 y 11-27, en donde se adoptó un módulo constante a lo largo de todo el perfil estratigráfico, y se obtuvieron asentamientos iguales para una misma hipótesis de carga, independientemente de la longitud de los pilotes del sistema.

- Ahora bien, el método de Randolph no mide directamente los asentamientos del sistema generados por consolidación, sino que se estiman como la diferencia entre los asentamientos totales y los asentamientos inmediatos.

El método propone que se obtengan los asentamientos elásticos totales adoptando módulos drenados. En este sentido, la estimación de los asentamientos totales resulta bastante incierta en función de la calidad o certeza de los valores de módulos que se adopten.

Esta consideración genera la dificultad de poder seleccionar un único valor de módulo drenado, principalmente en suelos ligeramente sobre-consolidados como el suelo bogotano, en donde existe una variación del módulo dependiendo de la diferencia entre el estado tensional inicial y final.

En suelos normalmente consolidados el módulo drenado es correspondiente con el valor del Índice de Compresión (C_c) de un ensayo de consolidación; de igual forma, en caso de suelos fuertemente sobre-consolidados, el módulo drenado es

correspondiente con el Índice de recompresión (Cr) si el estado tensional final no supera el esfuerzo de preconsolidación.

Sin embargo, en suelos ligeramente sobreconsolidados, en donde los esfuerzos finales inducidos superan el esfuerzo de preconsolidación, el módulo drenado será el producto de una proporcionalidad de Cc y Cr, la cual es difícil de predecir de manera anticipada.

A la luz de los resultados obtenidos, en donde se llevaron a cabo cálculos con módulos drenados derivados de Cc, de Cr, y con el promedio de Cc y Cr (ver figuras 11-28, 11-29 y 11-30), se observa que los valores finales de asentamientos totales pueden variar grandemente, y de no tenerse valores de referencia, no será posible saber cuál es el orden de magnitud esperado.

11.5 Comparación de Resultados entre los métodos Durán (2003) y Randolph (1994)

Tal como se dijo al inicio del Capítulo 11, y de acuerdo con Durán (2003), lo que se pretende con cualquier método de análisis para sistemas placa – pilotes que se adopte, es por lo menos poder obtener una estimación fiable de magnitudes de asentamientos inmediatos y de largo plazo, y resolver la incertidumbre de cómo queda trabajando, en el tiempo, el sistema en función de la proporcionalidad de carga tomada por la placa y por el grupo de pilotes.

Ahora bien, a la luz de estos dos grandes interrogantes (asentamientos y porcentajes de carga tomadas) se llevará a cabo la comparación de los métodos de análisis adoptados en el presente trabajo,

11.5.1 Comparación de asentamientos obtenidos

En la tabla 11.20 se muestran los resultados de asentamiento inmediatos y de consolidación obtenidos para cada uno de los trece casos analizados, según las metodologías de Durán (2003) y Randolph et al (1994).

Tabla 11.20 – Comparación de resultados de asentamientos obtenidos entre los métodos Durán (2003) y Randolph et al (1994)

Descripción	Unidad	Caso												
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Longitud	m		10	10	10	10	20	20	20	20	30	30	30	30
% Carga no compensada	%		50	100	150	200	50	100	150	200	50	100	150	200
t = 0														
Durán (2003)	cm	15	13	13	12	11	13	11	10	8	12	10	8	6
Randolph (1994)														
Eu variable	cm		21	19	16	14	20	19	17	15	16	15	13	11
Eu constante (1300 t/m ²)	cm		14	12	10	9	13	12	10	9	13	12	9	7
Asentamientos de Consolidación														
Durán (2003)	cm	105	81	70	62	60	55	23	20	20	43	18	15	15
Randolph (1994)														
E' como función de Cr	cm		63	55	46	39	53	46	39	32	42	37	29	22
E' como función de Cc	cm		482	417	341	284	406	354	296	238	330	280	213	151
E' como función de Cr y Cc	cm		112	97	80	68	93	81	69	56	75	64	50	37

a. Asentamientos inmediatos

Comparando los resultados de asentamientos inmediatos entre estas dos metodologías, se tiene que siguiendo a cabalidad la metodología de Randolph en donde se introduce la variabilidad del módulo a lo largo del fuste del pilote, en la punta e inmediatamente abajo de la punta, se presentan diferencias de hasta un 40% por encima de los obtenidos por la metodología de Durán, tal como se observa en la figura 11-31.

Sin embargo, de acuerdo con el análisis de sensibilidad realizado, en donde se adoptó el módulo constante promedio ponderado de $E_u = 1300 \text{ t/m}^2$ para todo el perfil del suelo afectado, obtenido como retro-análisis del comportamiento de la Torre I, se observa que los resultados de Randolph y de Durán son muy similares.

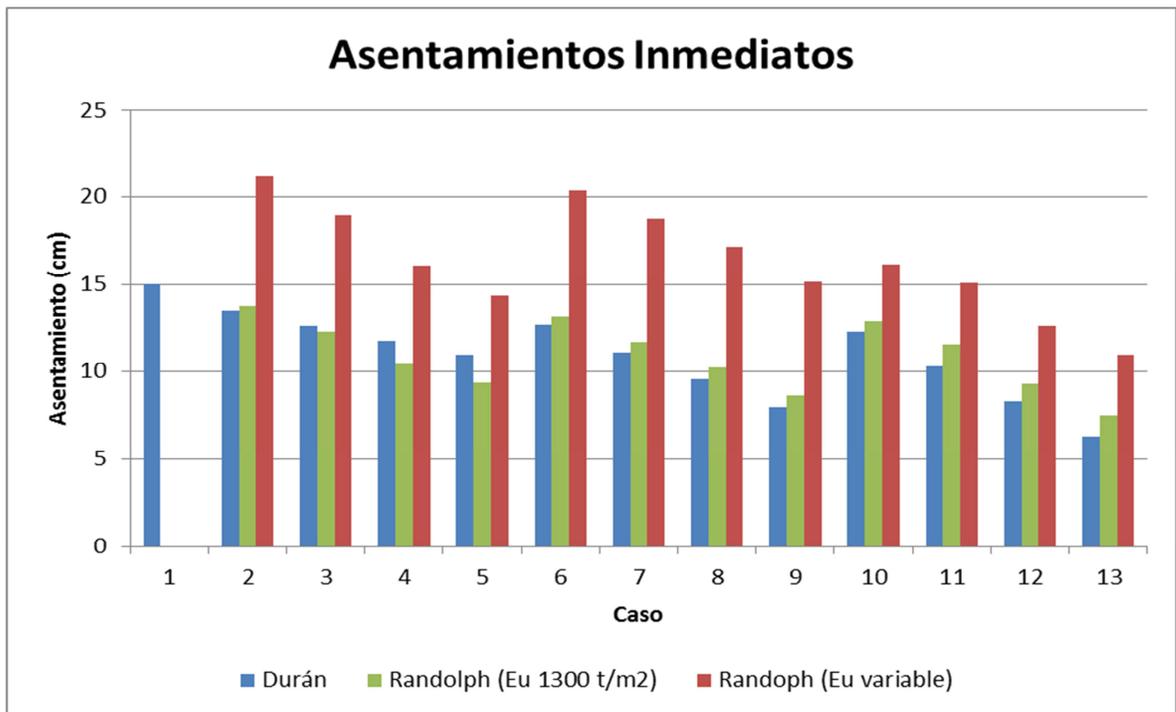


Figura 11-31 Comparación de magnitud de asentamientos inmediatos estimados para el sistema placa – pilotes de la Torre II del hotel Cosmos 100, por los métodos Durán (2003) y Randolph (1994)

Esto deja ver que la metodología de Randolph es deficiente al no permitir incluir la variabilidad de rigidez del suelo mucho más abajo de la punta de los pilotes, y que para grupos de pilotes es sensible al corresponder a la zona del bulbo en donde son inducidos incrementos de esfuerzos efectivos con su correspondiente variación volumétrica.

Además, para el caso bogotano, el módulo tiende a crecer en profundidad, proporcionalmente al crecimiento de la resistencia al corte no drenada del depósito lacustre como se muestra en la figura 11-2:

- 10 m $S_u = 2.0 \text{ t/m}^2$,
- 20 m $S_u = 2.5 \text{ t/m}^2$
- 30 m $S_u = 3.5 \text{ t/m}^2$
- 40 m $S_u = 4.0 \text{ t/m}^2$
- 50 m $S_u = 5.0 \text{ t/m}^2$.

b. Asentamientos por consolidación

Realmente los resultados obtenidos no son comparables debido a la gran incertidumbre de obtener valores reales de módulos drenados para el perfil del suelo del caso estudiado.

Como se dijo en el numeral 11.4.1-b, los valores de los módulos drenados se pueden obtener a partir de sus equivalencias con los índices de compresión (Cc) o de recompresión (Cr) de un ensayo de consolidación; pero estos módulos en teoría elástica no son valores constantes, sino que varían en función del rango de esfuerzos que se midan.

Como se explicó en el numeral 11.4.1-b, se llevó a cabo un análisis de sensibilidad en función de valores drenados obtenidos a partir de índices Cc, Cr o promedio de los dos. En este orden de ideas, y a la luz de los resultados que se muestran en las figuras 11-32 y 11-33 se tienen los siguientes comentarios:

- Los asentamientos de largo plazo o de consolidación estimados por el método de Randolph, adoptando módulos derivados del índice de Compresibilidad (Cc) son muy superiores (hasta un +500%) a los obtenidos por el método de Durán (2003) en donde se emplean las técnicas propuestas por León y Resendiz para estimación de incremento de esfuerzos verticales, y con ellos, aplicando la teoría clásica de la consolidación unidimensional de Terzaghi. Ver figura 11-32.
- Por su parte, los asentamientos estimados por el método de Randolph, pero adoptando esta vez los módulos derivados de los índices de recompresión, Cr, se ajustan mucho mejor a los obtenidos por el método de Durán, pero sin embargo con una variación dentro del rango de - 25 % a + 50%. Ver figura 11-33.
- Los valores obtenidos con módulos drenados derivados del promedio de Cc y Cr se alejan de los valores obtenidos por Durán, debido a la gran influencia de Cc que jalonan hacia arriba los valores. Ver figura 11-33.
- A la luz de estos resultados, se puede intuir que los valores reales de los módulos drenados, están del orden de los derivados de la curva de recompresión (Cr) del ensayo de consolidación, y que el estado tensional final inducido no supera grandemente los esfuerzos de preconsolidación.

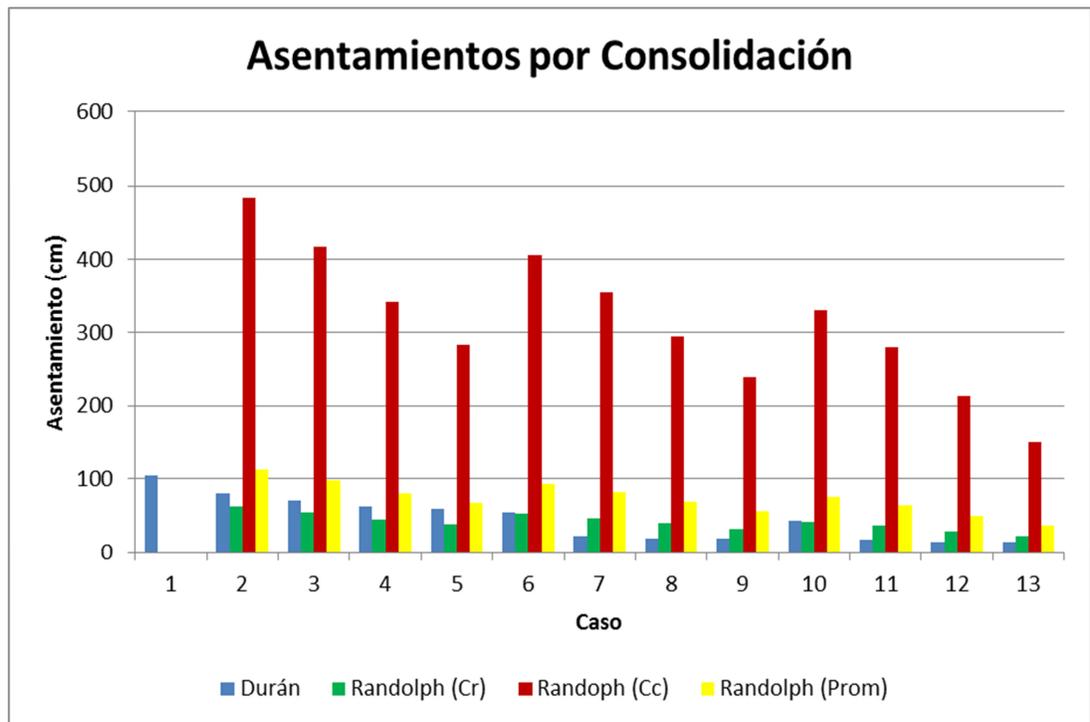


Figura 11-32 Comparación de magnitud de asentamientos de consolidación estimados para el sistema placa – pilotes de la Torre II del hotel Cosmos 100, por los métodos Durán (2003) y Randolph (1994)

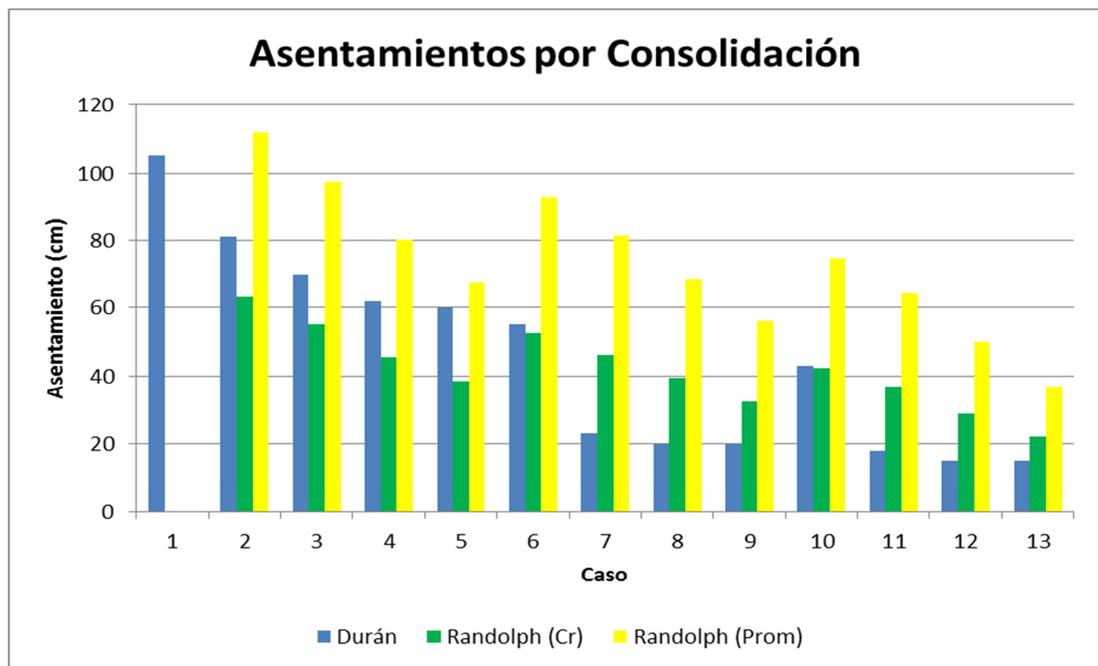


Figura 11-33 Comparación de magnitud de asentamientos de consolidación estimados para el sistema placa – pilotes de la Torre II del hotel Cosmos 100, por los métodos Durán (2003) y Randolph (1994)

11.5.2 Comparación de porcentaje de carga tomada por la placa y por los pilotes

Los resultados obtenidos del porcentaje de la carga total tomada por la placa, y en su defecto la tomada por los pilotes, por medio de la metodología de Randolph et al (1994) son inconsistentes con las hipótesis de carga propuestas.

Tabla 11.21 – Comparación de los resultados de porcentaje de la carga total tomada por la placa y por el grupo de pilotes, entre los métodos Durán (2003) y Randolph et al (1994)

DESCRIPCIÓN	CASO												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
CONDICION CORTO PLAZO													
DURAN (2003)													
%Wedif/placa	100	81	62	49	37	80	59	40	24	79	57	39	23
%Wedif/ptes	0	19	38	51	63	20	41	60	76	21	43	61	72
RANDOLPH (1994)													
CON MÓDULO NO DRENADO Eu VARIABLE													
%Wedif/placa	100	29	29	24	26	23	33	35	32	21	33	27	28
%Wedif/ptes	0	71	71	76	74	77	67	65	68	79	67	73	72
CON MÓDULO NO DRENADO Eu = 1300 t/m2													
%Wedif/placa	100	29	29	24	26	18	25	26	24	15	24	19	20
%Wedif/ptes	0	71	71	76	74	82	75	74	76	85	76	81	80
CONDICION LARGO PLAZO													
DURAN (2003)													
%Wedif/placa	100	79	58	39	16	79	56	34	16	78	56	37	14
%Wedif/ptes	0	21	42	61	84	21	44	66	84	22	44	63	86
RANDOLPH (1994)													
CON MÓDULO DRENADO E' (Obtenido a partir de Cr)													
%Wedif/placa	100	24	23	19	21	14	22	23	21	12	20	15	16
%Wedif/ptes	0	76	77	81	79	86	78	77	79	88	80	85	84
CON MÓDULO DRENADO E' (Obtenido a partir de Cc)													
%Wedif/placa	100	22	21	18	19	12	20	20	19	9	16	12	12
%Wedif/ptes	0	78	79	82	81	88	80	80	81	91	84	88	88
CON MÓDULO DRENADO E' (Promedio)													
%Wedif/placa	100	23	22	18	20	13	21	22	20	11	18	14	14
%Wedif/ptes	0	77	78	82	80	87	79	78	80	89	82	86	86

Para todos los casos estudiados, a excepción del Caso 1 en donde se tiene solamente la placa y por consiguiente ella toma el 100%, los resultados de Randolph arrojaron, tanto en corto plazo como en largo plazo, que la placa toma entre el 30% al 20% de la carga total, casi que independientemente del número de pilotes del sistema. Ver figuras 11-34 y 11-35.

Estos valores son muy diferentes a los obtenidos por el método de Durán, en donde los valores varían desde un 80% hasta un 20%, para los casos de menos número de pilotes

(50% de la carga no compensada) a más número de pilotes respectivamente (200% de la carga no compensada).

Los únicos casos que tienen resultados similares son para los casos 5, 9 y 13, en donde se adoptó la hipótesis de carga de que el grupo de pilotes tomaban el 200% de la carga no compensada.

Por otra parte, de acuerdo con el análisis de sensibilidad realizado en función de la dependencia a la variación de los módulos no drenados y drenados, se observa que el valor obtenido por el método de Randolph del porcentaje de la carga tomada por la placa o por los pilotes, es poco sensible a los valores de los módulos si se considera un valor constante para todo el perfil del suelo; en cambio sí es sensible si se tiene un perfil estratigráfico con variación del módulo en profundidad.

En la figura 11-34 se observan diferencias de los resultados de Randolph entre los dos casos analizados: un caso con módulo no drenado variable a lo largo del perfil, y un caso con módulo no drenado constante para todo el perfil.

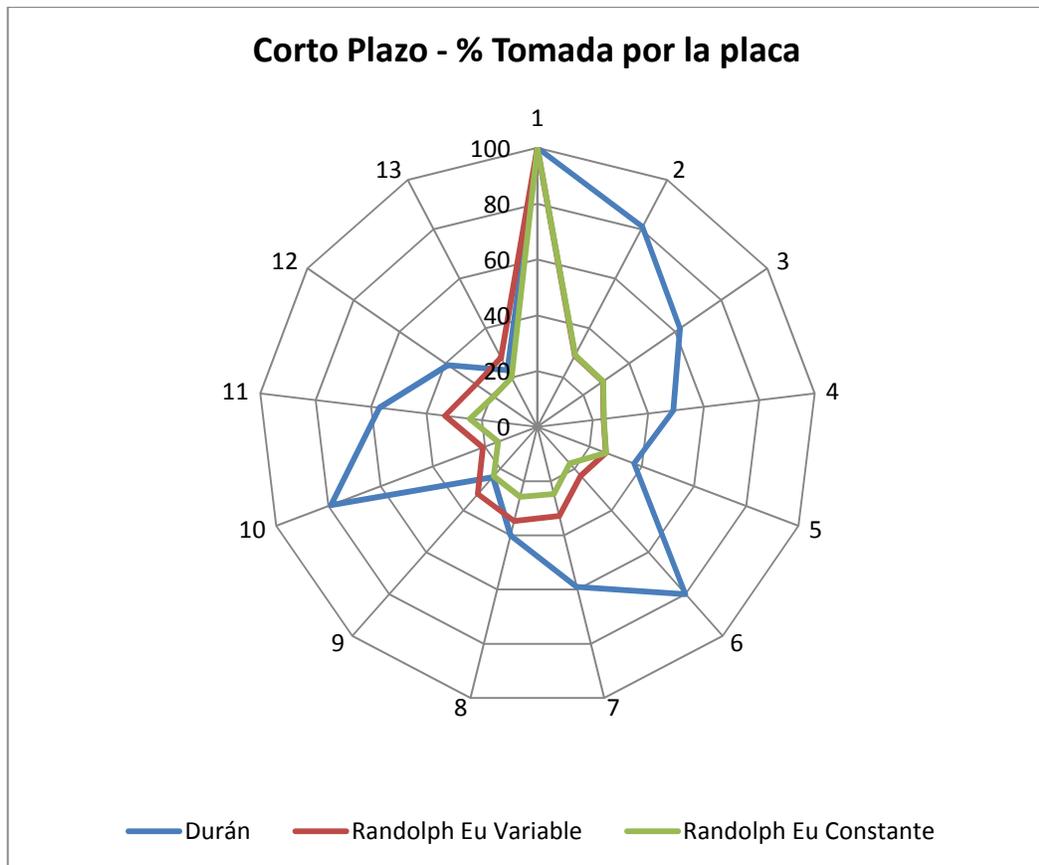


Figura 11-34 Resultados del porcentaje de la carga total tomada por la placa para la condición de corto plazo.

En cambio, en la figura 11-35 se observa que los resultados fueron iguales en los tres casos analizados, a pesar que en cada se adoptó un valor de módulo no drenado diferente, pero constante para todo el perfil del suelo.

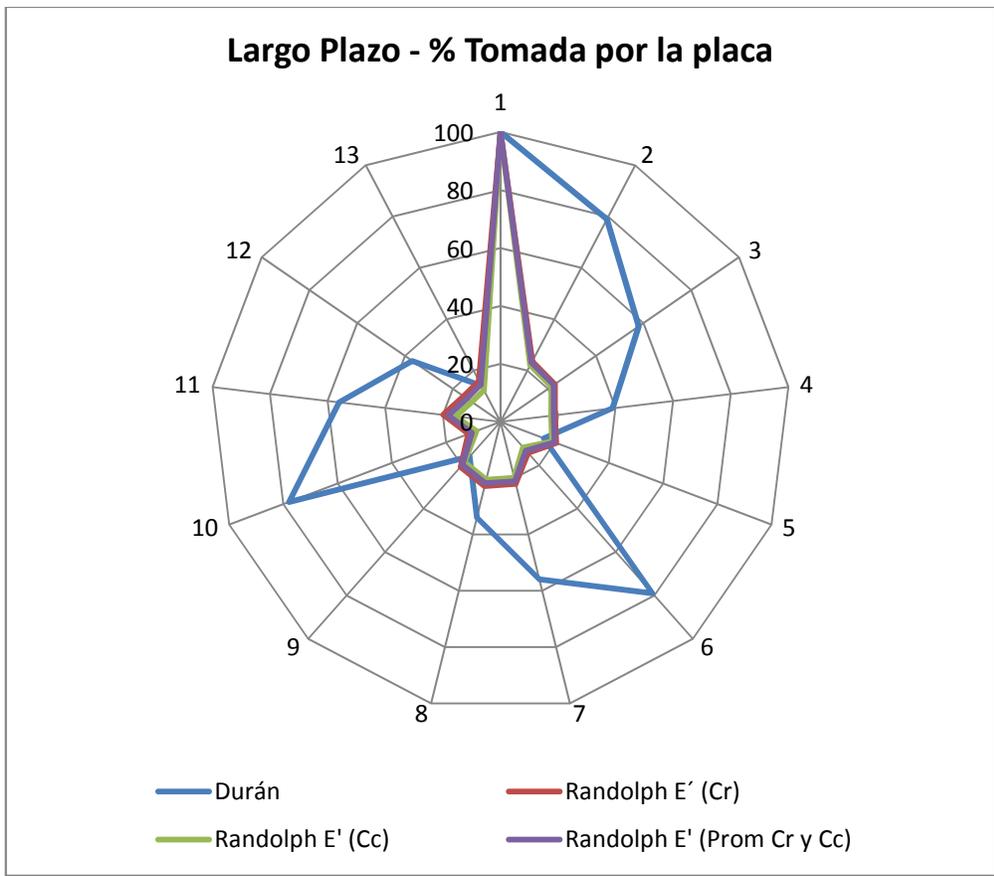


Figura 11-35 Resultados del porcentaje de la carga total tomada por la placa para la condición de largo plazo.

12 CASO INSTRUMENTADO

El proyecto Torre II del Hotel Cosmos 100, fue finalmente construido con el caso aquí denominado No. 8, conformado por 64 pilotes pre-excavados y fundidos in situ, de 50 cm de diámetro y 20 m de longitud efectiva.

Desde su año de construcción, y durante las siguientes dos décadas, el edificio ha sido monitoreado gracias al interés de evaluar constantemente en el tiempo su compatibilidad de deformaciones entre la Torre I, construida 10 años antes que la Torre II, ya que se encuentran unidas por una plataforma que actualmente es el lobby del hotel.

De acuerdo con las lecturas de asentamientos a diferentes columnas realizadas al edificio se tiene el siguiente comportamiento real observado:

- ✓ Asentamientos inmediatos observados al final de la construcción e inicio de la completa ocupación y operación (1992) : 4 – 8 cm
- ✓ Asentamientos de consolidación en 21 años (1992 – 2013) : 12 cm
- ✓ Asentamientos de consolidación primaria de largo plazo: estimados en 20 cm, por el método de Asaoka.
- ✓ Asentamiento total de largo plazo de 24 a 28 cm basado en las mediciones hasta hoy.

Esto deja ver que los valores estimados de asentamientos según la metodología de Durán (2003) corresponden a valores fiables en comparación con los valores reales hasta ahora medidos, y también con los proyectados. Según Durán se estimaron los siguientes asentamientos.

- ✓ Asentamientos inmediatos : 10 cm
- ✓ Asentamientos de consolidación: 20 cm
- ✓ Asentamiento total de largo plazo: 30 cm

Para el caso 8 analizado por la metodología de Randolph se tienen los siguientes valores:

- ✓ Asentamientos inmediatos:
 - Para módulo Eu variable: 17 cm
 - Para módulo Eu constante: 10 cm

- ✓ Asentamientos de consolidación:
 - Para módulo E' (Cr): 39 cm
 - Para módulo E' (Cr): 296 cm
 - Para módulo E' (Prom): 69 cm
- ✓ Asentamiento total de largo plazo: 49 cm

De acuerdo con los valores del método de Randolph, se tendría un asentamiento total de unos 49 cm, adoptando unos inmediatos de 10 cm y unos de consolidación de 39 cm.

Como se dijo anteriormente, el método es muy sensible a los valores reales de módulos; los inmediatos de 10 cm corresponde al caso en que se adoptó un módulo promedio ponderado constante de $E_u = 1300 \text{ t/m}^2$ para todo el perfil, el cual es real al ser obtenido por retro-análisis del comportamiento de la Torre I.

Por su parte, para los asentamientos de largo plazo se adopta el valor de 39 cm, ya que es el que más se parece al real leído y proyectado para el edificio. Esto permite deducir que el estado tensional final del suelo está del orden de la curva de recompresión para el perfil del suelo ligeramente sobreconsolidado.

13 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

- El método Durán (2003) pronóstico 10 cm de asentamientos inmediato no drenado, y 20 cm de asentamiento por consolidación en muy largo plazo.
- Aplicando la metodología Randolph (1994) se obtuvo un pronóstico para el caso No. 8 de un asentamiento inmediato de 10 a 17 cm, y un asentamiento por consolidación a muy largo plazo de 39 a 296 cm, según el criterio que se adopte para la evaluación del módulo de elasticidad drenado.
- Los métodos basados en la teoría de elasticidad para analizar sistema de cimentación placa – pilotes (como Poulos y Davis, y Randolph) han dado muy buenos resultados en suelos arcillosos firmes a duros, fuertemente sobreconsolidados, cuando la holgura entre el perfil de presión de preconsolidación y el perfil de esfuerzos efectivos verticales iniciales del suelo es de gran magnitud, superior a los esfuerzos inducidos por la cimentación de edificios con este tipo de solución.
- En dichos casos la incertidumbre en la evaluación de los módulos de elasticidad es baja, siendo esto un paso necesario para la aplicación del método.
- Por el contrario, en gruesos perfiles de depósitos blandos como el de la zona lacustre de Bogotá, y en particular en algunos de sus sitios más típicos en donde las arcillas de consistencia media a blanda por decenas de metros es muy grande la incertidumbre en la evaluación de los módulos de elasticidad para la utilización de los métodos de Poulos y Davis, o Randolph. Además, los resultados de dichos métodos son muy sensibles a los valores de dichos módulos.
- Por otro lado, no es clara la forma como se pueda incorporar al análisis de Poulos y Davis la compensación resultante de la existencia de uno o más sótanos en el proyecto.
- El método Durán (2003) tiene en cuenta a todo lo largo del perfil grueso de suelos blandos las nulas o pequeñas holguras de sobreconsolidación existentes y ha

demostrado un buen grado de precisión si lo comparamos con los observados en el edificio estudiado – Hotel Cosmos 100- Torre II, Bogotá.

- Se recomienda ampliar la investigación, adelantando una campaña de exploración y obtención de muestras del subsuelo del área de la Torre II del Hotel Cosmos 100, para poder llevar a cabo un programa de ensayos de laboratorio encaminado a obtener valores reales de módulos no drenado y drenados, para así poder solventar las limitaciones que se identificaron en este trabajo a la hora de poder comparar las dos metodologías seleccionadas.
- En sentido con lo anterior, y una vez se tengan valores reales de módulos, se recomienda continuar con la evaluación de la metodología de Durán (2003), comparando sus resultados contra modelaciones computacionales de programas de elementos finitos como lo son PLAXIZ o ABAQUS, por mencionar algunos, con los respectivos análisis rigurosos de sensibilidad.
- Se recomienda adoptar la Torre II del Hotel Cosmos 100, como modelo a escala real de investigación, patrocinando y llevando a cabo el continuo monitoreo de su comportamiento, para con ello poder establecer índices de deformabilidad de largo plazo.
- Se recomienda crear una línea de investigación dirigida a evaluar el comportamiento real de un edificio, con el fin de validar las hipótesis y metodologías teóricas de diseño de sistema placa-pilotes. Esta investigación podría iniciar en patrocinar la instrumentación de un proyecto futuro desde su cimentación, en donde se puedan medir las cargas tomadas por la placa y por los pilotes, así como los asentamientos inmediatos y de consolidación.

14 REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

Anagnostopoulos, C. y Georgiadis, M. (1998): A simple analysis of piles in raft foundations. *Geot. Eng.*, Vol. 29 (1), 71-83.

Auvinet, G. y Mendoza, M. J. (1986): Comportamiento de diversos tipos de cimentación en la zona lacustre de la ciudad de México durante el sismo del 19 de septiembre de 1985, *Memorias SS1985, SMMS, México D.F.*

Barth, U. y Reul, O. (1997): Congress Center Messe Frankfurt; Kombinierte Pfahl-Plattengründung zur Beherrschung der großen Lastexzentrizitäten. *Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der TH Darmstadt* 37, 117–129.

Böckmann, F.J. (1988): Modellversuche zur Grenzlastermittlung von Pfahlgruppen, Vertikalpfähle unter Vertikallast in symmetrischer Anordnung. *Dissertation vom Fachbereich Bauingenieurwesen der Universität Gesamthochschule Kassel, Heft 2.*

Boussinesq, J. (1885): Équilibre d'élasticité d'un solide isotrope sans pesanteur, supportant different poids. *Compte Rendus à l'Académie des Sciences*, v. 86, 1260-1263.

Brown, P.T. y Wiesner, T.J. (1975): The behaviour of uniformly loaded piled strip footings. *Soil and foundations*. Vol. 15. No. 4, 13-21.

Burland, J.B. (1973): Shaft friction of piles in clays – a simple fundamental approach, *Ground Engineering*, Vol. 6(3), 30-42.

Burland, J.B. (1995): Piles as settlement reducers. *Keynote Address, 18th Italian Congress on Soil Mechanics, Pavia, Italy.*

Burland, J.B., Broms, B.B. y DeMello, V. (1977): Behaviour of foundation and structures, *Proc. 9th. ICSMFE, Tokyo* pp. 495-546.

Butterfield, R. y Banerjee, P.K. (1971). The elastic analysis of compressible piles and pile groups. *Geotechnique*, 21 (1): 43-60.

Butterfield, R. y Douglas, R.A. (1981). Flexibility coefficients for the design of piles and pile groups. CIRIA Technical Note 108.

Chow, Y.K. (1986): Analysis of vertically loaded pile groups. *Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech.* 10, 59-72.

Clancy, P. (1993): Numerical analysis of piled raft foundations. PhD thesis, University of Western Australia.

Clancy, P. y Randolph, M.F. (1993): Analysis and design of piled raft foundations. *Int. J. NAM Geomechs.*

Clancy, P. y Randolph, M.F. (1996): Simple design tools for piled raft foundations. *Géotechnique* 46, No. 2, 313-328.

Davis, E.H. y Poulos, H.G. (1972): The analysis of pile-raft system. *Aust. Geomechs. Jnl.*, Vol. G2, No. 1: 21 – 27.

De Sanctis, L., Mandolini, A., Russo, G. y Viggiani, C. (2001). Some remarks on the optimum design of piled rafts. Personal communication of paper submitted for publication.

Delgado, M. (1998): Interacción suelo estructura. Notas – Ingeniería Civil No. 2 – Escuela Colombiana de Ingeniería Julio Garavito.

Desai, C.S. (1974): Numerical design analysis for piles in `sands. *J. Geot. Eng. Div., ASCE*, 100(GT6): 613-635.

Durán, J.E. (2003): Optimización de un sistema de cimentación placa-pilotes en el depósito lacustre de Bogotá. III Encuentro Nacional de Ingenieros de suelos y estructuras. Escuela Colombiana de Ingeniería Julio Garavito, Bogotá – Colombia.

El-Mossallamy, Y. (1996): Ein Berechnungsmodell zum Tragverhalten der Kombinierten Pfahl-Plattengründung, Dissertation und Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt, Heft 36.

El-Mossallamy, Y. y Franke, E. (1997): Piled Rafts – Numerical modelling to simulate the behaviour of piled raft foundations. Publicado por los autores, Darmstadt.

El-Mossallamy, Y. (2004): The interactive process between field monitoring and numerical analyses by the development of piled raft foundation. Proceeding of the international symposium on geotechnical innovations, Stuttgart June 2004, pp. 455 – 474.

El-Mossallamy, Y, Lutz, B. y Ritcher, T. (2006): Innovative application of piled raft foundation to optimize the design of high-rise buildings and bridge foundations. 10 the International Conference on Piling a Deep foundations, Amsterdam.

Fellenius. B.H. (1989): Unified design of piles and piles groups. Transportation research board, Washington, TRB Record 1169, pp. 75 – 82.

Fleming, W.G.K., Weltman, A.J. , Randolph, M.F. y Elson, W.K. (1992): Piling Engineering. 2nd Ed., Surrey Univ. Press.

Franke, E. y Lutz, B. (1994): Pfahl-Platten-Gründungs-Messungen. Report for the German Research Council (DFG) No. Fr60-1/11.

Franke, E., Lutz, B. y El-Mossallamy, Y. (1994): Measurement and numerical modelling of high-rise building foundations on Frankfurt Clay. Geot. Spec. Pub. 40, ASCE, 2: 1325-1336.

Franke, E., El-Mossallamy, Y. y Whitmann, P. (2000): Calculation methods for raft foundation in Germany, Design applications of raft foundation, editado por Hemsley, Thomas Telford. Pp 283 – 322.

Fraser, R.A. y Wardle, L.J. (1976): Numerical analysis of rectangular rafts on layered foundations. Geotechnique, Vol.26, No.4, 613.

Giroud, J.P. (1968): Settlement of a linearly loaded rectangular area. J. Soil Mech. Fdn. Engng Div. Am. Soc. Civ. Engrs 94, SM4, 813-831.

Griffiths, D.V., Clancy, P., Randolph, M.F. (1991): Piled raft foundation analysis by finite elements. Computer Methods and Advances in Geomechanics, Balkema, Rotterdam, 1153-1157.

Guzmán, A. y Achmus, M. (2003): Losas de fundación combinadas con pilotes: Concepción y diseño. Revista BIT, marzo 2003, pp. 30-32.

Hain, S.J. y Lee, I.K. (1978): The analysis of flexible raft-piles system. Geotechnique, 28 (1): 65-83.

Hanisch, J., Katzenbach, R., König, G. (2002): Kombinierte Pfahl-Plattengründung, In Zusammenarbeit mit dem Arbeitskreis "Pfähle" der Deutschen Gesellschaft für Geotechnik e.V. (DGGT), Ernst & Sohn.

Hansbo, S. (1984): Foundations on friction creep piles in soft clays, Proc. Int. Conf. on Case Histories in Geotechnical Engineering, Vol. 2, St. Louis Missouri, 913-922.

Hewitt, P. y Gue, S.S. (1994): Piled raft foundation in a weathered sedimentary formation, Kuala Lumpur, Malaysia. Proc. Geotropika '94, Malacca, Malaysia, 1-11.

Holl, D.L. (1940): Stress transmission in earths. Proc. High Res, Board, Vol. 20, pp. 709 – 721.

Holzhäuser, J. (1998): Ein Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Tragverhalten von Pfahlgründungen im Fels, Dissertation, Fachbereich Bauingenieurwesen der Technischen Hochschule Darmstadt.

Hooper, J.A. (1973): Observations on the behaviour of a piled-raft foundation on London Clay. Proc. Inst. Civ. Engrs., 55(2): 855-877.

Hooper, J.A. (1974): Review of behaviour of piled raft foundations. Report. No. 83, Construction Industry Research and Information Association, London.

Instituto de Ensayos e Investigaciones (IEI 1980). Prueba de carga vertical – Constructora Mendes Junior, Av. 68 con Autopista Medellín. Informe del Instituto de Ensayos e Investigación, Universidad Nacional.

Katzenbach, R. et al (1997): Posibilidades y límites de aplicación para las LFCP, ejemplificado con proyectos actuales; 4. Darmstädter Geotechnik-Kolloquium, Darmstadt 1997.

Katzenbach, R., Arslan, U. y Moormann, C. (1998a). Design and safety concept for piled raft foundations. Proceedings of the conference on deep foundations on bored and auger piles, Ghent, pp. 439–448. Rotterdam: Balkema.

Katzenbach, R., Arslan, U., Moormann, C. and Reul, O. (1998b): Piled raft foundation – Interaction between piles and raft”. Darmstadt Geotechnics, Darmstadt Univ. of Technology, No. 4, 279-296.

Katzenbach, R. et al. (1999): Análisis del comportamiento estructural de LFCP Pfahlsymposium; Braunschweig.

Kuwabara, F. (1989): An elastic analysis for piled raft foundations in a homogeneous soil. Soils and foundations, 28(1): 82-92.

Lee, I.K.(1993): Analysis and performance of raft and raft-pile systems. Keynote Lect., 3rd Int. Conf. Case Hist. in Geot. Eng., St. Louis (also Res. Rep. R133, ADFA, Univ. NSW, Australia)

León, J.L. y Resendiz, D. (1979): Cálculo de asentamientos de cimentaciones sobre pilotes de fricción. Versión en español del artículo “A methods to estimate settlements of friction piles groups”. Memorias del VI Congreso Panamericano de Mecánica de Suelos e Ingeniería de Cimentaciones, Lima – Perú.

Lutz, B., Wittmann, P., El-Mossallamy, Y. y Katzenbach, R. (1996). Die Anwendung von Pfahl-Plattengründungen: Entwurfspraxis, Dimensionierung und Erfahrungen mit Gründungen in überkonsolidierten Tonen auf der Grundlage von Messungen. Vorträge der Baugrundtagung 1996 in Berlin, pp. 153–164. Essen: DGGT.

Lutz, B. (2002): Beitrag zur Modellierung des Tragverhaltens Kombiniertes Pfahl-Plattengründung (KPP) unter Verwendung geotechnischer Messungen. Dissertation, Fachbereich Bauingenieurwesen und Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt, Heft 63.

Mayne, P.W. y Poulos, H.G. (1999): Approximate displacement influence factors for elastic shallow foundations. *Jnl. Geot. & Geoenv. Eng.*, ASCE, Vol.125, No. 6, 453-460.

Mendoza, M.J. (2007). Comportamiento y diseño de cimentaciones profundas en la ciudad de México.

Mindlin, R.D. (1936): Force at a point in the interior of a semi-infinite solid. *Physics*, n. 7, 195-202.

Moormann, C. (2000). Private communication from PhD thesis, Darmstadt University of Technology.

Moya, J.E. (1991): Cimentaciones profundas – Sistema placa-pilotes. Primer encuentro nacional de ingenieros de suelos y estructuras.

Nishida, Y. (1966): Vertical stress and vertical deformations of ground under deep circular uniform pressure in the semi-infinite. *Proc. 1st Cong. Int. Soc. Rock Mechanics*, Vol. 2.

O'Neill, M.W., Hawkins, R.A. y Mahar, L.J. (1981): Load transfer mechanisms in pile groups. *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, Vol. 108. No. GT12, December.

Orozco, L.F. (2006): Asentamientos de fundaciones en la arcilla de Bogotá. IV Encuentro nacional de ingenieros de suelos y estructuras.

Padfield, C.J. y Sharrock, M.J. (1983): Settlement of structure on clay soils. Construction Industry Research and Information Association. Special publication, 27.

Poulos, H.G. (1968): Analysis of the settlement of pile groups. *Geot.* Vol. 18: 449 -471.

Poulos, H.G. (1989): Pile Behaviour – Theory and Application. *Geotechnique*, Vol. 39 (3), 365-415.

Poulos, H.G. (1991): In computer methods and advances in geomechanics (eds Beer et al.), pp. 183 – 191. Rotterdam: Balkema.

Poulos, H.G. (1993): Piled rafts in swelling or consolidating soils. *Jnl. Geotechnical Div., ASCE*, 119(2), 374-380.

Poulos, H.G. (1994): An approximate numerical analysis of pile-raft interaction. *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomechs.*, 18: 73-92.

Poulos, H.G. (2001): Methods of analysis of piled raft foundations. A report prepared on behalf of technical committee TC18 on piled foundations. International society of soil mechanics and geotechnical engineering.

Poulos, H.G. (2001): Piled raft foundations – Design and applications. *Géotechnique* 51, No. 2, 95 – 113.

Poulos, H.G. (2002): Simplified design procedure for piled raft foundations. *Deep foundations 2002*, Ed. M.W. O'Neill and F.C. Townsend, ASCE Spec. Geot. Pub. No. 116, 441-458.

Poulos, H.G. y Davis, E.H. (1974): Elastic solutions for soil and rock mechanics. Editorial John Wiley and Sons, Inc. New York.

Poulos, H.G. y Davis, E.H. (1980): Pile foundation analysis and design. Editorial John Wiley & Sons, Inc.

Poulos, H.G. y Mattes, N.S. (1971): Settlement and load distribution analysis of pile groups. Aust. Geomechs. Jnl., Vol. G1, No. 1: 18-28.

Poulos, H.G., Small, J.C., Ta, L.D., Sinha, J. y Chen, L. (1997): Comparison of some methods for analysis of piled rafts. Proc. 14 ICSMFE, Hamburg, 2:1119-1124.

Randolph, M.F. (1977): A theoretical study of performance of piles. PhD thesis, Cambridge University, England.

Randolph, M.F. (1979): Discussion in Proc. of Conf. on Recent Developments in the Design and Construction of Piles, London: ICE, pp. 389-390.

Randolph, M.F. (1983): Design of piled foundations. Cambridge Univ. Eng. Dept., Res. Rep. Soils TR143.

Randolph, M.F. (1994): Design methods for pile groups and piled rafts. S.O.A. Report, 13 ICSMFE, New Delhi: 5, 61-82.

Randolph, M.F. y Clancy, P. (1993): Efficient design of piled raft. 2nd. International geotechnical seminar on deep foundations on bored and auger piles, Gent pp. 119-130.

Randolph, M.F. y Wroth, C.P. (1978): Analysis of deformation of vertically loaded piles. ASCE, Vol. 104, No. GT12, pp 1485-1488.

Randolph, M.F. y Wroth, C.P. (1979): An analysis of the vertical deformation of pile groups, Géotechnique, 29(4), pp 423-439.

Reul, O. (2000). In-situ measurements and numerical studies on the bearing behavior of piled rafts. PhD thesis, Darmstadt University of Technology, Germany (in German).

Reul, O. y Randolph, M.F. (2003): Piled rafts in overconsolidated clay; comparison of in situ measurements and numerical analyses. *Géotechnique* 53, No. 3, 301-315.

Richter, Th., Savidis, S., Katzenbach, R. y Quick, H. (1996): Wirtschaftlich optimierte Hochhausgründungen in Berliner Sand. *Vorträge der Baugrundtagung in Berlin*, pp. 129-146.

Richter, Th. y Borchert, K.-M. (2005). Pfahl-Plattengründung, eine wirtschaftliche Gründungsalternative? *Vorträge zum 1. Hans Lorenz Symposium, Veröffentlichungen des Grundbauinstitutes der Technischen Universität Berlin, Heft Nr. 38*, pp. 161-178.

Ripper, P. y El-Mossallamy, Y. (1999). Entwicklungen der Hochhausgründungen in Frankfurt. *Hochhäuser—Darmstädter Statik, Seminar 1999, Bericht Nr. 16*. Darmstadt University of Technology, Institut für Statik.

Rollberg, D. y Gilbert, K. F. (1993). Bürohochhaus Theodor-Heuss-Allee 112, Frankfurt am Main, 19. Bericht. Grundbauinstitut Prof. Sommer und Partner GmbH (unpublished).

Russo, G. (1998): Numerical analysis of piled rafts. *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, v. 22, 477-493.

Russo, G. y Viggiani, C. (1998): Factors controlling soil-structure interaction for piled rafts. *Darmstadt Geotechnics, Darmstadt Univ. of Technology, No. 4*, 297-322.

Sales, M.M, Cunha, R.P. y Farias, M.M. (2000): Método alternativo para uma simulação numérica do comportamento de estacas totalmente mobilizadas em fundações mistas. *INFOGEO, Universidade Federal do Paraná, Curitiba, Paraná*.

Santamarina, J.C. y Reginatto, A. (1989): Prediction of pile capacity. *Polytechnic University, Brooklyn, N.Y. Geotechnical Special Publication, ASCE*.

Scopek, J. (1961): The influence of foundation depth on stress distribution. *Proc. 5th Int. Cont. Soil Mechanics Fndn. Eng., Vol. 1*.

Selvadurai, A.P.S. (1979): Elastic analysis of soil-foundation interaction. Devel. In Geot. Eng., Vol. 17, Elsevier, Amsterdam.

Sinha, J. (1997): Piled raft foundations subjected to swelling and shrinking soils. PhD Thesis, Univ. of Sydney, Australia.

Sinha, J. y Poulos, H.G. (1999): Piled raft system and free-standing pile groups in expansive soils. Proc. 8th Aust.-New Zeland Cong. Geomech., Hobart 1, 207-212.

Skempton, A.W. (1953): Discussion contribution: Piles and pile foundations, settlement of pile foundations. Proc. 3rd ICSMFE, Zurich, Vol. 3, pp. 172.

Small, J.C. y Poulos, H.G. (1998): User's manual of GARP6. Centre for Geotechnical Researches, University of Sydney, Australia.

Smith, I.M. y Griffiths, D.V. (1988): Programming the finite element method, 2nd edn. Chichester: Wiley.

Sommer, H. (1986). Kombinierte Pfahl- Plattengründungen von Hochhäusern im Ton. Vorträge der Baugrundtagung 1986 in Nürnberg, pp. 391–405. Essen: DGEG.

Sommer, H. (1993). Development of locked stresses and negative shaft resistance at the piled raft foundation: Messeturm Frankfurt/Main. Proceedings of the conference on deep foundations on bored and auger piles, pp. 347–349. Rotterdam: Balkema.

Sommer, H y Hoffmann, H. (1991): Last-Verformungsverhalten des Messeturms Frankfurt/Main. Festkolloquium: 20 Jahre Grundbauinstitut Prof. Dr.-Ing. H. Sommer und Partner, pp-63-71.

Sommer, H., Katzenbach, R. y DeBeneditis, C. (1990): Last-Verformungsverhalten des Messeturmes Frankfurt/Main. Vorträge der Baugrundtagung 1990 in Karlsruhe, pp. 371–380. Essen: DGGT.

Sommer, H., Wittmann, P. y Ripper, P. (1984): Zum Tragverhalten von Pfählen im steifplastischen Tertiärton. Vorträge der Baugrundtagung 1982 in Düsseldorf, pp. 501–531. Essen: DGEG.

Sommer, H., Wittmann, P. y Ripper, P. (1985): Piled raft foundation of a tall building in Frankfurt clay. Proc. 11th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engng, San Francisco 4, 2253–2257.

Sowers, G. y Martin, B. (1961): The bearing capacity of friction pile groups in homogenous clay from model studies – Memoria del V Congreso internacional de mecánica de suelos y cimentaciones, Paris.

Steinbrenner, W. (1934): Tafeln zur Setzungsberechnung. Die Strasse, v. 1, n. 221.

Ta, L.D. y Small, J.C. (1996): Analysis of piled raft systems in layered soils. Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech., V. 20, 57-72.

Ta, L.D. y Small, J.C. (1997a): Efficient methods for calculating the behaviour of piled raft foundations on layered soils. Computer Methods and Advances in Geomechanics, Balkema, Rotterdam, 2171-2176.

Ta, L.D. y Small, J.C. (1997b): An approximation for analysis of raft and piled raft foundations. Computers and geotechnics, v. 20, n.2, 105-123.

Ta, L.D. y Small, J.C. (1998): Analysis and performance of piled raft foundations on layered soils – case studies. Soils and Foundations, v. 38, n. 4, 145-150.

Tomlinson, M.J. (2001): Foundation design and construction. Editorial Pearson – Prentice Hall. Séptima edición, pp. 213 – 216.

Tomono, M., Kakurai, M., Yamashita, K. (1987): Analysis of settlement behavior of piled raft foundations. Takenaka Technical Research Report, v. 37, 115-125.

Van Impe, W.F. y Clerq, L. (1995): A piled raft interaction model. *Geotechnica*, No. 73, 1 – 23.

Vesga, L.F., Bonilla, N. y Díaz, M. (1992): Análisis de sistemas de cimentación placa-pilotes (Parte II). Sociedad Colombiana de Ingenieros – VII Jornadas Geotécnicas. Bogotá – Colombia.

Vesic, A.S. (1969): Experiments with instrumented pile groups in sand. Proc. Conf. on Performance of deep foundations, ASTM, Spec. Tech. Publ. No. 444, pp 177-222.

Vesic, A. S. (1977): Design of pile foundations. Transportation Research Board, National Research Council, Washington, D.C.

Viggiani, C. (1998): Pile groups and piled rafts behaviour. Deep founds. on bored and auger piles, BAP III, van Impe and Haegman (eds), Balkema, Rotterdam, 77-90.

Viggiani, C. (2001). Analysis and design of piled foundations. 1st Arrigo Croce Lecture, *Rivista Italiana de Geot.*, 1/2001: 47-75.

Wang, A. (1995). Private communication. From PhD thesis, Univ. of Manchester, U.K.

Wiesner, T.J. (1991): Various applications of piled raft analysis. *Computer Methods and Advances in Geomechanics*, Balkema, Rotterdam, 1035-1039.

Wiesner, T.J. y Brown, P.T. (1975): Behaviour of piled strip footings subjected to concentrated loads. *Civ. Eng. Res. Rep. R275.*, Univ. of Sydney, Aust.

Wittmann, P. y Ripper, P. (1990): Unterschiedliche Konzepte für die Gründung und Baugrube von zwei Hochhäusern in der Frankfurter Innenstadt. *Vorträge der Baugrundtagung 1990 in Karlsruhe*, pp. 381–397. Essen: DGEG.

Wood, L.A. (1978): A note on the settlement of piled structures. *Ground Engineering*, London, 11(4), 38-42.

Yamashita, K. y Kakurai, M. (1991): Settlement behaviour of a raft foundation with friction piles. 4th International DFI Conference, Balkema, Rotterdam, 461 – 466.

Zeevaert, L. (1957): Compensated friction-pile foundation to reduce the settlement of buildings on the highly compressible volcanic clay of México City. Proc. 4th ICSMFE, London, Vol. 1, 81-86.

Zhang, H.H. y Small, J.C. (2000): Analysis of capped piled groups subjected to horizontal and vertical loads. Computer and Geotechnics, v. 26, 1-21.

Zhuang, G.M., Lee, I.K. y Zhao, X.H. (1991): Interactive analysis of behaviour of raft-pile foundations. Proc. Geo-Coast '91, Yokohama, 2: 759-764.