

DISEÑO SÍSMICO DE PILAS CON PILOTES PRE-BARRENADOS INCLUYENDO LA INTERACCIÓN SUELO- ESTRUCTURA

VINICIO A. SUAREZ CHACON*
MERVYN J. KOWALSKY†

En este trabajo se implementa el método de Diseño Directo Basado en Desplazamientos (DDBD) para el diseño por desempeño de pilas con pilotes pre-barrenados con consideración de los efectos de interacción suelo estructura. Para alcanzar este objetivo fue necesaria la formulación de un modelo estructural equivalente que permita estimar el desplazamiento de fluencia, la demanda de ductilidad y el amortiguamiento viscoso equivalente en la respuesta en el plano y fuera del plano de pilas con pilotes pre-barrenados embebidos en arcillas suaves y arenas. La utilización de este modelo es simple y se basa en la geometría de la pila, propiedades del suelo, parámetros de desempeño como: límites en desplazamiento, ductilidad o deformación unitaria y la demanda sísmica en la forma de un espectro de desplazamiento elástico. Este trabajo incluye ejemplos de aplicación que demuestran la aplicación del procedimiento.

Palabras clave: Interacción Suelo-Estructura; DDBD; Amortiguamiento Equivalente

Este documento ha sido traducido de su versión original en Inglés titulada: “Seismic Design of Drilled Shaft Bents including Soil Structure Interaction”. Este documento ha sido aceptado para su publicación en el Journal of Earthquake Engineering”, Imperial Collage Press.

1. Introducción

Las pilas con pilotes pre-barrenados son un tipo de subestructura en el cual los pilotes se extienden desde la superestructura continuamente bajo el suelo. (Fig. 1). Estas estructuras son usualmente usadas para resistir las fuerzas axiales y laterales producidas por cargas muertas, vivas, de viento, de sismo y de impacto, su respuesta es altamente dependiente del fenómeno de interacción suelo-estructura.

En la práctica actual de diseño sísmico basado en fuerzas, el daño en las pilas es controlado por el uso de un factor de reducción de respuesta sísmica que está en función de la importancia del puente (AASHTO 2004). La reducción en fuerza es asumida igual a la demanda de ductilidad en el sistema de acuerdo a la regla de iguales desplazamientos (Veletsos y Newmark 1960). Sin embargo, investigaciones recientes (Hutchison et al. 2004; Suárez 2005) demostraron que estas suposiciones no son generalmente aplicables para pilas con pilotes pre-barrenados y que los efectos de interacción suelo-estructura, afectan la demanda de ductilidad y alteran la respuesta.

Como alternativa, la aplicación del Diseño Directo Basado en Desplazamientos (DDBD) (Priestley 1993) para el diseño de pilas con pilotes pre-barrenados es propuesta en este documento. DDBD ha probado ser eficaz para en diseño de pilas en fundaciones rígidas y puentes en general (Kowalsky et al. 1995; Dwairi 2005). Esta investigación apunta a extender el DDBD para el diseño de pilas con pilotes considerando los efectos de la interacción suelo-estructura, ejecutando dos tareas principales: (1) Desarrollo de un modelo para estimar la demanda de ductilidad y (2) Desarrollo de un modelo para estimar el amortiguamiento viscoso equivalente en un sistema suelo-columna en función de la ductilidad. La aplicación del método propuesto está restringida a pilotes embebidos en suelo idealizado como un estrato uniforme de arena o arcilla suave, con suficiente longitud embebida para minimizar el desplazamiento en la punta del pilote. Los suelos suaves han sido escogidos puesto que efectos de la interacción suelo estructura, como la adición a la flexibilidad y amortiguamiento, son más importantes en estos suelos al compararlos con pilas en suelo rígido o fundaciones rígidas.

Este método no toma en cuenta los efectos de sombra entre pilotes y sólo considera efectos de inercia. Fuerzas cinéticas pueden originarse en la longitud embebida de los pilotes debido al paso de ondas sísmicas y no son tomadas en cuenta. Adicionalmente, el procedimiento no considera el efecto P-Delta durante la ocurrencia del sismo, la práctica actual de diseño evita estos efectos perjudiciales al limitar la capacidad de desplazamiento de las pilas.

* Director de la Unidad de Ingeniería Civil Geología y Minas de la Universidad Técnica Particular de Loja, San Cayetano, Loja, Ecuador

† Profesor Asociado en North Carolina State Univ., Box 7909, Raleigh, NC 27695-7909, USA

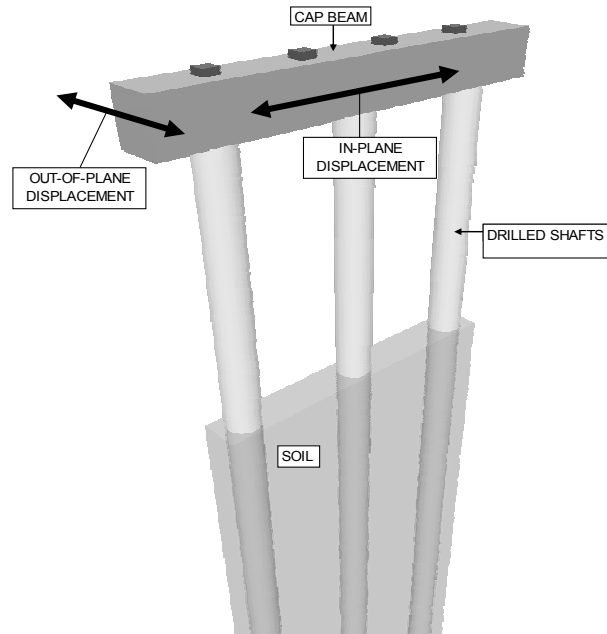


Fig. 1. General configuration of drilled shaft bents

2. Resumen de las Prácticas Actuales de Diseño

Históricamente, ha sido práctica común de diseño sísmico el simplificar el problema de interacción suelo-estructura considerando los pilotes en la pila como empotrados a una profundidad estimada debajo de la superficie del terreno. Esta simplificación es hecha en un intento por tomar en cuenta la flexibilidad que el suelo adiciona a la pila, mientras se evita el difícil tema de modelar el suelo. La longitud embebida, también llamada profundidad de empotramiento, es estimada típicamente por medio de expresiones como las propuestas por Davison y Robinson (1965). Estas ecuaciones semi-empíricas son el resultado de un análisis lateral elástico de sistemas suelo-pilote. Alternativamente, la profundidad de empotramiento es también obtenida con un análisis lateral no-lineal de un pilote suelto, de tal manera que el modelo equivalente resultante tenga la rigidez o el momento máximo del sistema inelástico suelo-pilote. Cuando un análisis no-lineal es ejecutado, el sistema suelo-pilote es modelado como una viga sobre una fundación no lineal tipo Winker donde la respuesta fuerza-deformación de los resortes de suelo (curvas P-y) es seleccionada para representar de mejor manera las propiedades del suelo. Existen varios modelos P-y disponibles y publicados, por ejemplo: Matlock (1970) para arcilla suave o API (1987), para arena.

Una vez que profundidad de empotramiento es definida, el ingeniero estructural diseña la pila como si estuviese empotrada en su base. El diseño es basado en fuerzas y un factor de reducción de la acción sísmica “R” es usado para limitar la demanda de ductilidad a valores entre dos y cuatro dependiendo de la importancia de la estructura (AASHTO 2004). Este procedimiento, aunque simple, tiene dos deficiencias principales:

- (i) **El uso de un factor de reducción de la acción sísmica R**, que no toma en cuenta la interacción suelo-estructura y sus efectos sobre la demanda de ductilidad y disipación de la energía. Estudios previos (Suárez 2005; Hutchison al. 2004) han mostrado que la regla de iguales desplazamientos, implícita en el uso de factores R, no es generalmente aplicable a pilotes hincados o pre-barrenados.
- (ii) **La definición de un modelo equivalente basado en la determinación de un punto de empotramiento.** No es posible definir un solo punto de empotramiento y lograr que la columna equivalente tenga la misma rigidez y momento máximo que el sistema pilote-suelo que se quiere modelar (Chen 1997; Suárez 2005). Típicamente, si el punto de empotramiento es tomado a mayor profundidad que la requerida, el periodo de

la estructura será incrementado resultando en una disminución de las fuerzas sísmicas. Sin embargo, y de forma opuesta, el incremento en la longitud de las columnas aumentará momento de diseño.

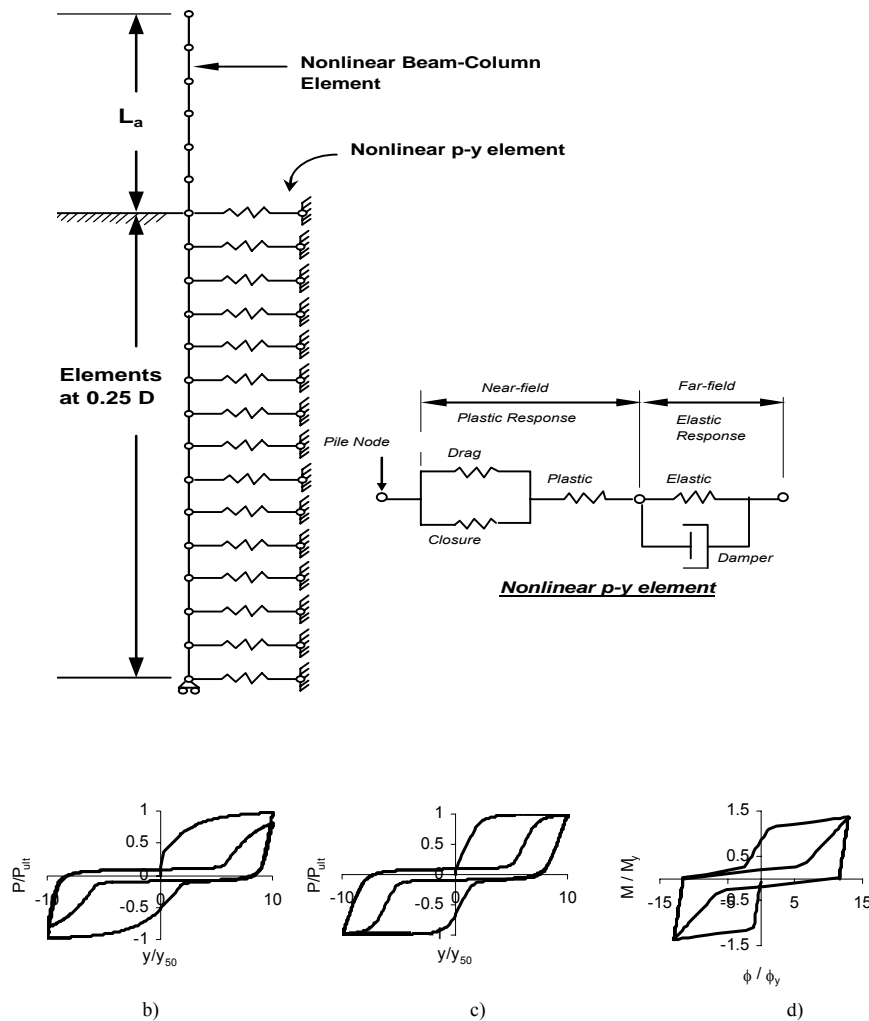


Fig. 2. Details of the finite element model used in parametric analysis. (a) Finite element model of a free-head shaft, (b) Cyclic response of clay, (c) Cyclic response on sand, and (d) Cyclic response of concrete section

Para vencer estas deficiencias esta investigación se ha enfocado en la implementación de DDBD como una herramienta para el diseño por desempeño de pilas con pilotes pre-barrenados. DDBD requiere la predicción de la demanda de ductilidad y del correspondiente nivel de amortiguamiento para un determinado desplazamiento que se toma como objetivo de diseño.

Efectos P-Delta

Las pilas hincadas y pre-barrenadas son más susceptibles a los efectos P-Delta que sistemas empotrados en la base debido a la flexibilidad adicionada por el suelo. Los efectos P-Delta causan degradación en la resistencia y podrían inducir inestabilidad y colapso. En la práctica actual de diseño los efectos P-Delta son evitados al limitar la capacidad de desplazamiento de manera que el momento P-Delta inducido en las columnas no exceda una determinada fracción de la capacidad de flexión de la sección. Caltrans (2004) recomienda 20% mientras SCDOT (2002) da 25% como relación límite entre el momento P-Delta inducido y el momento ultimo de la

sección. Un estudio reciente (Hutchinson al. 2004) muestra que estos límites son conservadores y sugiere que si los momentos P-Delta no exceden el 30% de la capacidad de momento de la sección, no se afectara severamente la respuesta del sistema.

3. Implementación del Método Directo Basado en Desplazamientos

En DDBD, un sistema no-lineal es modelado como un sistema lineal equivalente con rigidez secante y amortiguamiento viscoso equivalente. El procedimiento proporciona la resistencia y la rigidez requerida por el sistema para conseguir un nivel de desempeño específico. El procedimiento propuesto para pilotes es una adaptación del procedimiento usado para columnas de puentes que se construyen sobre fundaciones rígidas (Kowalsky 1995) e involucra los siguientes pasos:

- (i) **Recopilar información:** Diámetro de los pilotes y su longitud sobre el suelo, propiedades de los materiales, objetivos de desempeño y la intensidad sísmica correspondiente. El desempeño puede ser especificado en términos de desplazamiento en la cabeza, límites de ductilidad o deformación unitaria en los materiales. La intensidad sísmica es definida por un espectro de respuesta de desplazamiento para diferentes niveles de amortiguamiento.
- (ii) **Cálculo de la ductilidad de desplazamiento que corresponde al nivel de desempeño especificado.** Esto requiere de encontrar la posición de la rótula plástica, y del cálculo de los desplazamientos de fluencia y plástico.
- (iii) **Estimación del amortiguamiento viscoso equivalente en función de la demanda de ductilidad.** Esto requiere del uso de expresiones desarrolladas para el efecto que tomen en cuenta los efectos del amortiguamiento en suelo y pilote.
- (iv) **Cálculo del periodo requerido, rigidez y cortante basal de diseño.** Este paso requiere el uso de un espectro de capacidad de desplazamiento para diferentes niveles de amortiguamiento viscoso.
- (v) **Diseño de los pilotes siguiendo los principios de diseño por capacidad.**

La aplicación de este procedimiento requiere el desarrollo de un modelo que de manera simple estime la ductilidad y el amortiguamiento viscoso, capturando los efectos de de la interacción suelo-estructura. Tal modelo se presenta a continuación.

3.1 Modelo equivalente para el cálculo de la ductilidad de desplazamiento

En este documento, un modelo equivalente es propuesto para el cálculo del desplazamiento fluencia y demanda de ductilidad para un pilote parcialmente embebido en suelo. La rotación libre y empotrada de la cabeza de pilote es considerada. La condición de **cabeza empotrada** se aplica al diseño en el plano de la pila si la conexión entre la columna y la viga cabezal es rígida y la viga cabezal es significativamente más rígida que la columna. La condición de **cabeza libre** se aplica al diseño fuera del plano de la pila si la conexión entre la viga cabezal y la superestructura es libre. Si la rotación en la cabeza de un pilote hincado o pre-barrenado no esta restringida, es probable que durante el sismo de diseño, se desarrolle una rótula plástica en el punto de máximo momento bajo el suelo. Por lo contrario, si la rotación en la cabeza esta restringida podría desarrollarse una rótula plástica en la cabeza del pilote.

Este modelo equivalente ha sido desarrollado para dar toda la información requerida para la aplicación del método DDBD. El modelo está fundamentado en el método de la rótula plástica (Priestley 1996) y a sido calibrado para considerar los efectos de la interacción suelo-estructura usando los resultados de un estudio paramétrico descrito al final de esta sección.

Algunos de los parámetros usados en este modelo son: El **desplazamiento objetivo** Δ_D , el cual es el desplazamiento lateral máximo esperado que ocurra en la cabeza del pilote bajo la acción sísmica y es la suma del **desplazamiento de fluencia** Δ_Y y un **desplazamiento plástico** Δ_P (Eq. 3.1). El desplazamiento plástico resulta de la **rotación plástica** θ_P una vez que una **rótula plástica** se ha desarrollado. Se asume que θ_P esta concentrado en el centro de la rótula plástica. La relación entre θ_P y la **curvatura plástica** Φ_P en el punto de máximo momento es la **longitud de la rótula plástica** L_P . A nivel de la sección del pilote, la **curvatura objetivo** Φ_D es la máxima curvatura esperada y es la suma de la **curvatura de fluencia** Φ_Y y la **curvatura plástica** Φ_P . La curvatura de fluencia Φ_Y puede ser aproximada usando Eq. (3.2) en función de la deformación unitaria longitudinal ϵ_Y de las barras de acero y del diámetro D del pilote (Priestley et al. 1996). La **ductilidad de desplazamiento** μ_Δ relaciona Δ_D y Δ_Y y la **ductilidad de curvatura** μ_ϕ resulta de la relación entre Φ_D y Φ_Y .

$$\Delta_D = \Delta_y + \Delta_p \quad (3.1)$$

$$\phi_y = \frac{2.25\varepsilon_y}{D} \quad (3.2)$$

Dos estudios paramétricos fueron realizados para estudiar la respuesta de sistemas de suelo-pilote de cabeza libre y empotrada. El primer estudio observa la respuesta bajo cargas laterales estáticas y el segundo se enfoca en la respuesta bajo cargas sísmicas. Para ambos estudios fueron construidos modelos no-lineales en OpenSees (McKenna et al. 2004) como se muestra en la Fig. 2. Las columnas fueron modeladas como una serie de elementos tipo barra de longitud igual a una un cuarto del diámetro, la longitud embebida para el pilote fue igual a 30 veces el diámetro del pilote, y se verificó que el desplazamiento en la punta fue insignificante. Un modelo histérico bilineal (McKenna et al. 2004) fue asignado a la sección de columna con coeficientes de 0.7 curvatura y 0.2 para momento. El modulo elástico del concreto fue $E_C = 27200 \text{ MPa}$. El momento de inercia agrietada I_{cr} fue asumido igual al 50% del momento de inercia de la sección gruesa. Este valor es adecuado para columnas de concreto con 2% de refuerzo y sujetas a carga axial equivalente del 20% de la capacidad de la sección según Caltrans (2004). La curvatura de fluencia Φ_f fue obtenida con Eq. 3.2. Se estudiaron pilotes con diámetros que variaron entre 0.3 m a 2.4 m, la altura sobre el nivel del suelo varió entre dos y diez diámetros de columna. La matriz paramétrica es presentada en la tabla 1.

Table 1. Parametric matrix for dynamic and static analyses (Refer to table 2 for soil definition)

HEAD	D (m)	L_a / D	Soils
Pinned	0.3	2	Clay-20
Fixed	0.6	4	Clay-40
	0.9	6	Sand-30
	1.2	8	Sand-37
	1.5	10	
	1.8		
	2.4		

El suelo fue idealizado como una capa uniforme de arena o de arcilla suave, el nivel freático se considero a nivel del suelo. El módulo de OpeenSees PysimpleGen (Brandenberg 2004) fue usado para generar elementos P-y embebidos a lo largo del pilote de acuerdo al modelo P-y de Matlock (1970) para arcilla suave bajo agua, y el del API fue usado para arena (API 1987). Los modelos P-y del suelo fueron asignados al elemento de OpenSees **PySimple1** (Boulanger 2003) que es capaz de capturar la respuesta cíclica del suelo, incluyendo la formación de grietas. La Fig. 2 muestra la forma del lazo histérico para arena y arcilla y la Tabla 2 resume las propiedades de los suelos usados para cada tipo de suelo en el estudio paramétrico, donde s_u es la resistencia cortante no drenada para arcillas, ε_{50} es la deformación en la cual la arcilla desarrolla la mitad de su resistencia a la compresión, w es el peso unitario total, Φ' es el ángulo efectivo de fricción y k es la taza con la cual el modulo de reacción se incrementa con la profundidad en arenas.

Table 2. Definition of soil parameters

CLAYS	s_u (kPa)	ε_{50}	w (kN/m ³)	P-y model
Clay-20	20	0.020	16	Matlock (1970)
Clay-40	40	0.015	17	Matlock (1970)

SANDS	ϕ'	k (kN/m ³)	w (kN/m ³)	P-y model
Sand-30	30	5500	16.7	API (1987)
Sand-37	37	33200	18.5	API (1987)

Pilas pre-barrenadas de cabeza libre

En el modelo propuesto, el sistema no lineal suelo-pilote es remplazado por una columna con **longitud equivalente** L_e empotrada en la base (Fig. 3). El punto de empotramiento coincide con el de máximo momento en el sistema suelo-pilote. El desplazamiento de fluencia del sistema equivalente es calculado con Eq. 3.3 donde α es un coeficiente que amplifica el desplazamiento de fluencia de la columna equivalente y considera la rotación elástica que existe bajo el punto de máximo momento y la mayor área del diagrama de curvatura en el sistema no lineal suelo-pilote.

$$\Delta_y = \alpha \frac{\phi_y L_e^2}{3} \quad (3.3)$$

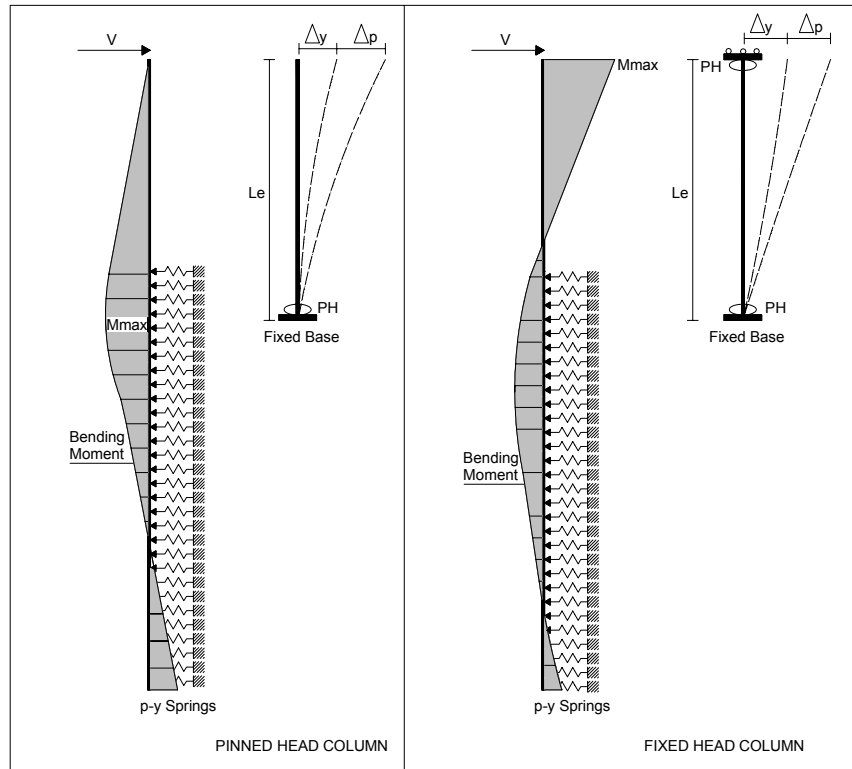


Fig. 3. Equivalent models for pinned and fixed head columns

La Fig. 3 muestra los valores de diseño de α y L_e en función de la longitud libre L_a , diámetro D del pilote y el tipo de suelo. Estas tendencias resultaron del estudio paramétrico descrito anteriormente en esta sección. El desplazamiento plástico es calculado con la Eq. (3.4) donde L_p es la longitud a la rótula plástica que puede ser estimada con la Eq. (3.5) (Chain 2002).

$$\Delta_p = \phi_p L_p L_e \quad (3.4)$$

$$\frac{L_p}{D} = 1 + 0.1 \frac{L_a}{D} \leq 1.6 \quad (3.5)$$

La aplicación de DDBD requiere el cálculo de la ductilidad de desplazamiento. Si el desempeño es especificado en términos de desplazamiento objetivo en el tope, μ_D es obtenida directamente con Eq. (3.6). Si el desempeño es dado en términos de una curvatura limite en la sección entonces μ_D es obtenido con Eq. (3.7).

$$\mu_\Delta = \frac{\Delta_D}{\Delta_y} \quad (3.6)$$

$$\mu_{\Delta} = 1 + \frac{(\phi_D - \phi_y)L_p L_e}{\Delta_y} \quad (3.7)$$

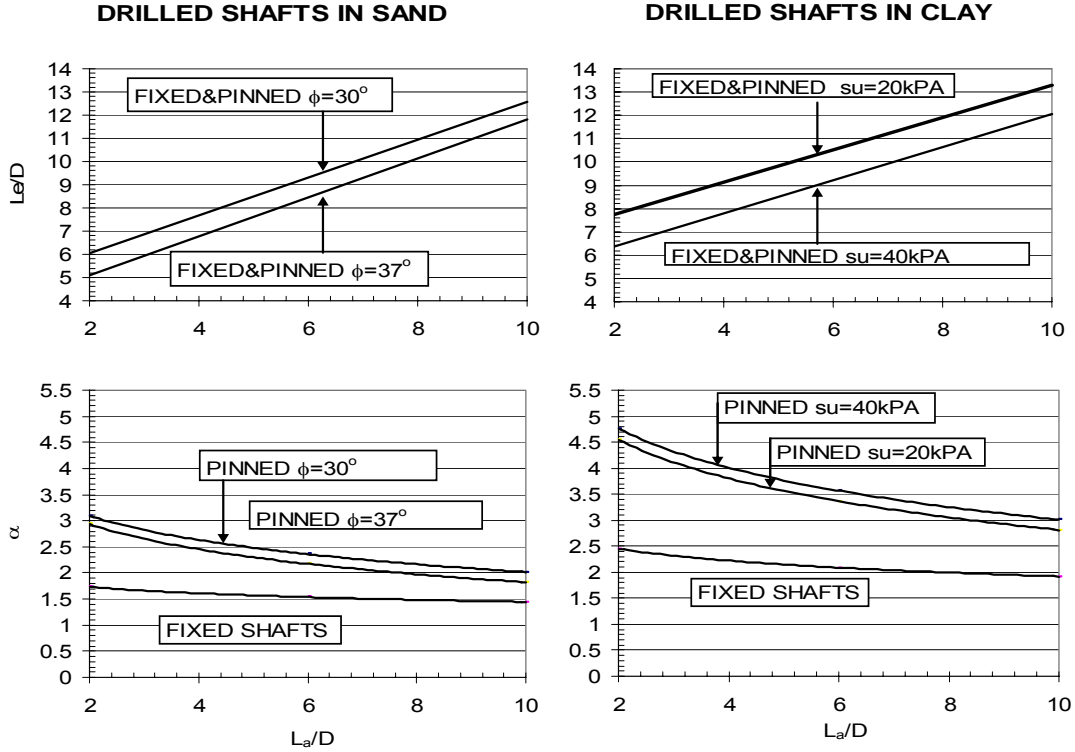


Fig. 4. L_e , α for definition of equivalent model.

Pilas pre-barrenadas con cabeza empotrada

Las pilas pre-barrenadas con cabeza empotrada son remplazadas por un sistema equivalente de longitud L_e que esta empotrado en su base y soportado por rodillos en su cabeza, restringiendo su rotación (Fig. 3). L_e es el mismo que para pilotes de cabeza libre pero diferentes valores de α son usados para calcular el desplazamiento de fluencia. Ambos parámetros pueden ser encontrados en la Fig. 3 y resultaron del análisis paramétrico de descrito anteriormente. El desplazamiento de fluencia es calculado a partir de Eq. (3.8). Desplazamientos más allá de este punto resultan de una combinación de desplazamiento elástico y plástico proveniente de la rótula plástica en la cabeza del pilote. A medida que el desplazamiento se incrementa, el momento bajo tierra puede alcanzar su valor de fluencia y una segunda rótula plástica se desarrollara bajo tierra. Este comportamiento no puede ser capturado por el pilote equivalente en el cual ambas rótulas se desarrollan el mismo tiempo. Sin embargo, el desplazamiento plástico después de que la rótula de la cabeza se formó puede ser estimado como el producto de la rotación plástica en la rótula y una fracción de la longitud equivalente L_e . El estudio paramétrico sugiere $\beta = 1.68$ para pilotes en arena y $\beta = 1.54$ para pilotes en arcilla sin una tendencia particular respecto a la altura sobre el suelo y diámetro de pilote.

$$\Delta_y = \alpha \frac{\phi_y L_e^2}{6} \quad (3.8)$$

$$\Delta_p = \phi_p L_p \beta L_e \quad (3.9)$$

La longitud de la rótula plástica L_p en la cabeza del pilote puede ser calculada con Eq. (3.10) (Priestley 1996). En esta ecuación L_i es la distancia desde la rótula plástica al punto de inflexión, f_y es el esfuerzo de fluencia del refuerzo del acero en MPa, y d_{bl} es el diámetro del refuerzo longitudinal en metros. Valores aproximados de L_i fueron determinados en el estudio paramétrico descrito antes y son presentado en la Fig. 5 junto a un esquema que muestra la localización de la reacción del suelo para pilotes de cabeza libre. En Eq. (3.10), el primer término representa la extensión de la plasticidad que resulta de la variación de la curvatura con la distancia desde la sección crítica, y asume una variación lineal en momento con distancia. El segundo término representa el incremento en la longitud efectiva de la rótula plástica asociada con la penetración de deformación en la viga cabezal.

$$l_p = 0.08L_i + 0.022f_y d_{bl} \quad (3.10)$$

Si el desempeño es dado en términos de una curvatura límite para la sección, μ_Δ es obtenida a partir de Eq. (3.11). Esta ecuación no toma en cuenta la formación de una segunda rótula plástica bajo el suelo. Sin embargo, esto no afecta la aplicación del método ya que se ha observado que para pilotes con cabeza fija y que están empotrados en suelo suave, la segunda rótula plástica empieza a desarrollarse después de que un daño significativo ha ocurrido en la primera rótula.

$$\mu_\Delta = 1 + \frac{(\phi_D - \phi_y)L_p\beta L_e}{\Delta_y} \quad (3.11)$$

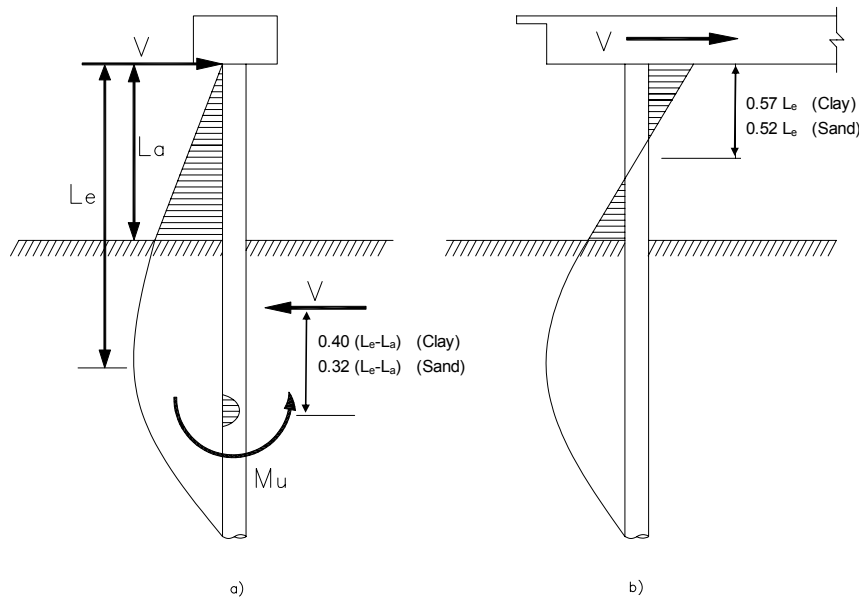


Fig. 5. a) Location of soil reaction resultant, b) Location of inflection point

Comparación con datos experimentales

El modelo equivalente propuesto es usado para predecir el desplazamiento de fluencia y la ductilidad en un pilote de hormigón armado embebido en arena del cual se conocen resultados de una prueba de carga lateral (Chai y Hutchison 2002). En este experimento se aplicaron varios ciclos de carga lateral combinada con una carga axial constante en la cabeza del pilote. Este elemento tuvo un diámetro 0.406 m y se embebió parcialmente en arena con un ángulo de fricción efectivo de $\phi' = 38^\circ$. La cabeza de pilote estuvo libre y su altura normalizada fue $L_a/D = 6$. De los datos que se recolectaron en el experimento, el desplazamiento de fluencia del pilote fue 0.12 m. También se determinó la relación entre la ductilidad de desplazamiento y la ductilidad de curvatura en la rótula plástica tal como se muestra en la Fig. 6.

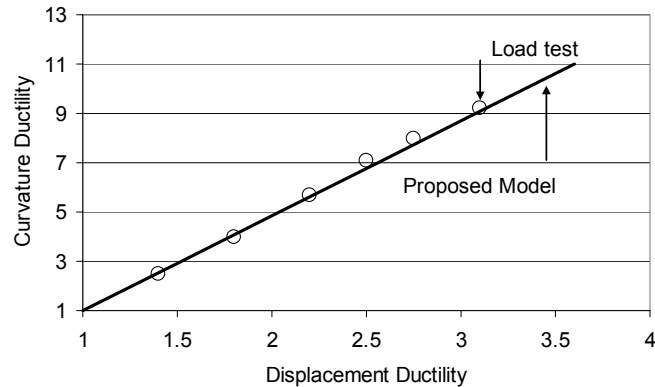


Fig. 6. Comparison of predicted ductility and experimental data. (Chai and Hutchison 2002)

La aplicación del modelo equivalente propuesto para este problema es como sigue: La longitud equivalente obtenida con la Fig. 4, al ingresar con $L_a/D = 6$ es $L_e/D = 8.4$. De esta misma grafica se obtiene $\alpha = 2.2$. La curvatura de fluencia para la sección del pilote es aproximada usando Eq. (3.2), luego, usando Eq. (3.3) el desplazamiento de fluencia es calculado, $\Delta_y = 0.11$ m. La longitud de la rótula plástica con Eq. (3.5) es $L_p = 0.65$ m éste valor es usado en Eq. (3.7) para encontrar la ductilidad de desplazamiento para diferentes niveles de ductilidad de curvatura con resultados graficados en la Fig. 5, en donde se observa buena concordancia con los resultados experimentales.

El desplazamiento de fluencia fue encontrado muy cercano al valor obtenido en la prueba. En este experimento, cuando el pilote pre-barrenado alcanzó el desplazamiento de fluencia, el momento P-Delta fue un 24% de la capacidad de momento reportado por la sección. Este porcentaje está alrededor de los límites especificados en los cuales los efectos P-Delta pueden ser ignorados (Caltrans 2004; SCDOT 2002).

Efectos de la resistencia del pilote

Ha sido demostrado por otros (Priestley 1993) que la cantidad de refuerzo a flexión en una sección de hormigón armado tiene poca influencia en su curvatura de fluencia y por ende en el desplazamiento de fluencia del elemento. En el modelo propuesto se presentan tendencias para L_e , y α (Fig. 4) con base en los resultados de un estudio paramétrico en el que la rigidez atribuida a las secciones de hormigón armado corresponde a una cuantía fija de refuerzo longitudinal del 2%. En esta sección del documento, los resultados de un análisis lateral no-lineal (pushover) de pilotes de hormigón armado que tienen el mismo diámetro pero con diferentes cuantías de acero son comparados con los valores de desplazamiento de fluencia obtenidos con el modelo equivalente propuesto. El propósito de esta comparación es determinar los efectos de la cantidad de acero longitudinal en los valores del desplazamiento de fluencia y la demanda de ductilidad en el pilote.

Cuatro análisis pushover fueron realizados usando el programa MultiPier (Bridge Software Institute 2000). El diámetro de la sección del pilote fue 0.6 m, la altura sobre el nivel del suelo fue 4.8 m, y su longitud total fue 25 m. la resistencia a la compresión del concreto fue asumida igual a 28 MPa y el módulo elástico igual a 24800 MPa. El esfuerzo de fluencia del concreto se tomo como 450 MPa con un módulo de elasticidad de 200000 MPa. El recubrimiento del concreto fue de 0.07 m. El nivel freático fue tomado al nivel del suelo. El suelo fue asumido como una arcilla con un peso unitario de 16 kN y un resistencia a corte no drenada de 20 kPa y fue modelado usando el modelo P-y para arcilla suave bajo agua de Matlock (1970). La rotación de la cabeza de pilote fue restringida. Los análisis se realizaron con cuantías de acero que van desde 1% a 4%.

El modelo propuesto en este documento también fue aplicado para obtener el desplazamiento de fluencia para estos pilotes. Para $L_a/D = 8$, $L_e/D = 11.9$, $\alpha = 2$ y $\beta = 1.54$. Usando Eq. 3.8 el desplazamiento estimado de fluencia es 0.14 m. También, usando Eq. 3.11 la demanda de ductilidad de desplazamiento es calculada para valores de ductilidad de curvatura en el rango de 1 a 18. Estos resultados son mostrados en las figuras 7 y 8 junto a los resultados del análisis pushover.

La figura 7 muestra la respuesta fuerza-desplazamiento para los cuatro pilotes con diferentes cuantías de acero. En cada curva se muestra el desplazamiento de fluencia obtenido del análisis pushover junto con el

valor calculado usando el modelo equivalente. En esta grafica se observa que el valor obtenido con el modelo equivalente está junto al desplazamiento de fluencia del pilote con 2% de cuantía de acero y no muy distantes de los de la pilotes con 3% y 4%. De esto se puede concluir que el desplazamiento de fluencia no es muy sensible a al refuerzo del pilote y que el modelo equivalente produce resultados razonables.

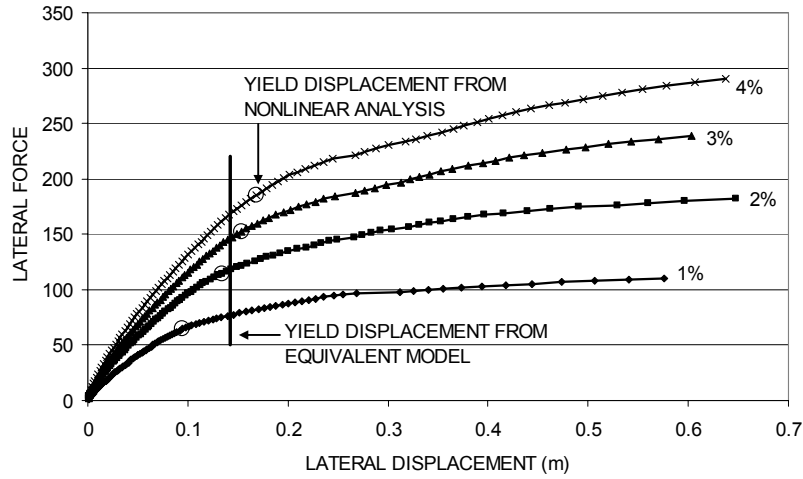


Fig 7. Force-Displacement response of single shafts with different reinforcement ratios

La Fig. 8 compara el nivel de ductilidad de curvatura en la rótula plástica con la ductilidad de desplazamiento del sistema para los cuatro niveles de refuerzo. La misma figura muestra también la predicción usando la Eq. 3.11. Aquí se puede observar que hay buena concordancia con los valores obtenidos en el análisis pushover. También se observa que la cantidad de refuerzo en la sección tiene poca influencia en la relación entre ductilidades. Esta figura también muestra para las los pilotes estudiados que la demanda de ductilidad de curvatura y por consiguiente el nivel de daño en la rotula en la cabeza de la pilote pueden alcanzar valores altos antes de que una rótula se desarrolle bajo tierra.

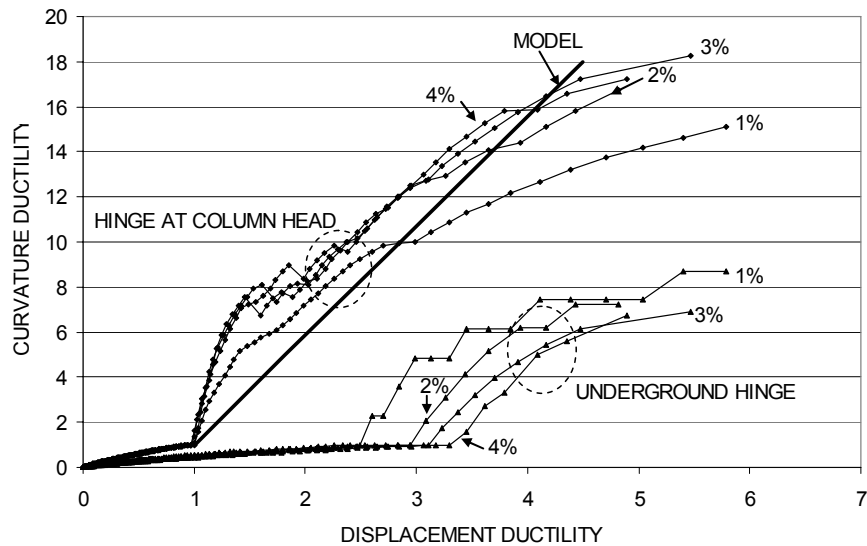


Fig. 8. Ductility in single shafts with different reinforcement ratios

3.2 Amortiguamiento Viscoso Equivalente

Durante los sismos, las pilas pre-barrenadas disipan energía a través de la deformación inelástica en el suelo y del desarrollo de rótulas plásticas en los pilotes. DDBD usa el concepto de amortiguamiento viscoso equivalente para modelar la energía disipada en la estructura. Numerosos estudios han investigado la linearización de la respuesta de sistemas de un grado de libertad usando una combinación de rigidez y amortiguamiento equivalente (Jennings, 1968; Dwairi, 2005; Blandon, 2005), uno de tales métodos utiliza el área del lazo de histéresis como indicador del amortiguamiento equivalente (Jacobson 1930). Recientemente, trabajos realizados por Dwari (2005) han indicado que cuando se utiliza una rigidez secante a la respuesta máxima, el método del área sobrestima el amortiguamiento. En lugar de ello, Dwairi y otros han obtenido el amortiguamiento histórico con la determinación de un valor óptimo de amortiguamiento viscoso que al ser combinado con la rigidez secante al punto de respuesta máxima hace que un sistema lineal equivalente alcance el mismo desplazamiento máximo que uno no-lineal obtenido con el Análisis No-lineal de Historia en el Tiempo (ANHT).

A conocimiento de los autores, no se han realizado investigaciones sobre el amortiguamiento viscoso equivalente en sistemas suelo-pilote. Por consiguiente, y para lograr la implementación de DDBD, un estudio paramétrico fue conducido para investigar la respuesta sísmica de sistemas suelo-pilote con el objetivo de identificar tendencias que relacionen el amortiguamiento históricos con la ductilidad de desplazamiento siguiendo la procedimiento empleado por Dwari. En el estudio, el ANHT se aplicó en los modelos suelo-pilote descrito en la sección 3.1 y esquematizados en la Fig. 2.

De cada ANHT el máximo desplazamiento en el cabeza del pilote y la correspondiente ductilidad de desplazamiento y periodo efectivo fueron obtenidos. Luego, el amortiguamiento viscoso equivalente histórico fue encontrado como el amortiguamiento viscoso con el que un sistema elástico de un grado de libertad, de periodo efectivo, tenga el mismo desplazamiento máximo que el sistema inelástico. Para los ANHT no se asignó cantidad alguna de amortiguamiento viscoso con el propósito de capturar el amortiguamiento histórico solamente. La Fig. 9 muestra las tendencias hiperbólicas que mejor representan los resultados. El ajuste de las curvas fue logrado minimizando la suma de la diferencia cuadrada entre el amortiguamiento histórico obtenido con la curva de tendencia y los resultados del ANHT.

Cada una de las tendencias mostradas en la Fig. 9 corresponden a un tipo de suelo y restricción en la cabeza del pilote, y no mostraron sensibilidad apreciable respecto de la altura o diámetro de pilote. La Fig. 9 indica niveles más altos de amortiguamiento para pilotes con cabeza libre y para pilotes en suelo suave. Esto era de esperarse ya que para los mismos niveles de ductilidad, los pilotes con cabeza libre, y los pilotes en suelo suave se desplazan más, induciendo mayores deformaciones en el suelo y por consiguiente disipando mayor energía. La Fig. 9 muestra importantes niveles de amortiguamiento histórico cuando la ductilidad es igual a uno. Este amortiguamiento resulta de la energía disipada sólo por el suelo y esta relacionada con la deformación de este. Aunque para $\mu_\Delta < 1$, el amortiguamiento histórico equivalente existe y debe ser considerado, los datos obtenidos en el estudio paramétrico fueron insuficientes como para dar una tendencia que pueda ser usada en DDBD. Una descripción detallada de este estudio puede ser encontrado en Suárez (2005).

Fue mencionado antes que aunque existe amortiguamiento viscoso en las pilas de hormigón armado, este no fue aplicado al modelo en estudio para poder aislar el amortiguamiento histórico. El amortiguamiento viscoso ξ_v puede ser combinado con el amortiguamiento histórico $\xi_{eq,h}$ para conseguir un valor de diseño de amortiguamiento viscoso equivalente ξ_{eq} usando Eq. (3.12) (Priestley and Grant 2005).

$$\xi_{eq} = \xi_v \mu_\Delta^{-0.378} + \xi_{eq,h} \quad (3.12)$$

3.3 Diseño por desplazamiento de una pila con pilotes en arcilla

Como ejemplo de aplicación, una pila con pilotes (Fig. 10) parcialmente embebidos en arcilla es diseñada en la dirección de su plano. El objetivo de diseño es que la estructura soporte el espectro de diseño de AASHTO (2004) con aceleración pico del suelo $A = 0.4$ g y coeficiente de suelo $S = 2$, sin exceder una curvatura de “control de daño” en los pilotes y una máxima ductilidad de desplazamiento de tres. La pila tiene tres pilotes con diámetro $D = 1.2$ m, elevación sobre el nivel del suelo $L_a = 8$ m, que están embebidos en arcilla con resistencia cortante no drenada $s_u = 40$ kPa. La pila soporta una carga vertical $P = 2500$ kN por pilote. En este ejemplo la curvatura de control de daño ha sido calculada usando Eq. (3.13) (Kowalsky, 2000), considerando que la resistencia a la compresión del concreto es $f'_c = 28$ MPa y el área gruesa de pilote A_g . La curvatura de control de daño ϕ_D es 0.05 1/m. Con Eq. (3.2), la curvatura de fluencia para la sección es $\phi_y = 0.0038$ 1/m entonces la ductilidad de curvatura en el estado límite de control de daño es $\mu_\phi = 0.05/0.0038 = 14$

$$\phi_D = \left(0.068 - 0.068 \left(\frac{P}{f'_c A_g} \right) \right) \frac{1}{D} \quad (3.13)$$

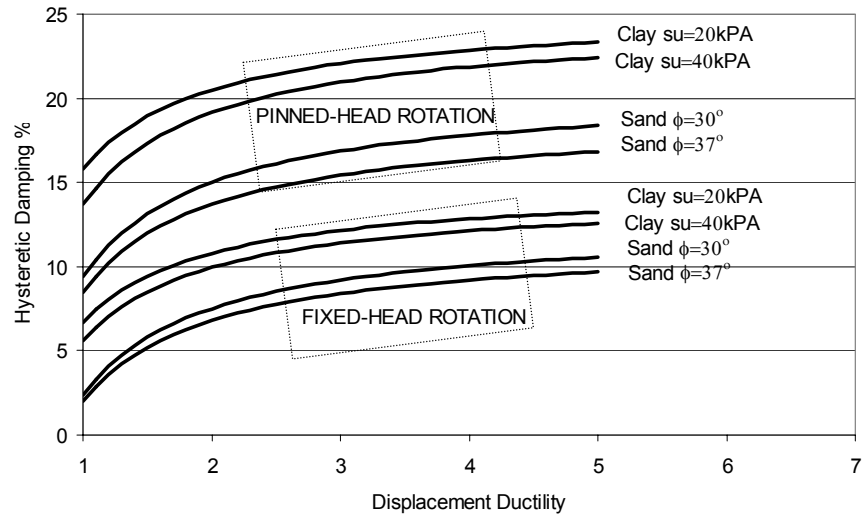


Fig. 9. Hysteretic damping trends for pinned and fixed head shafts

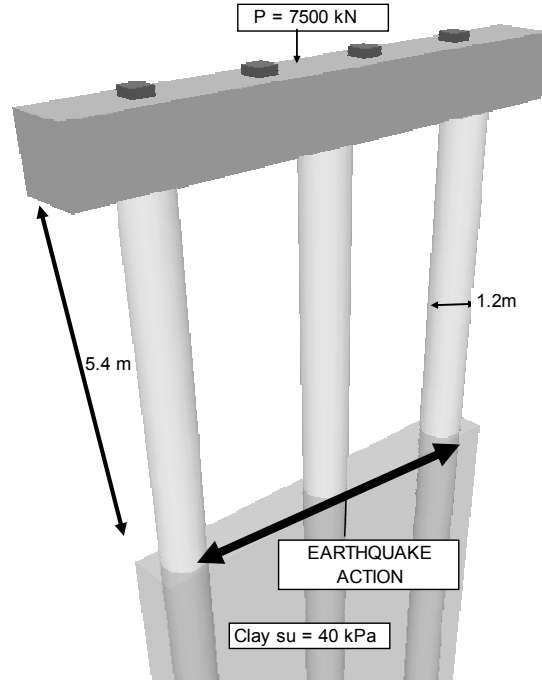


Fig. 10. Design example drilled shaft bent

El siguiente paso es calcular el desplazamiento de fluencia. Puesto que el diseño es en la dirección del plano, el desplazamiento de fluencia es calculado para uno de los pilotes asumiendo condiciones de cabeza empotrada. Entrando en la Fig. 4 con $L_a / D = 6.6$, se encuentra que $L_e = 11.63$ m y el coeficiente para desplazamiento de fluencia es $\alpha = 2.05$. Esta información es luego usada en Eq. (3.8) para encontrar un desplazamiento de fluencia $\Delta_y = 0.17$ m.

Luego, la ductilidad de desplazamiento que corresponde al estado limite de control de daño es calculada usando la Eq. (3.11) con $\beta = 1.54$. La ductilidad de desplazamiento calculada es $\mu_\Delta = 3.8$. Puesto que un límite superior de tres fue especificado para la pila, se adopta tres como el valor de diseño y por lo tanto el desplazamiento de diseño Δ_D es $3 \times 0.17 \text{ m} = 0.51$ m

Conociendo la demanda de ductilidad en el sistema, el amortiguamiento viscoso equivalente puede ser estimado. El amortiguamiento viscoso equivalente ξ_{eq} tiene dos componentes que deben combinarse. De la Fig. 9, la componente del amortiguamiento histórico es $\xi_{eq,h} = 11.4\%$. Asumiendo que el amortiguamiento viscoso es $\xi_v = 5\%$, el amortiguamiento viscoso equivalente total según Eq. 3.12 es $\xi_{eq} = 14.41\%$. El siguiente paso requiere la entrada en el espectro de desplazamiento, que corresponde al sismo de diseño con 14.41% de amortiguamiento, con $\Delta_D = 0.51$ m para encontrar el periodo efectivo requerido para el sistema equivalente. Alternativamente, la Eq. (3.15) ha sido desarrollada para calcular el periodo efectivo para el espectro de respuesta de aceleración de AASHTO Eq. (3.15). El término dentro del radical proviene del Eurocode (1988) y escala del espectro al nivel deseado de amortiguamiento.

$$S_{aD} = \frac{1.2AS}{T^{\frac{2}{3}}} \quad (3.14)$$

$$T_{eff} = \left(\frac{4\pi^2 \Delta_D}{1.2ASg} \sqrt{\frac{2 + \xi_{eq}}{7}} \right)^{.75} \quad (3.15)$$

En Eq. (3.15) todos los parámetros han sido previamente presentados con la excepción de g el cual es la aceleración de la gravedad. A partir de la ecuación de periodo efectivo, $T_{eff} = 2.43$ s. Con el conocimiento del periodo y el peso sobre la pila, el cortante basal de diseño puede ser calculado con Eq. (3.17). El primer término de la parte derecha de esta ecuación es la rigidez efectiva requerida para el sistema.

$$V = \frac{4\pi^2 W}{gT^2} \Delta_D \quad (3.16)$$

La Ecuación 3.16 produce un requerimiento de resistencia lateral de $V = 866.4$ kN por pilote. Esta fuerza equivalente al 34% de la carga soportada. El siguiente paso es construir un modelo y analizar la estructura bajo la aplicación de la fuerza del cortante basal para encontrar los momentos de diseño. Para hacer esto pueden usarse programas especializados como MultiPier (Bridge Software Institute 2004) o Lpile (Ensoft 2004). Alternativamente, conociendo que para un diseño en el plano, la rótula plástica está localizada en la cabeza del pilote, el momento de diseño de este punto puede ser estimado como el producto entre el cortante basal y la distancia entre la cabeza del pilote y el punto de inflexión. Esta distancia, tomada de Fig. 5, es igual a 0.57 veces L_e . Por consiguiente el momento de diseño para la pilote es $M_u = 866.4 \times 0.57 \times 11.6 = 5728.63$ kN-m. Finalmente se encontró que un área de refuerzo de 2.7% es necesaria de tal forma que la capacidad de momento en la sección en el límite de ductilidad es al menos igual al momento de diseño M_u . El refuerzo por cortante en los pilotes y el refuerzo en la viga cabezal deben diseñarse de acuerdo a los principios de diseño de capacidad (Paulay and Priestley, 1993). Los efectos P-Delta no son de importancia en este diseño puesto que el momento P-delta generado en el nivel de desplazamiento máximo, equivale a un 22% de la capacidad de momento requerida para la sección (SCDOT 2002). Si este no fuera el caso, el proceso debería repetirse reduciendo el desplazamiento de diseño, o el momento de diseño podría incrementarse en proporción al momento P-Delta para corregir este efecto (Priestley et al. 2006).

Verificación del diseño

Un Análisis Dinámico Incremental ADI (Vamvatsikos and Cornell, 2002) se llevó a cabo para verificar el desempeño de la pila diseñada con DDBD en la sección anterior. ADI es un método de análisis paramétrico que requiere la ejecución de una serie de ANHT en los que sismos son aplicados con diferentes niveles de intensidad. Los resultados de este análisis son una o varias curvas que relacionan la aceleración espectral S_a

correspondiente al primer modo de vibración (o alguna otra medida de intensidad) con el desplazamiento máximo (o alguna otra medida de respuesta). ADI es recomendado para verificar el desempeño de estructuras diseñadas con DDBD (SEAOC, 2003), y fue ejecutado como sigue:

- Un modelo estructural de la pila y del suelo circundante fue construido en OpenSees. La Fig. 11 muestra el diagrama momento-curvatura de la sección de pilote diseñada y muestra también la respuesta bilineal asignada al modelo histórico de la sección en OpenSees. El suelo fue modelado usando elementos P-y como se describió previamente.
- Un análisis estático no lineal (pushover) fue ejecutado para determinar la respuesta fuerza-desplazamiento y el desplazamiento de fluencia para la estructura.
- El periodo fundamental de la estructura fue encontrado con un análisis modal. Este es el periodo del primer modo de vibración basado en la propiedades iniciales elásticas de la pila y el suelo.
- Luego, ocho registros sísmicos fueron hechos compatibles con el espectro de diseño. La compatibilidad fue conseguida mediante descomposición en ondas (Montejo, 2004). Con esta información los ANHT fueron conducidos. Cada sismo fue aplicado con 12 diferentes factores de escala entre 0.1 a 1.2. Después de la ejecución de cada análisis, el momento máximo y el desplazamiento máximo en la cabeza de los pilotes fueron extraídos.

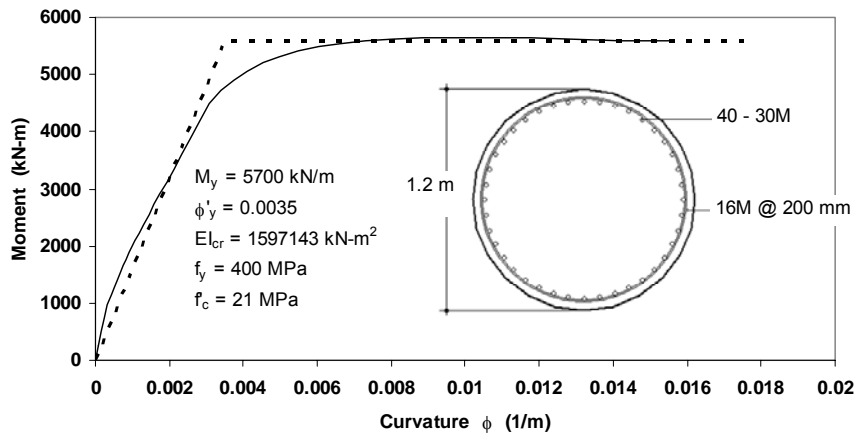


Fig. 11. Moment-Curvature response of column section

Los resultados del ADI están graficados en Fig. 12, el eje X muestra el desplazamiento máximo en la cabeza y el eje Y la aceleración espectral correspondiente al periodo inicial. El nivel de aceleración espectral de diseño $S_{aD} = 0.73g$ también es mostrado como referencia. En la gráfica del ADI, cada línea punteada corresponde a los resultados del ANHT con un sismo en particular y también se presentan los percentiles 16%, 50% (medio) y 84% como resumen de estas curvas. La Fig. 12 también incluye la curva de capacidad derivada del análisis pushover.

En Fig. 12 hay un punto que muestra el desempeño deseado para la estructura. Durante la aplicación de DDBD, el desplazamiento objetivo fue $\Delta_D = 0.51$ m. Este valor es cercano al desplazamiento promedio de 0.54 m simulado por ADI. El análisis pushover muestra un desplazamiento de fluencia igual a 0.19 m 12% mayor que el valor estimado en el diseño. Basado en esta información, se concluye que DDBD fue efectivo para el diseño de esta pila.

En la metodología del diseño por desempeño, más de un objetivo de diseño debe satisfacerse. En este caso, DDBD muestra ser aplicable para cualquier nivel de desempeño, el refuerzo es obtenido por las exigencias de cada caso y ADI puede ser usado para la verificación. Un rasgo importante de ADI es que en una misma gráfica varios objetivos de diseño pueden ser verificados. Otro aspecto importante es que la gráfica del ADI permite observar otros rasgos del comportamiento de la estructura. Por ejemplo, la Fig. 12 muestra que las curvas del ADI se separan de curva de capacidad cuando el desplazamiento es 0.05 m. Este punto marca el

inicio de un comportamiento no-lineal y de disipación de energía en el suelo ya que la rotula plástica se forma en el pilote cuando este se ha desplazado $\Delta_y = 0.19$ m. Un factor promedio de reducción de fuerza R puede ser calculado en este punto o en cualquier otro dividiendo la ordenada de la curva ADI promedio para la ordenada de la curva de capacidad. El factor de reducción para el desplazamiento de diseño es $R = 1.7$, en este punto la demanda de ductilidad de desplazamiento es $\mu_\Delta = 2.7$ aproximadamente. Por consiguiente, se puede concluir que la regla de iguales desplazamientos no es aplicable en este caso, y que el factor de reducción de fuerza $R = 3$ (ATC, 1996) usado comúnmente para todas las pilas sin considerar la interacción suelo-estructura tampoco es apropiado. Además, la reducción en la fuerza alcanzada en este ejemplo depende de que se pueda admitir un desplazamiento en la cabeza de 0.53 m, sin causar daños significativos en la superestructura o conexiones.

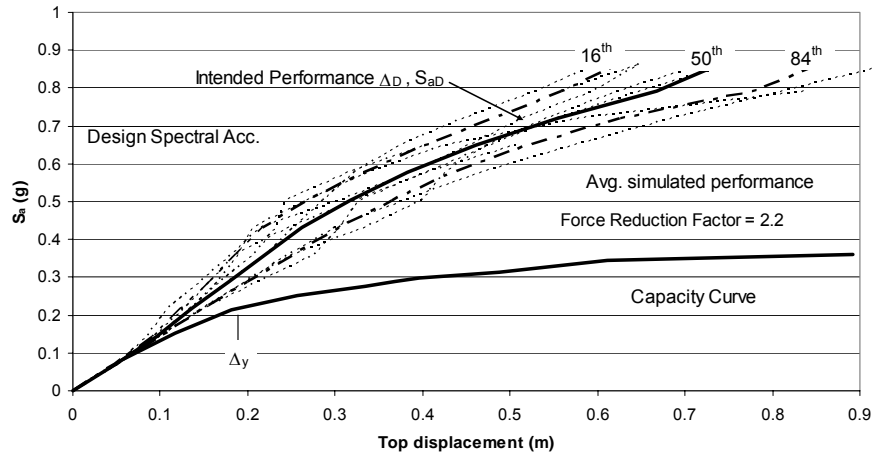


Fig. 12. IDA results, Spectral acceleration vs. top displacement

4. Resumen y Conclusiones

DDBD ha sido implementado para el diseño sísmico de pilas con pilotes pre-barrenados. Esto requirió del desarrollo de un modelo equivalente para la predicción del desplazamiento y la ductilidad considerando los efectos de la interacción suelo estructura, y también del desarrollo de un modelo que permita estimar el amortiguamiento viscoso equivalente para diferentes niveles de ductilidad, diferentes suelos y condiciones de empotramiento de la cabeza de los pilotes. Los análisis de verificación incluidos en este documento demuestran que el procedimiento de diseño propuesto captura el comportamiento de las pilas y es por consiguiente adecuado para la aplicación de diseño por desempeño. Sin embargo hay que reconocer que la metodología propuesta tiene algunas limitaciones:

- Los pilotes se asumen embebidos en un estrato uniforme de arena o arcilla blanda
- El suelo no puede ser propenso a la licuefacción o deslizamiento
- Se asume que los pilotes se extienden bajo tierra lo suficiente para evitar desplazamientos de como cuerpo rígido.
- El espacio entre pilotes es suficiente para evitar efectos de sombra
- Es aceptable asumir cabeza libre o empotrada
- Los efectos P-Delta, interacciones cinéticas y efectos de grupo no son de importancia

Si estas condiciones no se cumplen es recomendable que el procedimiento propuesto sea aplicado luego de que se ha realizado un análisis pushover, sobre un modelo representativo de las condiciones reales, para obtener el desplazamiento de fluencia y si es necesario, la relación entre ductilidad de curvatura y ductilidad de desplazamiento. Esto requiere asumir inicialmente el refuerzo en los pilotes.

Para verificar los diseños obtenidos con la metodología propuesta se recomiendan las siguientes herramientas de verificación: 1) ADI, Si varios niveles de desempeño son considerados. 2) ANHT con sismos

compatibles si solo un nivel de desempeño es chequeado. 3) El método del espectro de capacidad (Freeman, 1998) con el modelo de amortiguamiento equivalente propuesto aquí, si el método 1 y 2 no pueden ser implementados. Un diagrama de flujo resume el procedimiento completo y se presenta en la Fig. 13.

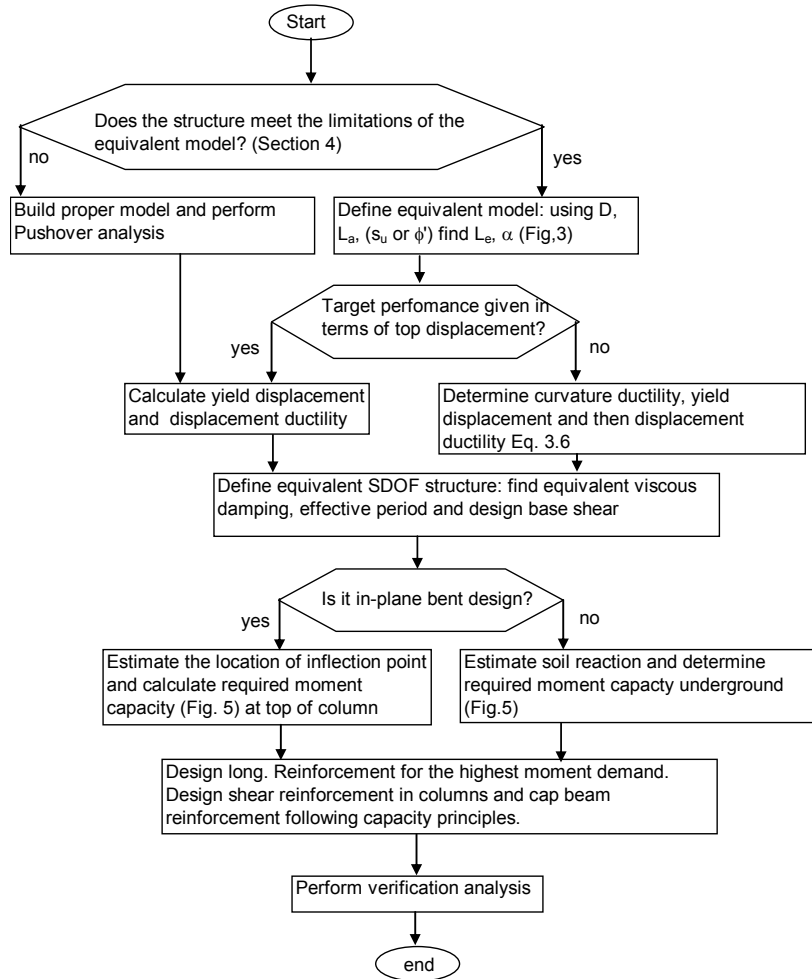


Fig. 13. Flow chart of DDBD of drilled shaft bents.

Conclusiones.

Los efectos de la interacción suelo-estructura pueden resumirse en el incremento de la flexibilidad que ocasiona alargamiento del periodo y incremento de amortiguamiento que aumenta la capacidad de disipación de energía sin embargo, no puede concluirse en forma generalizada que la interacción suelo-estructura reduce la demanda de fuerza en la estructura. Si se compara los resultados de desplazamiento de fluencia con los de una columna sobre fundación rígida, el incremento en el desplazamiento puede ser de más de cuatro veces para pilotes con cabeza libre y tres veces para pilotes de cabeza empotrada en arena y puede ser de más de diez veces para pilotes con cabeza libre y seis veces para pilotes con cabeza empotrada en arcilla blanda. El amortiguamiento equivalente aumenta considerablemente en función de la deformación del suelo. Sin embargo, el incremento de amortiguamiento y flexibilidad causan efectos opuestos en la respuesta de la pila. El alargamiento del periodo relacionado con el aumento en la flexibilidad tiende a aumentar la demanda de desplazamiento y resistencia en la estructura mientras que el aumento en amortiguamiento la contrarresta.

El desplazamiento de fluencia depende principalmente del empotramiento de la cabeza del pilote y de las propiedades del suelo. El aumentar el diámetro del pilote en un intento por incrementar la demanda de ductilidad tiene un efecto contrario ya que aunque la curvatura de fluencia disminuye, la localización de la rótula plástica cambia a un punto más profundo aumentando la longitud equivalente L_e .

El segundo ejemplo de diseño mostró que no es racional usar un valor fijo de R como se hace en la práctica actual. La capacidad de ductilidad del sistema depende de la geometría y propiedades del suelo y podría limitarse por la capacidad de desplazamiento de la superestructura o conexiones y por los efectos P-Delta.

5. Agradecimientos:

Los autores reconocen las valiosas discusiones y comentarios por parte del Profesor Nigel Priestley

6. Referencias

- AASHTO [2004] “LRFD Bridge Design Specifications”, American Association of State Highway and Transportation Officials; Washington D.C.
- API [1987] “Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms” 17th Ed., API Recommended Practice 2A (RP 2A), American Petroleum Institute.
- Applied Technology Council [1996] “ATC-32 Improved seismic design criteria for California bridges: provisional recommendations”, Redwood City, Calif.
- Blandon, C. A., and Priestley, M. J. N. [2005] “Equivalent viscous damping equations for direct displacement-based design” *Journal of Earthquake Engineering* vol. 9, Special Issue 1,
- Boulanger, R.W. [2003] “The PySimple1 Material” <http://opensees.berkeley.edu>.
- Brandenberg, S. [2004] “PySimple1gen OpenSees command” <http://opensees.berkeley.edu>.
- Bridge Software Institute [2000] “FB-MultiPier Manual, Version 4” University of Florida, USA.
- Budek A.M. et al. [2000] “Inelastic Seismic Response of Bridge Drilled-Shaft RC Pile/Columns.” *Journal of Structural Engineering*. Vol 126 No. 4
- Caltrans [2004] “Seismic Design Criteria” http://www.dot.ca.gov/hq/esc/earthquake_engineering
- Chai Y.H. [2002] “Flexural Strength and Ductility of Extended Pile-Shafts I: Analytical Model”, *Journal of Structural Engineering*. Vol 128 No 5
- Chai Y.H. and Hutchison T.C. [2002] “Flexural Strength and Ductility of Extended Pile-Shafts II: Experimental Study” *Journal of Structural Engineering*. Vol 128 No 5
- Chen Y. [1997] “Assessment on Pile Effective Lengths and Their Effects on Design,” *Computers & Structures* Vol. 62, No. 2.
- Davison M.T. and Robinson K.E. [1965] “Bending and buckling of partially embedded piles.” *Proceedings of the 6th International Conference of Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Montreal, Canada, pp. 243-246
- Dwairi H.M. [2005] “Equivalent damping in support of direct displacement-based design with applications for multi-span Bridges.” Ph.D. Thesis, North Carolina State University, Raleigh, North Carolina.
- Ensoft Inc. [2004] “LPILE Manual” Austin, Texas, USA.
- EuroCode 8 [1988] “Structures in seismic regions – Design. Part 1, General and Building” Report EUR 8849 EN, Commission of European Communities.
- Freeman, S.A. [1998] “Development and Use of Capacity Spectrum Method”, *Proceedings of 6th US National Conference on Earthquake Engineering*, Seattle, U.S.A., Paper No. 269.
- Hutchinson, T.C. et al. [2004] “Estimating inelastic displacements for design: extended pile shaft-supported bridge structures” *Earthquake Spectra* 20 (4).
- Jennings P.C. [1968] “Equivalent viscous damping for yielding structures” *Journal of Engineering Mechanics Division*, ASCE 1968; **90**(2): 103-116
- Kowalsky M.J. [2000] “Deformation Limit States for Circular Reinforced Concrete Bridge Columns” *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol 126 No 8,
- Kowalsky, M.J., Priestley, M.J.N., and MacRae, G.A. [1995] “Displacement-based Design of R.C. Bridge Columns in Seismic Regions”. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*. Vol. 24, pp. 1623-1643.
- Matlock, H. [1970] “Correlations for Design of Laterally Loaded Piles in Soft Clay”, Paper No. OTC 1204, *Proceedings, Second Annual Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, Vol. 1., 577-594.
- McKenna F et al. [2004] “OpenSees Command Language Manual” <http://opensees.berkeley.edu>
- Montejo L. [2004] “Generation and analysis of spectrum compatible earthquake time histories using wavelets”. Ms Thesis, University of Puerto Rico
- Paulay and Priestley [1993]. “Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings” Wiley Interscience
- Priestley, M.J.N. [1993] “Myths and fallacies in earthquake engineering-conflicts between design and reality” *Bulletin of the New Zealand Society of Earthquake Engineering*, Vol 26, No 3
- Priestley, M.J.N., Seible, F., Calvi G. [1996] “Seismic design and retrofit of bridges” Wiley, N.Y.

- Priestley, M.J.N. and Grant, D. N. [2005] "Viscous damping in analysis and design" *Journal of Earthquake Engineering*, Vol.9, No. Special Issue 1.
- Priestley, M.J.N., Calvi, G.M., and Kowalsky, M.J. [2006] "Direct Displacement-Based Seismic Design of Structures" IUSS Press, Pavia (in preparation)
- SCDOT [2002] "Seismic Design Specification for Highway Bridges"
- SEAOC. [2003] "Revised Interim Guidelines Performance-Based Seismic Engineering" Structural Engineers Association of California
- Suarez, V. [2005] "Implementation of Direct Displacement Based Design for Pile and Drilled Shaft Bents" Master's Thesis, North Carolina State University.
- Takeda T., Sozen M. and Nielsen N. [1970] "Reinforced concrete response to simulated earthquakes" *Journal of the Structural Division, ASCE* 96(12): 2557-2573.
- Vamvatsikos, D., and Cornell, C. [2002] "Incremental dynamic analysis" *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 31-3, 491-514.