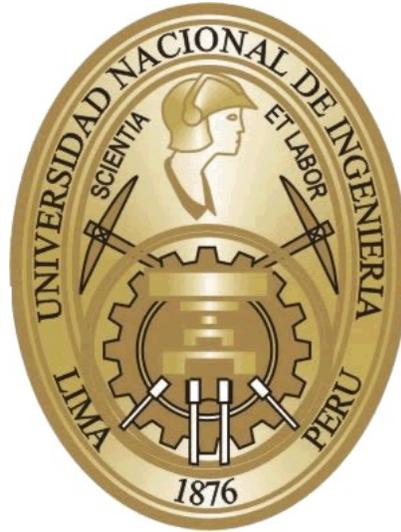


UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA

FACULTAD DE INGENIERIA CIVIL

SECCION DE POSTGRADO



**EVALUACION DE LA CAPACIDAD DE CARGA DINAMICA
DE PILOTES USANDO LA ECUACIÓN DE ONDA**

TESIS

**PARA OPTAR EL GRADO DE MAESTRO EN CIENCIAS
CON MENCIÓN EN INGENIERIA GEOTECNICA**

Ing. ENRIQUE FRANCISCO LUJAN SILVA

LIMA, PERU

2008

RESUMEN

En la presente Tesis se presenta la Evaluación de la Capacidad de Carga Dinámica de Pilotes, usando Métodos Dinámicos, basado en la Ecuación Diferencial parcial llamada Ecuación de Onda.

La Tesis presenta una revisión de los fundamentos teóricos de Análisis de Hincado de pilotes, aplicaciones de Mediciones Dinámicas, así mismo se presenta un resumen de la Evaluación de los Modelos de Suelos para el Análisis Unidimensional del Hincado de Pilotes.

A fines de validar el procedimiento propuesto, se estudió y evaluó los resultados de la Instrumentación Dinámica de pilotes de fundación del Reservorio R-9 ubicado en la Ciudad de Iquitos – Perú. Dichas pruebas fueron ejecutadas con un equipo analizador de Hinca de Pilotes (PDA).

El Uso de Métodos Dinámicos, basado en modelos numéricos constituye una herramienta que posibilita un análisis completo de los pilotes, así mismo evaluar su comportamiento dinámico, predecir la carga de ruptura, del suelo para cargas verticales axiales de compresión, deformaciones, tensiones, etc.

ABSTRACT

This thesis presents an evaluation of the Load Capacity Dynamics piles, using dynamic methods, based on partial differential equations called wave equation.

The Thesis presents a review of the theoretical fundamentals of Analysis pile driving, applications Dynamics Measurements, this thesis also presents a summary of the evaluation of models for Soils Analysis of undimensional pile driving.

In order to validate the proposed procedure, will study and evaluate the results of the dynamic instrument pile foundation of the R-9 Reservoir located in the city of Iquitos - Peru. These tests were performed with an analyzer equipment driving pile (PDA).

The use of dynamic methods, based on numerical models is a tool that enables a full analysis of the pile driving, as well as evaluates of soil dynamic behavior, also predict the breaking load of soil for vertical loads axial compression, deformation, tension, etc.

INDICE

CAPITULO I.....	01
I. INTRODUCCION.....	02
I.1) Generalidades.....	02
I.2) Historia.....	04
I.3) Objetivo y Organización de la Tesis.....	08
CAPITULO II.....	10
II. FUNDAMENTOS DEL ANÁLISIS DE HINCADO DE PILOTES.....	11
II.1) Propagación de Ondas Longitudinales en Barras Uniformes.....	11
II.2) Método Numérico propuesto por Smith.....	20
II.3) Enfoque Simplificado.....	28
II.3.1 Pilote con Punta Libre.....	30
II.3.2 Pilote con Punta Fija.....	31
II.3.3 Pilote con Resistencia de Punta Finita.....	32
II.3.4 Pilote con Fricción Lateral.....	32
II.3.5 Pilote con cambio de Impedancia.....	34
CAPITULO III.....	36
III.APLICACIONES DE MEDICIONES DINÁMICAS.....	37
III.1) Introducción.....	37
III.2) EL Método CASE.....	38
III.3) El Método CAPWAP.....	49
III.4)Un Nuevo Concepto de Prueba de Carga Dinámica.....	54
CAPITULO IV.....	62
IV.REVISION SOBRE LA RESISTENCIA CORTANTE DEL SUELO CON CARGA DINÁMICA.....	63
IV.1. Generalidades.....	63
IV.2. Principales Trabajos Publicados.....	64

IV.2.1. CASAGRANDE y SHANNON (1949).....	64
IV.2.2. SEED y LUNDGREEN (1954).....	66
IV.2.3. WHITMAN.....	66
IV.2.4. CUNNY y SLOAN (1962).....	67
IV.2.5. FOREHAND y REESE (1964).....	68
IV.2.6. GIBSON y COYLE (1968).....	70
IV.2.7. DAYAL y ALLEN (1973, 1975).....	71
IV.2.8. HEEREMA (1979).....	75
IV.2.9. LITKOUHI y POSKITT (1980).....	77
IV.2.10. HEEREMA (1981).....	84
IV.3. Consideraciones sobre los Trabajos Publicados.....	87
CAPITULO V.....	93
V. EVOLUCIÓN DE LOS MODELOS DE SUELO PARA EL ANALISIS UNIDIMENSIONAL DEL HINCADO DE PILOTES.....	94
V.1. Generalidades.....	94
V.2. Limitaciones Básicas del Modelo de Smith (1960).....	95
V.3. Modelo de Holeyman (1984).....	97
V.3.1. Comportamiento de la Punta.....	97
V.3.2. Comportamiento de la Fricción Lateral.....	102
V.4. Modelo de Simons (1985).....	107
V.4.1. Interacción a lo largo del eje.....	107
V.4.2. Interacción en la punta.....	113
V.4.3. Parámetros del suelo sugeridos por Simons (1985) y Randoln (1986).....	115
V.5. Modelo de Nguyen (1987).....	115
V.5.1. Interacción en el eje.....	116
V.5.2. Interacción en la punta.....	118
V.5.3. Evaluación de los Parámetros del suelo para el Método de Nguyen (1987)...	118
V.5.4. Modelo del suelo Simplificado.....	118
CAPITULO VI.....	120
VI. PRUEBAS DINÁMICAS.....	121
VI.1. Pruebas Dinámicas.....	121

CAPITULO VII.....	124
VII. EVALUACIÓN DE PRUEBAS DE CARGA DINÁMICA EN PILOTES.....	125
VII.1. Introducción.....	125
VII.2. Características de los Pilotes.....	126
VII.3. Sistema de Hinca.....	126
VII.4. Programa de Instrumentación.....	126
VII.5. Análisis CAPWAP.....	127
VII.5.1. Análisis CAPWAP.....	127
VII.5.2. Observaciones.....	129
CAPITULO VIII.....	130
VIII. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.....	130
VIII.1. Conclusiones.....	130
VIII.2. Recomendaciones.....	135
BIBLIOGRAFIA.....	136

INDICE DE FIGURAS

CAPITULO I

CAPITULO II

FIGURA II.1: Tensiones y Desplazamiento de la Barra.....	11
FIGURA II.2: Propagación de la Onda en un intervalo de tiempo Δt	13
FIGURA II.3: Propagación de la tensión de Compresión Uniforme aplicada a un lado de la barra.....	14
FIGURA II.4: Determinación de la proporcionalidad entre la velocidad de la partícula y la velocidad de propagación de la onda.....	16
FIGURA II.5: Ondas de Tracción y Compresión caminando en sentidos opuestos.....	19
FIGURA II.6: Ondas de compresión caminando en sentidos opuestos.....	20
FIGURA II.7: Representación del Método de Smith.....	21
FIGURA II.8: Determinación de la Compresión C_m^n de la masa m	22
FIGURA II.9: Representación del pilote por el modelo de Smith.....	24
FIGURA II.10: Diagrama de Fuerza – Desplazamiento para el larguero y amortiguador.....	25
FIGURA II.11: Diagrama Carga – Desplazamiento adoptado para el suelo de la punta.....	26
FIGURA II.12: Representación de Goble (1986) para el Modelo de Smith (1960).....	27
FIGURA II.13: Pilote con punta libre.....	30
FIGURA II.14: Pilote con punta fija.....	31
FIGURA II.15: Punta con la resistencia finita.....	32
FIGURA II.16: Fricción Lateral.....	33
FIGURA II.17: Pilote con cambio de Impedancia.....	35

CAPITULO III

FIGURA III.1: Diagrama de trayectoria de las ondas.....	39
FIGURA III.2: Registro típico de las curvas de Fuerza y Velocidad.....	43
FIGURA III.3: Resistencia de penetración por el método CASE.....	47
FIGURA III.4: Fuerza y Velocidad medidas, solución del pilote libre y curva delta.....	50

FIGURA III.5: Tres tentativas de ajuste mostrando respectivamente, un ajuste defectuoso, razonable y bueno entre la fuerza medida (línea llena) y calculada (línea trazada) en tope del pilote.....	53
FIGURA III.6: Registro de desplazamiento en tope del pilote.....	55
FIGURA III.7: Resultados de una prueba de carga dinámica.....	58
FIGURA III.8: Conclusiones geotécnicas del lugar.....	59

CAPITULO IV

FIGURA IV.1: Resolución carga X reiterar para los ensayos de cargamento rápido (dinámico) y lento (estático en una zapata cuadrada de 23 cm. de lado, en arena seca (CUNNY y SLOAN, 1962).....	68
FIGURA IV.2: Gráfico de q_{cd}/q_c versus $\log (V/V_s)$	73
FIGURA IV.3: Gráfico de f_{cd}/f_c versus $\log (V/V_s)$	73
FIGURA IV.4: Equipamiento desarrollado por Heerena, 1979.....	76
a. Dispositivo para ensayo	
b. Registro típico	
FIGURA IV.5: R_d/R_s la Punta vs la velocidad.....	79
FIGURA IV.6: R_d/R_s para la Fricción lateral versus la velocidad.....	80
FIGURA IV.7: Tendencia no lineal de los datos.....	84
FIGURA IV.8: Equipamiento para determinar los valores de amortiguamiento de la punta en arenas.....	85
FIGURA IV.9: Resultado de un ensayo de penetración dinámica en un área compactada ...	86

CAPITULO V

FIGURA V.1: Concepto de Sólido Equivalente.....	99
FIGURA V.2: Causas de Respuesta Dinámica de una zapata rígida.....	100
FIGURA V.3: Curvas de deformación.....	105
FIGURA V.4: Modelo Simplificado de un Grado de Libertad.....	106
FIGURA V.5: Interacción a lo largo del eje.....	108
FIGURA V.6: Coeficientes de rigidez dinámica para suelos elásticos.....	109
FIGURA V.7: Modelado del desplazamiento de la interfase suelo-pilote.....	111
FIGURA V.8: Modelado del suelo para análisis de hincado.....	113
FIGURA V.9: Representación del Modelo del suelo para el análisis de hincada.....	116

CAPITULO VI

FIGURA VI.1: Equipo PDA utilizado durante una prueba dinámica (tomada de Pile Dynamic Inc.)..... 121

FIGURA VI.2: Resultados Típicos Prueba Dinámica PDA..... 122

CAPITULO VII

FIGURA VII.1: Curva Carga de Tracción (tons) – asentamiento (mm) Pilote 5D..... 128

FIGURA VII.2: Curva Carga de Tracción (tons) – asentamiento (mm) Pilote 6D..... 129

INDICE DE TABLAS

CAPITULO I

CAPITULO II

CAPITULO III

TABLA III.1. Valores de J_c sugeridos por Rausche	31
TABLA III.2. Prueba de Carga Dinámica en Pilote con $D=23$ cm., $L=8.8$ m.....	60

CAPITULO IV

TABLA IV.1. Parámetros para el análisis de hincado (sugeridos por Forehand y Reese, 1964, con base al modelo de Smith 1960).....	69
TABLA IV.2. Valores de constante de amortiguamiento en función de índice de liquidez (GIBSON y GOYLE, 1968).....	71
TABLA IV.3. Coeficiente de viscosidad del suelo	74
TABLA IV.4. Resultado de los Ensayos para la arcilla de Londres.....	81
TABLA IV.5. Resumen de los Trabajos publicados.....	88

CAPITULO V

TABLA V.1. Propiedades del suelo par aplicaciones en análisis de hincado.....	115
---	-----

CAPITULO VI

CAPITULO VII

TABLA VII.1. Características de los pilotes ensayados.....	126
TABLA VII.2. Resultados de los análisis CAPWAP.....	127



INTRODUCCION

CAPITULO I

INTRODUCCION

I.1. GENERALIDADES:

Como el proceso de hincado implica la falla del suelo, surgió la idea de utilizar los registros obtenidos durante el hincado para una estimación de las capacidades de carga de pilotes hincados.

En el pasado cuando los registros se limitaban a no determinar la penetración de un pilote en el suelo para un golpe de un martillo dado a una determinada altura de caída, o calculo de capacidades de carga basándose normalmente en la ley de la conservación de la energía, dando origen a conocidas “fórmulas dinámicas”.

Según CHELLIS (1961) Las fórmulas dinámicas consisten en igualar las capacidades de carga del pilote a la resistencia dinámica que ella misma ofrece durante el hincado. El principio de conservación de la energía establece, por lo tanto, que el peso del martillo multiplicado por la altura de caída se iguala a la resistencia dinámica de hincado multiplicada por la pendiente. Innumerables fórmulas dinámicas van desarrollándose e implementándose, logrando su mejor adaptación a realidades de fenómenos procurando cuantificar las pérdidas de energía.

También dijo que la utilización segura de una fórmula dinámica requiere que la rehincada después de un periodo de reposo, no revela una resistencia dinámica que difiera significativamente a la obtenida al final de la hincada. Algunas normas, citadas por aquel autor usan formulas dinámicas a suelos que presenten durante la rehincada después de 24 horas de reposo, un incremento de resistencia dinámica no superior a 25%.

AOKI (1975) señalo que las fórmulas dinámicas de hincado no deben ser utilizadas para determinadas capacidades de carga de pilotes, a no ser en el caso de suelos arenosos y no obstante con el uso de un factor experimental correcto. Para los suelos arcillosos estas formulas no deben ser empleadas. La tendencia actual de utilizarlas simplemente como elementos de control de uniformidad de ejecución.

Los resultados presentados por Souza Pinto, Massad y Zveibil en 1974 después de analizar pilotes de concreto en Sao Paulo concluye que la aplicación de fórmulas dinámicas son de baja confiabilidad por que tienen factores de seguridad que varían en intervalos relativamente amplios.

Smith en 1960 resalta un avance conceptual de la ecuación de onda en relación con las fórmulas dinámicas que trataban a las hincadas como impactos "newtoniano" entre dos cuerpos rígidos, mientras que la ecuación de onda propaga este efecto a lo largo del pilote.

La Norma Brasileña NBR en 1986 señala que los métodos dinámicos, fórmulas dinámicas y el uso de la ecuación de onda no debe ser usadas separadamente, en otras palabras, no separar el cálculo estático de una prueba de carga. La mejor aplicación de los métodos dinámicos, según la norma, y con la finalidad de garantizar la calidad (homogeneidad) de un hincado, en la observación los pilotes presentan un mismo comportamiento en el hincado, adaptando los métodos estáticos o pruebas de carga definidas a profundidades mínima a ser alcanzadas por los pilotes.

Esta norma hace mención a la pendiente final del hincado y aquella que debe ser determinada, después de algunos días de haber terminado el hincado, con el

objetivo de tener una idea de la variación de la resistencia del pilote a través del tiempo.

I.2. HISTORIA:

Un hincado de pilote es en realidad un problema de transmisión de ondas longitudinales que pueden ser resueltas, de modo general por la ecuación diferencial de onda. Cuando una perturbación alcance el extremo superior del pilote, ella es transmitida a lo largo de su longitud bajo la forma de ondas (desplazamiento, fuerza, tensión, etc.) vincule el alcance a la punta del pilote, sufriendo así los fenómenos de reflexión y refracción que dependen de las condiciones de contorno de las extremidades.

Conforme lo citado por TIMOSHENKO y GOODIER (1970), la ecuación de onda fue desarrollada por Saint Venant y Boussinesq por Volta en 1866 para el estudio de impacto en la extremidad de una barra.

SAMSOM et al (1963) relata que, abarca a algunos autores como ISAACS (1931) CITAN H. Moseley como precursor (conocidos en 1843 consideraba un hincado de pilotes como una aplicación especial de la teoría de impacto) a un consenso entre los asuntos investigados. ISAACS (1931) Apunta en la ocurrencia de ondas de tensión de un pilote durante su hincado. FOX (1932) publicó una solución de ecuación de onda aplicada al hincado de pilotes que de acuerdo con SMITH (1960), presenta una serie de simplificaciones, debido a la falta de disponibilidad de computadoras en la época, lo que compromete el resultado de la solución.

GLANVILLE et al (1938) citados por SAMSOM et al (1963), publicaron los resultados de extensos estudios matemáticos y experimentos, quienes consideraron la propagación de onda de tensión en el pilote.

CUMMINGS (1940), citado por SMITH (1960), además de publicado los estudios de GLANVILLE et al (1938), examinó las fórmulas dinámicas de hincado y concluyó que la teoría de ecuación de onda se constituía en un sustituto para las premisas cuestionables por las fórmulas dinámicas de hincado de pilotes.

NAKAO (1981) resalta que, aunque la matemática conceptúa la de propagación de onda fuesen bastante óptimas para condiciones de contorno simples, dejando atrás las condiciones reales de un hincado de pilotes. Este autor cita que en 1950 Smith presento una primera solución de ecuación de onda para analizar los desplazamientos de pilotes usando un modelo simple para la simulación del sistema de martillo-pilote y suelo.

SMITH (1955) analizó un caso de elementos estructurales esbeltos sometidos a un impacto y el comportamiento del amortiguador. Y fue también en este mismo trabajo que SMITH desarrollo las fórmulas básicas que describe la transmisión de onda de tensión a lo largo del pilote.

El marco de desarrollo de la aplicación de la ecuación de onda del hincado dinámico de pilotes se toco en 1960 con Smith. Smith (1960) adapto la teoría de ecuación de onda de una manera bastante realista y consistente con las condiciones encontradas en un hincado de pilote. Ese trabajo fue considerado como una referencia básica que describe el comportamiento del pilote durante el hincado. SMITH (1960) presenta tanto los fundamentos del método, como también un análisis detallado de simulaciones de martillo, capacidad, fuste y amortiguador que el pilote genera al suelo. Smith (1960) no usa directamente la ecuación diferencial de onda, porque esta exigiría funciones analíticas para expresar las condiciones de contorno que son difíciles de ser establecidas en la práctica. Este autor utiliza una ecuación aproximada expresa sobre la forma de diferencias finitas, a través de una simulación física del fenómeno de propagación de ondas longitudinales a lo largo del pilote durante su hincado.

Diversas investigaciones se seguirán, concentrándose principalmente en el desarrollo de parámetros requeridos para el análisis.

La gran ventaja del método de la ecuación de onda como viene siendo empleada, cuando no se ajusta, todavía de instrumentación, consiste la posibilidad de que procede a estudios paramétricos, permitiendo evaluar las influencias de cada parámetro tanto en calidad como también en cantidad, por ejemplo: analizar los equipos y accesorios del hincado, las propiedades del pilote que hace en el suelo, la

capacidad de carga del pilote, etc. Las dificultades en la época de una instrumentación adecuada que permite obtener los parámetros necesarios y la incierta cantidad del comportamiento real del suelo durante el hincado ciertamente contribuirán para la no difusión del método de SMITH (1960) en la práctica de ingeniería de fundaciones.

Con el continuo desarrollo que ha alcanzado la electrónica en los últimos veinte años, se hizo posible la medida de una serie de parámetros que permitirán un gran avance y perfeccionar los métodos de análisis. Con base en un trabajo conjunto de ingenieros geotécnicos y electrónicos, es posible desenvolverse un equipamiento conocido como "Análisis del Hincado del Pilote" (RAUSCHE et al, 1971, BERIGEN et al, 1980, GOBLE, 1986) o un analizador de Hincado de pilotes, que permite proceder a una "Prueba Dinámica de Pilotes". La calidad y confiabilidad de los transductores de deformación ("Fuerza-gauges"), acelerómetros y equipamientos de registros de señales se muestran adecuadas sobre condiciones muy severas de campo. Como consecuencia un hincado de pilote, modernamente, envuelve cada vez mas una instrumentación, permitiendo una economía considerable a costas de servicios de instalación de los pilotes (BERINGEN et al, 1980).

Los datos de la fuerza en función del tiempo o la velocidad en función del tiempo, obtenidos en la cima del pilote durante la instrumentación, son muy valiosos para un análisis para la ecuación de onda, una vez que esos registros pueden ser utilizados como datos de entrada del programa. De esta forma gran número de incertidumbres asociadas a una simulación de sistema martillo-pilote puede ser eliminado (COYLE et al, 1977).

En la practica de la ingeniería de fundaciones, y muy común en los primeros controles realizados en una obra dejan elementos para confrontar la eficiencia de equipamiento de hincado, bien como dos parámetros utilizados tanto en la simulación de sistemas martillo-pilote, como en la simulación del sistema pilote-suelo referidos a la simulación de hincado para los restantes pilotes de la obra y realizado con un grado de confiabilidad cada vez mayor.

Una gran cantidad de registros de fuerza y aceleración obtenidos durante el hincado y rehincado de pilotes en un programa extenso de investigación desarrollado por el Instituto de Tecnología- posibilita la implementación de dos casos de métodos: CAPWAP que se presentan prometiéndolo en temas de su utilización en el proyecto de control de ejecución de fundaciones (GOBLE et al, 1980).

Un caso particular de estructuras en mar abierto, la difusión de esta técnica se debe principalmente a la inviabilidad económica realizado por las pruebas de carga de nuestras formas convencionales, fase de grandes dimensiones de pilotes "costanero" y, por lo tanto las elevadas cargas requeridas para el sistema de reacción. (NIYAMA, 1983).

Paralelamente los avances alcanzados, en los últimos años, en el desarrollo de transductores y equipos de registros de señales, algunas tentativas también han hecho en el sentido de perfeccionar el modelo de suelo propuesto por SMITH (1960).

La representación del suelo propuesto por SMITH (1960), con factores obtenidos empíricamente, presentan una serie de limitaciones teóricas que serán analizadas posteriormente.

HOLEYMAN (1984): Propone un modelo de comportamiento no-lineal de resistencia de la punta del pilote durante una hincada. Las características de carga estática en fundación de la deformación del suelo sobre la base del pilote y de un término adicional de resistencia atribuido a velocidades de penetración son obtenidos en base al ensayo del cono (CPT). Un modelo propuesto sustituye al semi-espacio debajo de la base por un sólido equivalente, que consiste en un tronco de cono, y que permite una separación de los amortiguadores geométricos, histerético y viscoso.

SIMONS (1985) presenta un modelo para el análisis similar al de SMITH (1960), donde una constante de resorte y el coeficiente de (reducción ó amortiguación) del suelo son establecidos empíricamente, pero con base a la teoría de elastodinámica con la aplicación de la analogía de Lymer (LYSMER e RICHART, 1966).

NGUYEN (1987) presenta un modelo que se basa en el mismo enfoque de SMITH (1960), pero para el cual todos los parámetros de suelo pueden ser evaluados directamente en base a la mecánica de suelos convencional y a la dinámica de los suelos.

HOLEYMAN (1984), SIMONS (1985) Y NGUYEN (1987) resaltan que los modelos propuestos (todos unidimensionales) se muestran siempre más consistentes, en relación con lo anterior, cuando comparados con los registros de monitoreo realizados o cuando son confrontados por el método de los elementos finitos.

I.3. OBJETIVO Y ORGANIZACIÓN DE LA TESIS:

La presente tesis tiene como objetivos propuestos:

- i.- Analizar los principales modelos de comportamiento geológico del suelo que se presentan como alternativas del modelo tradicional desarrollado por SMITH (1960).
- ii.- Implementar un modelo considerado más adecuado (SIMONS, 1985) en un programa ya existente.
- iii.- Discutir el método de análisis tipo CAPWAP, con el propio modelo de SMITH (1960), tomando como base los registros de monitoreo efectuadas en los pilotes de un proyecto de fundación de pilotes desarrollados en la Ciudad de Iquitos-Perú
- iv.- Comparar los resultados de retroanálisis hechas con los modelos de SMITH (1960) Y De Simón (1985).

La presente tesis contiene 8 capítulos.

Después de la introducción (CAPITULO I), aborda en el capítulo II los fundamentos del análisis de hincado de pilotes. Este capítulo incluye una solución de la ecuación diferencial de onda, una descripción del método numérico propuesto por SMITH (1960), así como ilustra también una notación simplificada introducida por JANSZ et al (1976), descrita y enfatizada por NIYAMA (1983).

En el capítulo III enfoca las principales aplicaciones de las mediciones dinámicas, incluyendo una deducción y consideraciones prácticas de la utilización de los métodos CASE y CAPWAP.

En el capítulo IV presenta una revisión sobre la resistencia cortante del suelo con carga Dinámica.

En el capítulo V se presenta el detalle de la evolución de los modelos de Suelo para Análisis Unidimensional del hincado de pilotes. Son descritos los principales modelos que sucedieron en SMITH (1960) los cuales semejan a los de HOLEYMAN (1984), SIMONS (1985) Y NGUYEN (1987).

En el capítulo VI se hace una descripción breve de las pruebas dinámicas para los Suelos.

En el capítulo VII describe una aplicación del Análisis Dinámico de Pilotes en un Proyecto de fundación, Desarrollado en la ciudad de Iquitos – Perú, aplicando el método CASE - CAPWAP



FUNDAMENTOS DEL ANALISIS DEL HINCADO DE PILOTES

CAPITULO II

FUNDAMENTOS DEL ANÁLISIS DEL HINCADO DEL PILOTE

II.1. PROPAGACIÓN DE ONDAS LONGITUDINALES EN BARRAS UNIFORMES:

Semeja a una Barra de una sección transversal A , módulo de elasticidad E y una masa específica. Considerando un elemento dx de la barra, FIGURA II.1 como las tensiones que atan en sus lados son, respectivamente, y los desplazamientos son:

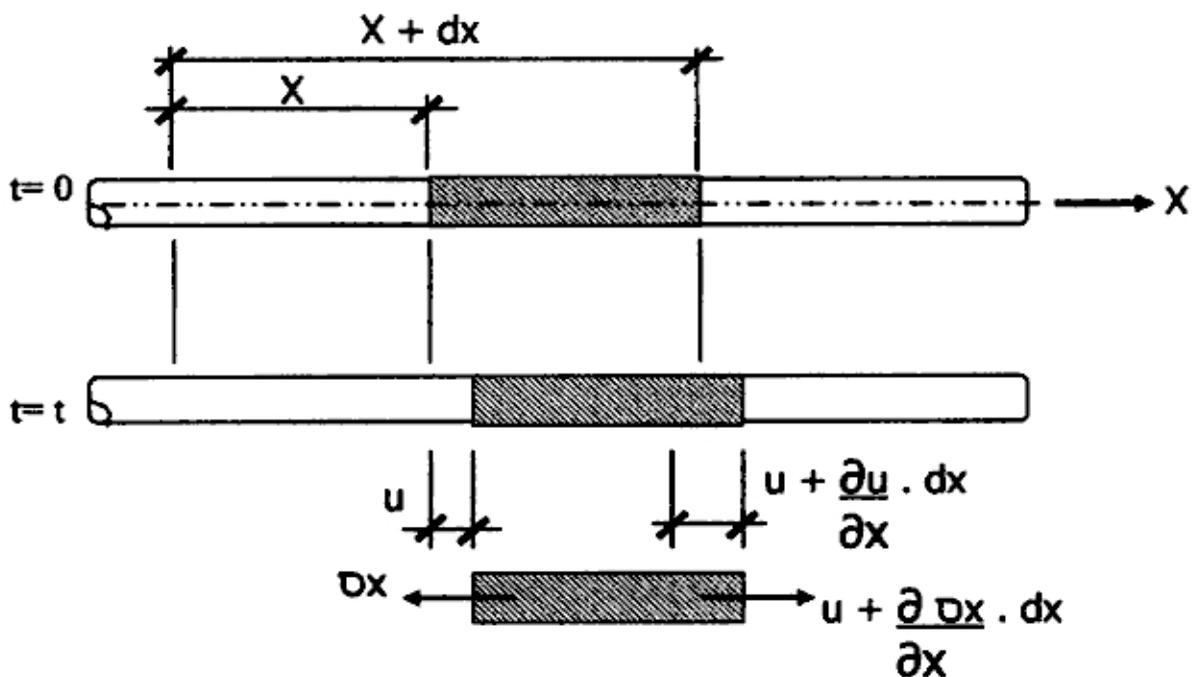


FIGURA II.1 Tensiones y desplazamiento de la Barra (TIMOSHENKO y GOODIER, 1970)

El desarrollo que se sigue para obtener básicamente de TIMOSHENKO y GOODIER (1970).

Considerándose que el equilibrio en la dirección X, y aplicándose la segunda Ley de Newton, tenemos:

$$A \frac{(\partial \sigma_x)}{\partial x} . dx = A dx \rho \frac{(\partial^2 u)}{\partial t^2}$$

Y:

$$\frac{(\partial \sigma_x)}{\partial x} = \rho \frac{(\partial^2 u)}{\partial t^2} \dots\dots\dots (II.1)$$

La tensión σ_x puede ser escrita como: $\sigma_x = E \frac{(\partial u)}{\partial x}$

Luego: $\frac{(\partial \sigma_x)}{\partial x} = E \frac{(\partial^2 u)}{\partial x^2} \dots\dots\dots (II.2)$

La Ecuación de Movimiento será (igualándose II.1 y II.2)

$$\frac{(\partial^2 u)}{\partial t^2} = C^2 \frac{(\partial^2 u)}{\partial x^2} \dots\dots\dots (II.3)$$

Siendo $C = \frac{\sqrt{E}}{\rho}$ a velocidades de propagación de onda en la barra.

Una ecuación diferencial parcial lineal de segunda orden (II.3) y conocida como la ecuación de onda.

Las primeras tentativas de solución de la ecuación de onda, de acuerdo con FIGUEIREDO (1977), fueron hechas por D'ALEMBERT (1747), EULER (1748) Y BERNOULLIU (1753), D'ALEMBERT (1747) Y EULER (1748) llegaron incluso de que la solución debía ser de la forma:

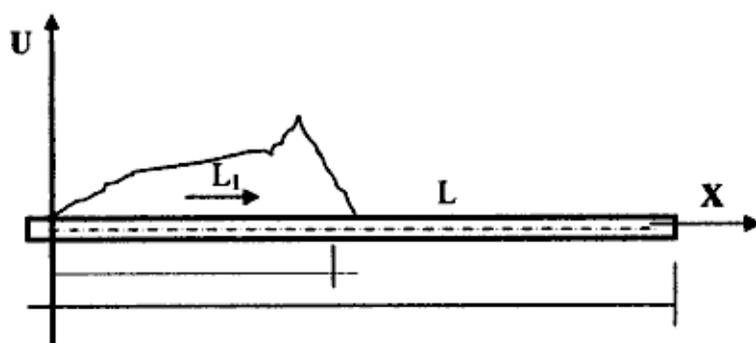
$$u = f(x - ct) + g(x + ct) \dots\dots\dots (II.4)$$

Segundo FIGUEIREDO (1977) y WYLIE (1951) esta solución fue conocida como solución de D'ALEMBERT.

Como funciones f y g representan dos ondas de desplazamiento propagándose en sentidos contrarios, con velocidad c .

La naturaleza del mecanismo de propagación de onda puede ser más fácilmente entendida considerando a la onda incidente. FIGURA II.2. En dos intervalos de tiempo distintos: $T = 0$ y $T = \Delta t$.

a) $t=0$



b) $t=\Delta t$.

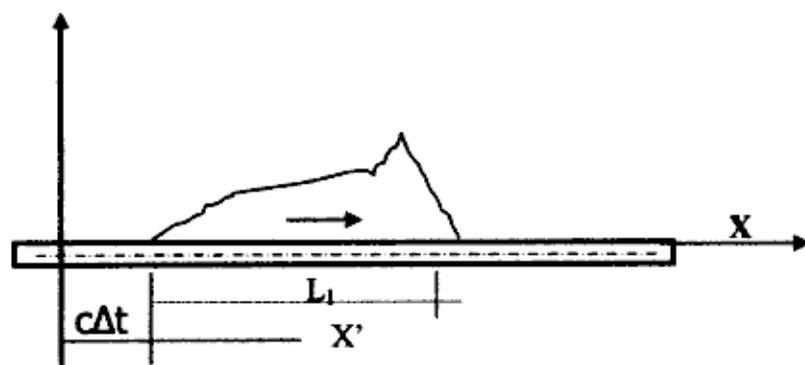


FIGURA II.2. Propagación de la onda en un intervalo de tiempo Δt (CLOUGH y Penzien, 1975).

Si una nueva variable de posición X' , $X' = X - c\Delta t$, es considerada, entonces $f(X - c\Delta t) = f(X')$ y la forma de onda relativa a una variable X' en la FIGURA II.2d y la misma que se da en la FIGURA II.2a. La onda solamente avanza a una distancia $c\Delta t$ durante un intervalo de tiempo Δt . sin ningún cambio de forma; a velocidades de propagación c , por lo tanto, c .

A partir de la solución (II.4) de la ecuación diferencial se llega también, como funciones de fuerza y velocidad de partícula.

$$\begin{aligned}
 F &= -EA \frac{\partial u}{\partial x} = -EA \left[\frac{\partial f(x-ct)}{\partial x} + \frac{\partial g(x+ct)}{\partial x} \right] = \\
 &= -EA \left[\frac{\partial f(x-ct)}{\partial(x-ct)} \cdot \frac{\partial(x-ct)}{\partial x} + \frac{\partial g(x+ct)}{\partial(x+ct)} \cdot \frac{\partial(x+ct)}{\partial x} \right] = \\
 &= -EA \left[\frac{df(x-ct)}{d(x-ct)} + \frac{dg(x+ct)}{d(x+ct)} \right] \dots\dots\dots(II.5)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 v &= \frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial f(x-ct)}{\partial t} + \frac{\partial g(x+ct)}{\partial t} = \\
 &= \frac{\partial f(x-ct)}{\partial(x-ct)} \cdot \frac{\partial(x-ct)}{\partial t} + \frac{\partial g(x+ct)}{\partial(x+ct)} \cdot \frac{\partial(x+ct)}{\partial t} = \\
 &= C \frac{df(x-ct)}{d(x-ct)} + C \frac{dg(x+ct)}{d(x+ct)} \dots\dots\dots(II.6)
 \end{aligned}$$

Considere ahora un pulso de tensión uniforme distribuida aplicada inesperadamente en la parte izquierda de la barra (FIGURA II.3).

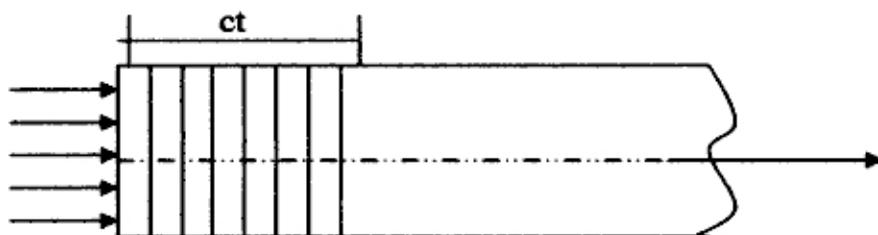


FIGURA II.3.- Propagación de la tensión de compresión uniforme aplicada a un lado de la barra (TIMOSHENKO y GOODIER, 1970).

La velocidad de propagación de onda C no debe ser confundida con la velocidad de la partícula de la zona comprimida. Las velocidades de la partícula y obtenida considerándose que la región comprimida corresponde a una área achurada de la FIGURA II.3 sobre un corte igual a (TIMOSHENKO y GOODIER, 1970).

$$v = \sigma \frac{c}{E} \dots\dots\dots(\text{II.7})$$

La FIGURA II.4 ilustra también un procedimiento simple que muestra la proporcionalidad entre la velocidad de la partícula y la velocidad de propagación de onda.

Tenemos las siguientes relaciones (ver FIGURA II.4):

$$c = \frac{\Delta x}{\Delta t} \dots\dots\dots(\text{II.8})$$

$$t = \frac{\Delta u}{\Delta x} \dots\dots\dots(\text{II.9})$$

$$v = \frac{\Delta u}{\Delta t} \dots\dots\dots(\text{II.10})$$

$$a = \frac{\Delta v}{\Delta t} \dots\dots\dots(\text{II.11})$$

Resulta consecuentemente que:

$$t = \frac{v}{C} \dots\dots\dots(\text{II.12})$$

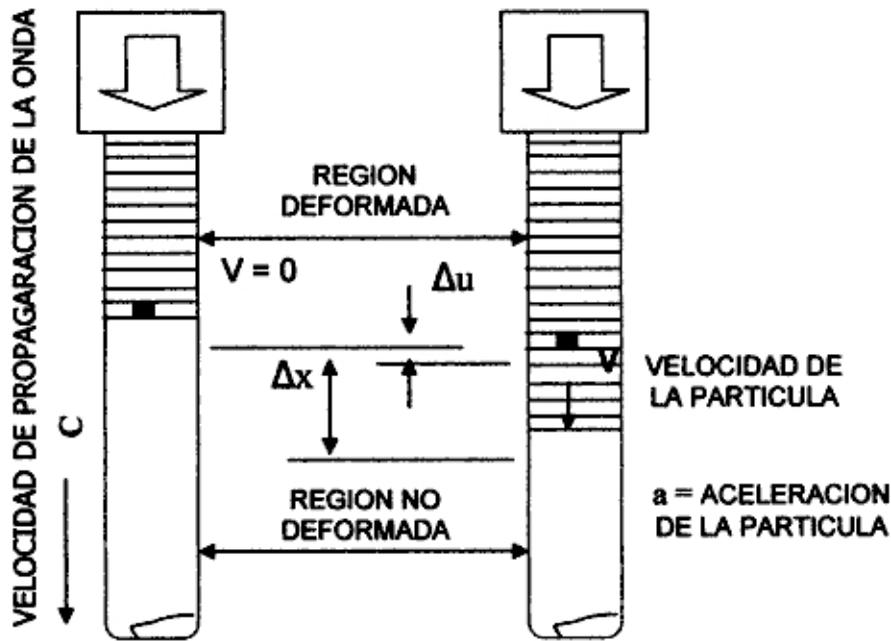


FIGURA II.4. Determinación de la proporcionalidad entre velocidad de la partícula y la velocidad de propagación de la onda (GOBLE, 1986).

Siendo A el área de sección transversal del pilote y E el módulo de elasticidad del material del pilote, tenemos que:

$$F = \frac{EA}{c} v \quad \dots\dots\dots(\text{II.13})$$

Existe por lo tanto proporcionalidad entre la fuerza F y la velocidad v cuando la onda de tensión se propaga a una dirección del pilote.

Aplicándose la segunda Ley de Newton, $F = ma$, en el periodo de compresión Δx , indicado en la FIGURA II.4, GOBLE (1986), obteniéndose:

$$F = \rho A \Delta x \frac{\Delta v}{\Delta t} \quad \dots\dots\dots (\text{II.14})$$

Siendo ρ la masa específica del material del pilote.

$$\frac{EA}{C} v = \frac{EA}{\Delta x / \Delta t} v \quad \dots\dots\dots (\text{II.15})$$

Y:

$$\rho A \Delta x \frac{\Delta v}{\Delta t} = \rho A \Delta x \left(\frac{v - v_0}{\Delta t} \right) \quad \dots\dots\dots(\text{II.16})$$

Como inicialmente el elemento del pilote se encuentra en reposo $v_o = 0$, tenemos de (II.15) y (II.16) que:

$$\left(\frac{\Delta x}{\Delta t} \right)^2 = \frac{E}{\rho}$$

Luego ver la expresión II.8 tenemos que:

$$C = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \dots\dots\dots (II.17)$$

Concluyéndose que la velocidad de propagación de la onda C y una constante que depende apenas de las propiedades del material del pilote.

El factor de proporcionalidad entre la fuerza y la velocidad (ver expresión II.13) y comúnmente denominado de impedancia Z del pilote:

$$F = Z v \dots\dots\dots (II.18)$$

y consecuentemente,

$$Z = \frac{EA}{c} \dots\dots\dots (II.19)$$

La velocidad de propagación de la onda C puede ser obtenida también por la aplicación de la ecuación a cantidades de movimiento. Inicialmente, la distancia del ancho de la barra se encuentra en reposo. Después un intervalo de tiempo t del adquiere una velocidad v y una cantidad de movimiento $AC \Delta t \rho v$. Igualándose a la variación de la cantidad de movimiento del impulso. Tenemos

$$AC \Delta t \rho v = A \sigma \Delta t$$

O sea: $\sigma = C \rho v \dots\dots\dots (II.20)$

De (II.7) y (II.20), se obtiene la velocidad de Propagación de la onda:

$$C = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \dots\dots\dots (II.21)$$

La velocidad de la partícula será:

$$v = \frac{\sigma}{\sqrt{\rho E}} \dots\dots\dots (II.22)$$

Observándose que, en cuanto la velocidad de propagación de la onda C es independiente del valor de la tensión aplicada (depende apenas de las propiedades del medio). La velocidad de la partícula es proporcional a la tensión σ .

TIMOSHENKO y GOODIER (1970) resaltan todavía que la energía total de la onda, igual al trabajo realizado por la fuerza $A \sigma$ actuando sobre una distancia $(\sigma/E) c t$, o es, $A c t \sigma^2 / E$, y el método debido a la energía cinética $(1/2 A c t \sigma v^2 = A c t \sigma^2 / 2 E)$ y el método deriva de la energía de deformación:

$$(A c t \sigma^2 / 2 E)$$

Como se ha comentado anteriormente, la ecuación de onda (II.3) y lineal, en suma también será una solución, este es válido al principio de superposición. Si dos ondas caminan en sentidos opuestos se superponen, como tensiones y velocidades de partícula resultantes son obtenidas por superposición.

Sea una onda de compresión caminando a lo largo del sentido X positivo de la barra y una onda de tracción con el mismo comprimento de onda y una misma magnitud caminando en sentido opuesto (FIGURA II.5a).

Cuando las ondas se superponen, las tensiones se anulan en la región de la barra donde ocurre la superposición física sometida a un campo de tensiones nulas. Al mismo tiempo a velocidad de partícula en esta región de la barra y con una inclinación igual a $2v$. Después la superposición de las ondas retorna a su forma original, como se muestra en la FIGURA II.5 (b). En la sección transversal mn la tensión sería siempre nula. Esta sección puede ser considerada como una extremidad libre de una barra (FIGURA II.5(c)).

Comparándose las FIGURAS II.5(a) y II.5 (b), se puede concluir que en caso de una extremidad libre una onda de compresión es reflejada como una onda de tensión y viceversa.

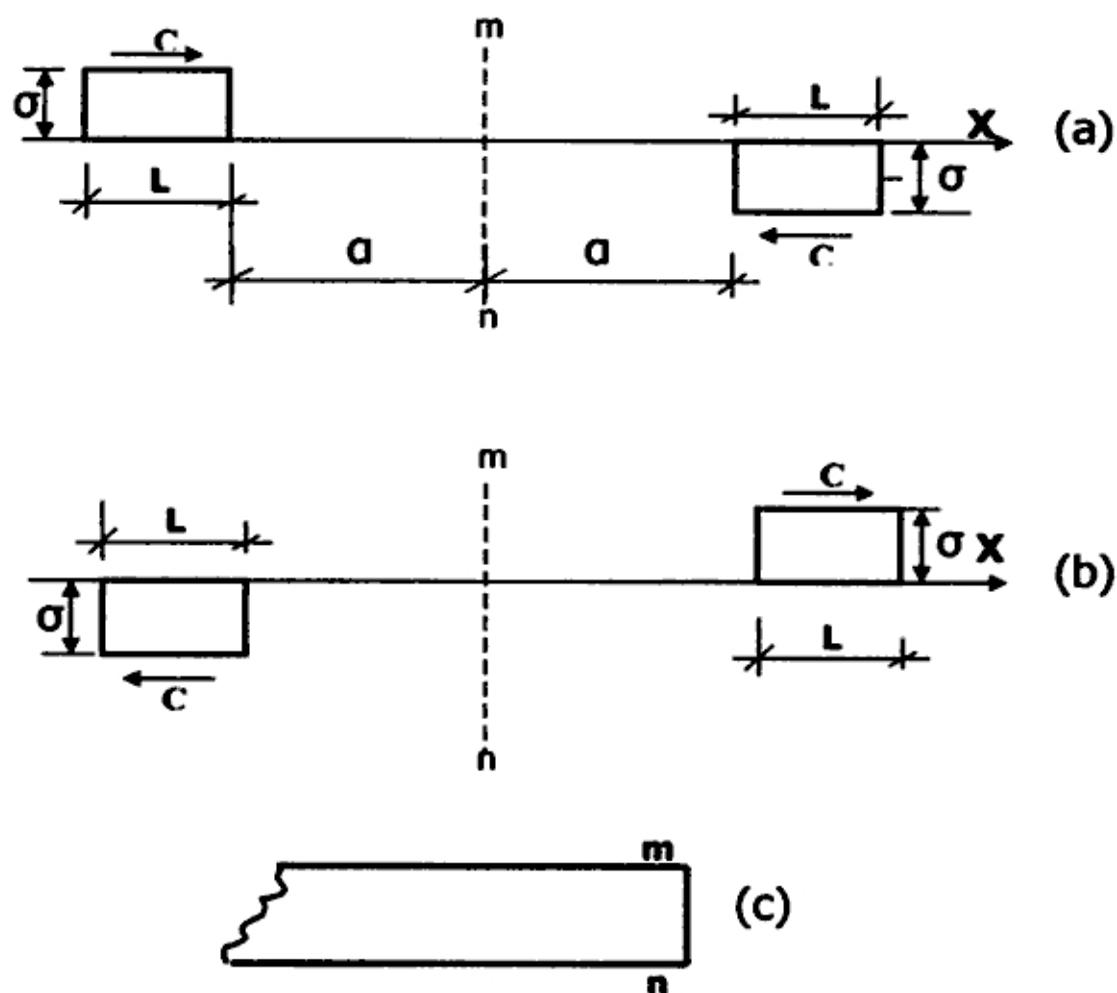


FIGURA II.5: Ondas de Tracción y compresión caminando en sentidos opuestos (TIMOSHENKO y GOODIER, 1970).

Cuando dos ondas de compresión idénticas caminando en sentidos opuestos se superponen, las tensiones serán dobladas y la velocidad de la partícula en la distancia de superposición será nula (FIGURA II.6). En la sección transversal mn las velocidades serán siempre nulas.

Esta sección permanecerá indeslocable durante el transporte de las ondas, pudiendo ser considerada como una extremidad firme. Comparándose las FIGURAS II.6(a) y II.6(b), se concluye que una onda es reflejada en una extremidad firme sin sufrir alteraciones.

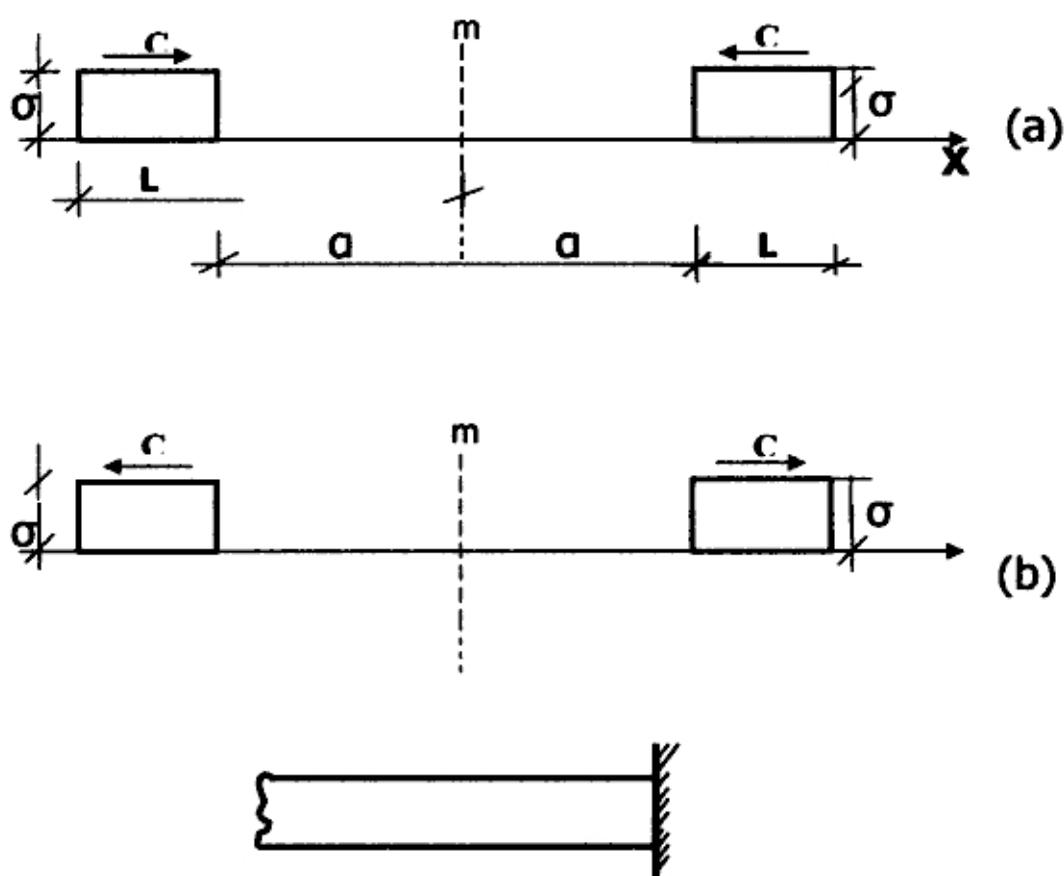
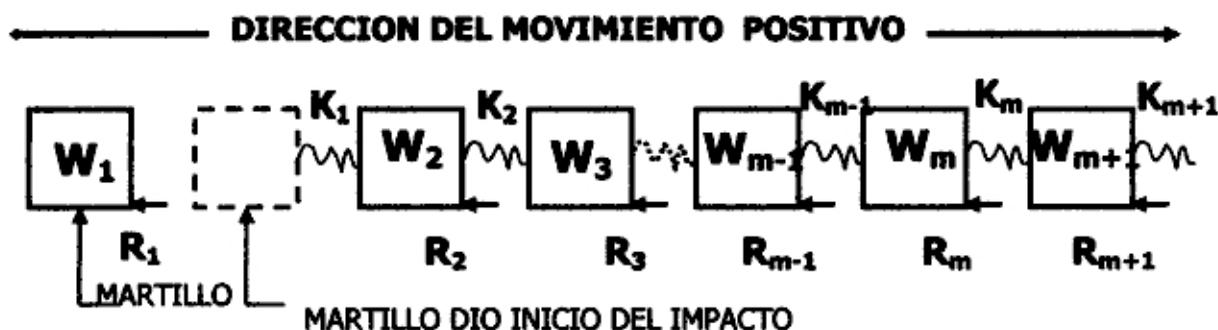


FIGURA II.6. Ondas de compresión caminando en sentidos opuestos (TIMOSHENKO e GOODIER, 1970).

II.2. MÉTODO NUMÉRICO PROPUESTO POR SMITH:

Las ecuaciones básicas del método de Smith fueron desarrollados en el trabajo publicado en 1955. En el trabajo el autor menciona que un método numérico propuesto podría ser aplicado a otros problemas, como por ejemplo en la composición de series, además del hincado de pilotes.

Segundo SMITH (1955), el objeto (u objetos) haciendo parte de acción son representados como una serie de pesos concentrados, separados por resortes sin pesos, tal como se muestra en la FIGURA II.7



K : Rigidez del amortiguador
 R : Resistencia
 W: Peso

FIGURA II.7: Representación del modelo de SMITH (1955).

El tiempo durante el cual la acción ocurre y dividido en pequeños intervalos, adaptados a la naturaleza del problema. Los intervalos deben ser lo suficientemente pequeños para que los errores sean despreciables, para que pueda ser asumido que todas las velocidades, fuerzas y desplazamientos sean constantes en cada intervalo.

El cálculo numérico se da paso a paso, siendo calculadas en cada intervalo de tiempo sucesivo con 5 variables D_m , C_m , F_m , Z_m , e V_m , definidas como:

- D_m : Desplazamiento del peso m medido en relación a la posición inicial.
- C_m : Compresión del amortiguador m .
- F_m : Fuerza ejercida por el amortiguador m .
- Z_m : Fuerza resultante actuante en el peso m .
- V_m : Velocidad del peso m .

Las 5 variables anteriormente mencionadas arriba se refieren a un intervalo de tiempo n cualquiera:

En Smith (1955): Como además también en el trabajo clásico de SMITH (1960), la anotación usada por el autor fue de letras mayúsculas para un intervalo dado n , y letras minúsculas para un intervalo anterior $n-1$. En el presente trabajo consideramos mas conveniente utilizarse una notación semejante al de SAMSON et al (1963), en

$$D_m^n, C_m^n, F_m^n, Z_m^n e V_m^n$$

que dos índices son usados, uno para asignar a la masa (o peso) y otro para el intervalo de tiempo. Así mismo, las variables D_m , C_m , F_m , Z_m , e V_m , anteriormente definidas y correspondientes a un intervalo de tiempo n , pasan a ser escritas

O desarrollando las fórmulas básicas y simples, en primer lugar se estableció que D_m^n es igual a D_m^{n-1} agregado al desplazamiento adquirido durante un intervalo de tiempo de valor Δt , tomado simplemente como $V_m^{n-1} \cdot \Delta t$. Ou semejante a:

$$D_m^n = D_m^{n-1} + V_m^{n-1} \cdot \Delta t \quad \dots\dots\dots(\text{II.23})$$

En la expresión (II.23) los valores de D_m^{n-1} , V_m^{n-1} e Δt son datos iniciales o fueron calculados previamente.

La expresión para determinar C_m^n y obtenida a partir de la observación de la FIGURA II.8. donde son representadas en líneas trazadas como posiciones iniciales de los pesos m y $m+1$, y en líneas llenas de sus posiciones en intervalo n .

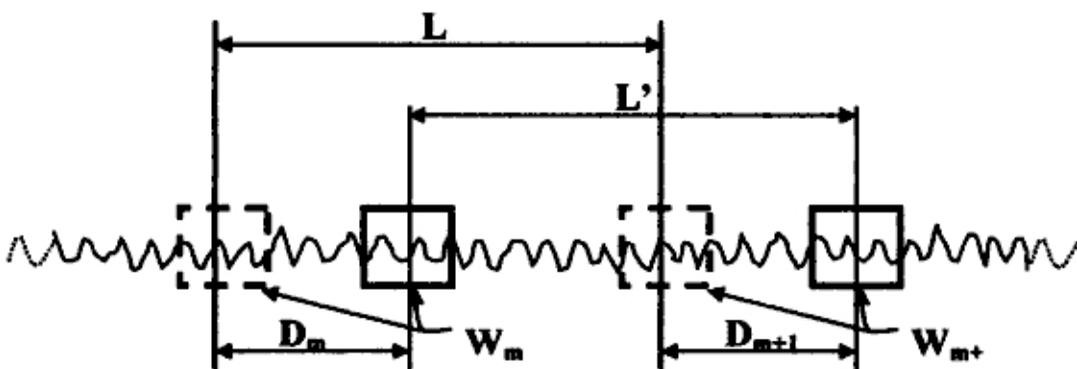


FIGURA II.8. Determinación de la compresión C_m^n de la masa m .

La compresión inicial de la masa m y l , en cuanto su comprimiendo final y l' , luego:

$$C_m^n = l - l'$$

Más:

$$l + D_{m+1}^n = D_m^n - l'$$

Luego:

$$C_m^n = D_m^n - D_{m+1}^n \quad \dots\dots\dots(\text{II.24})$$

Tenemos por lo tanto la expresión para la fuerza

$$F_m^n = C_m^n \cdot K_m \quad \dots\dots\dots(\text{II.25})$$

Observándose en la FIGURA II.7 que el peso m sufre una acción de las masas $m-1$ y m es de la fuerza externa o resistencia R_m . Luego la fuerza resultante actuante sobre el peso m es:

$$Z_m^n = F_{m-1}^n - F_m^n - R_m \quad \dots\dots\dots (II.26)$$

La Velocidad V_m^n es igual a la velocidad V_m^{n-1} agregándose un incremento adquirido en un intervalo Δt , puede ser obtenido a partir de la segunda ley de Newton, o sea:

$$Z_m^n = \frac{w_m}{g} \cdot \frac{\Delta v}{\Delta t}$$

Siendo g la aceleración de la gravedad,

Luego tenemos que:

$$v_m^n = v_m^{n-1} + Z_m^n \Delta t \frac{g}{w_m} \quad \dots\dots\dots (II.27)$$

Esta velocidad resultará un nuevo desplazamiento D_m^{n+1} en el intervalo de tiempo siguiente y el ciclo se repite para cada elemento, cada intervalo de tiempo, hace que todas las velocidades se anulen o cambien de sentido.

Las expresiones (II.23) a (II.27) constituyen las ecuaciones básicas del método de Smith. Smith (1955) presenta todavía algunos ejemplos ilustrativos de la aplicación del método.

Posteriormente, en el trabajo que se torno clásico SMITH (1960). Comenta que la combinación de las ecuaciones básicas del método puede resultar una ecuación que también puede ser obtenida por la formulación de la ecuación diferencial de onda (con resistencia incluida) en diferencias finitas. Esta ecuación:

$$D_m^n = 2D_m^{n-1} - D_m^{n-2} + \frac{g \cdot \Delta t^2}{w_m} \left[(D_{m-1}^{n-1} - D_m^{n-1}) K_{m-1} - (D_m^{n-1} - D_{m+1}^{n-1}) K_m - R_m \right] \quad \dots\dots\dots (II.28)$$

NOTA: El trabajo de SMITH (1960) fue republicado en 1962, en las transacciones de ASCE. De allí citado por muchos autores a SMITH (1962) y no lo de Smith (1960).

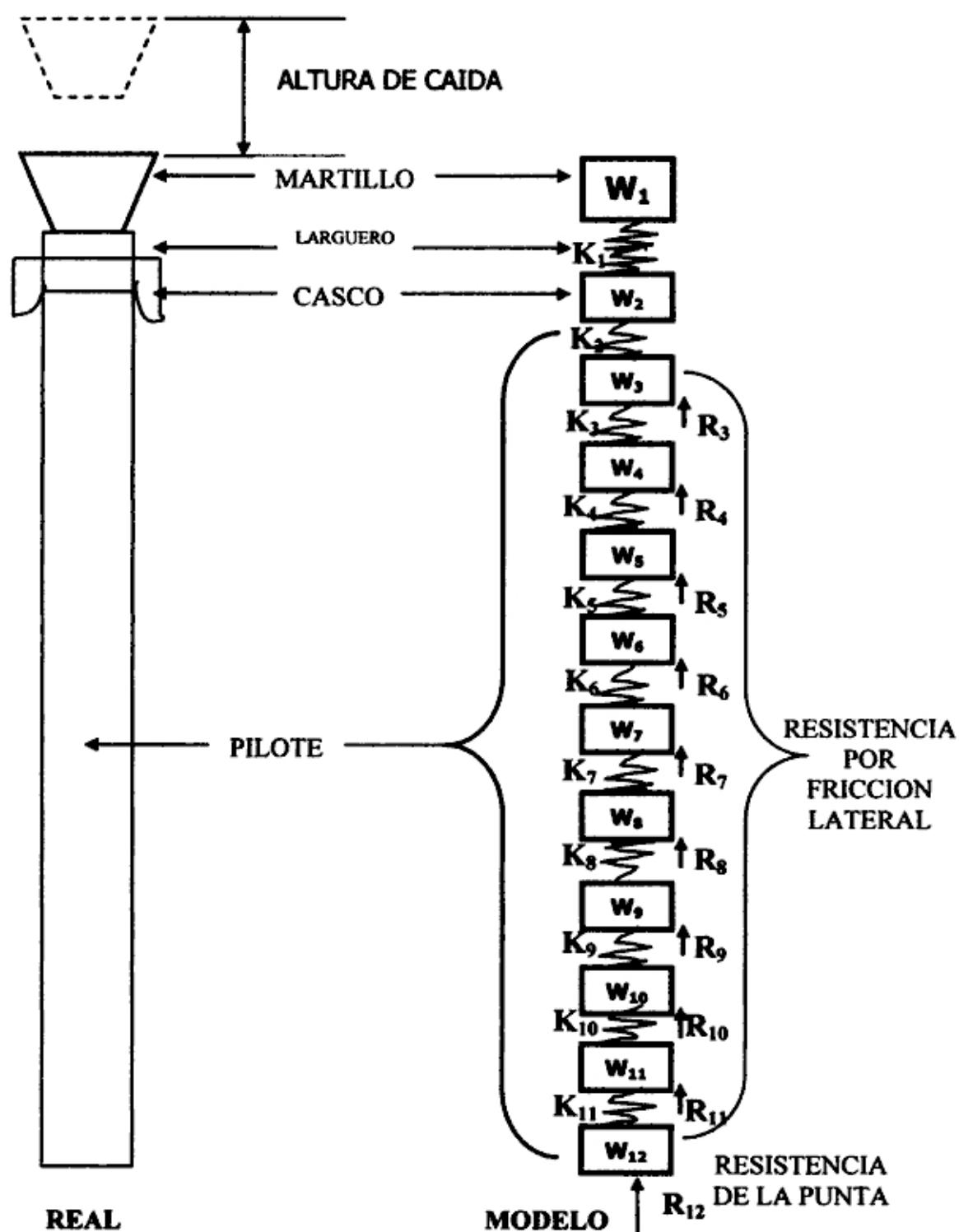


FIGURA II.9 Representación del pilote por el modelo de Smith (1960).

En SMITH (1960): De hecho un perfeccionamiento del método tornándose específico para el caso de los pilotes. Algunas de las principales consideraciones del método son presentadas en (ver todavía FIGURA II.9).

Como normalmente la capacidad del pilote son objetos cortos, pesados y rígidos, se acostumbra usar para el efecto de análisis, simulados por pesos individuales sin elasticidad.

La longitud y el amortiguador son representados por las masas sin peso, pudiendo tener o no un comportamiento elástico. En el último caso, el el diagrama sumido y representado en la FIGURA II.10.

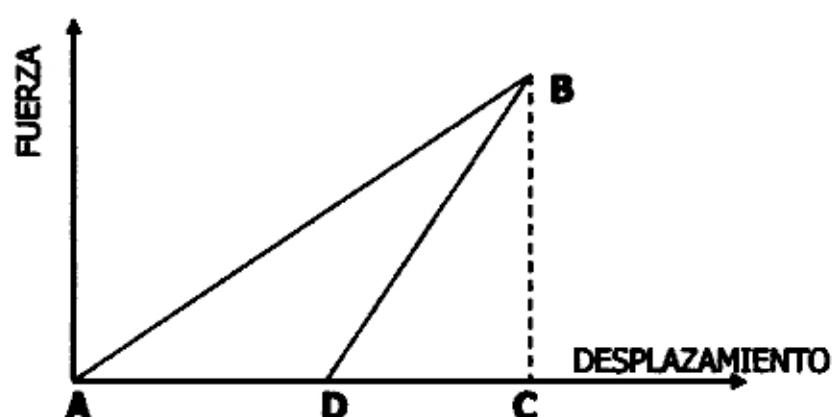


FIGURA II.10: Diagrama fuerza-desplazamiento para el larguero y el amortiguador (SMITH, 1960).

SMITH (1960) utiliza un concepto de coeficiente de restitución, notado como e , definido como (ver FIGURA II.10).

$$e^2 = \frac{\text{Área BCD}}{\text{Área ABC}} = \frac{\text{Energía que retorna al sistema}}{\text{Energía proporcionada del sistema}}$$

En relación con el suelo, tanto la resistencia de la punta como la resistencia por el roce lateral, (VER FIGURA II.9) posee una porción estática y otra dinámica.

La porción estática es admitida como elastoplástica conforme puede ser observado en la FIGURA II.11.

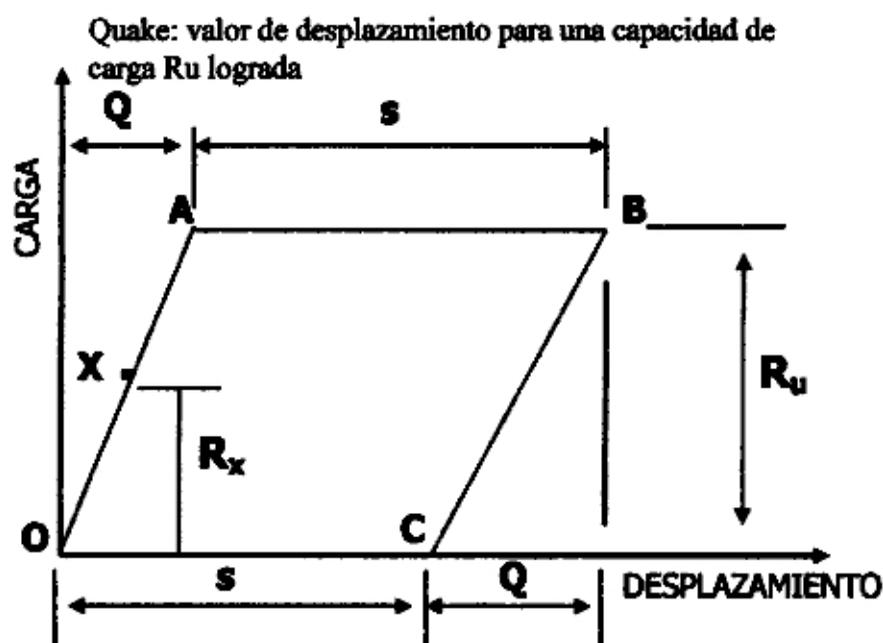
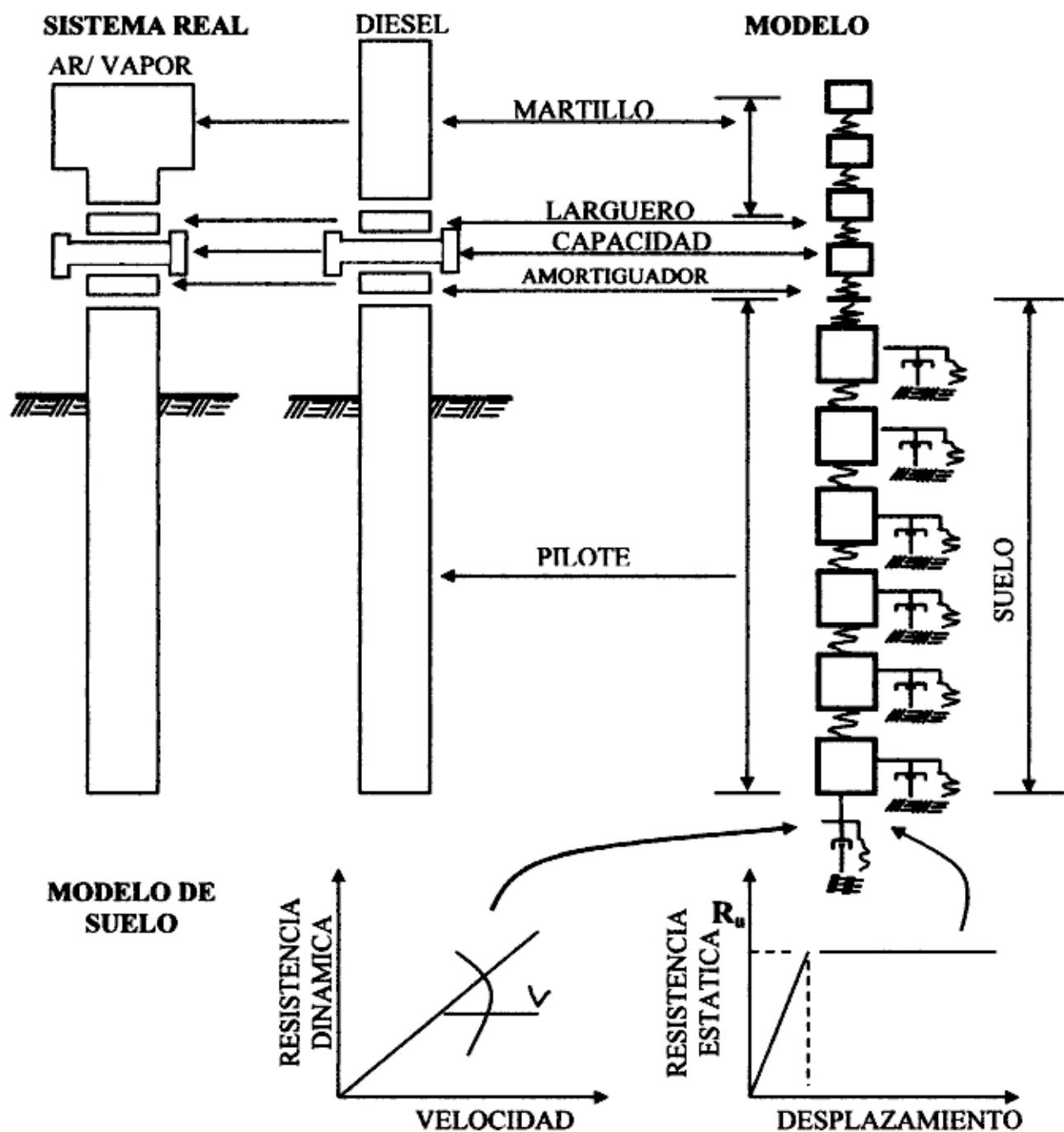


FIGURA II.11 Diagrama carga-desplazamiento adaptado para el suelo en la punta (SMITH 1960).

La magnitud Q (representa en la FIGURA II.11). Denominada "quake", define al desplazamiento para el cual la capacidad de carga estática R_u lograda. El valor de Q es en general asumido como es 2.5 mm, tanto para la punta como para la fricción lateral, independiente de la naturaleza del suelo.

La parte dinámica de la naturaleza viscosa, es admitida como proporcional a la velocidad del elemento del pilote de la resistencia estática. La constante de proporcionalidad, denominada constante de reducción, es anotada J_p para la punta $J_p = 0.49$ s/m y $J_l = 0.16$ s/m.



RESISTENCIA TOTAL:

$$R_D = \frac{R_u}{Q} \left(1 + J \frac{\delta u}{\delta t} \right) \cdot u \quad \text{PARA } u < Q$$

$$R_D = R_u \left(1 + J \frac{\delta u}{\delta t} \right) \quad \text{PARA } u \geq Q$$

FIGURA II.12: Representación de GOBLE (1986) para el modelo de Smith (1960)

En el trabajo de SMITH (1960) son proveídas las rutinas para la aplicación del método en todos sus detalles, también como ejemplos de aplicación.

Comentarios críticos sobre el modelo de comportamiento del suelo adaptado por SMITH 1960 son mencionados en capítulos que siguen. Vale señalar que este autor ya comentaba sobre las facilidades de adaptación del método a nuevos modelos que sugieren a partir de la instrumentación a nuevas investigaciones.

II.3. ENFOQUE SIMPLIFICADO:

El enfoque simplificado, conocido como solución de impedancia ("impedance solution"), acompaña las ondas descendentes y ascendentes que caminan a lo largo del pilote, modificándolas en función de las condiciones del contorno que incluyen las resistencias del suelo y los cambios de la sección transversal del pilote. Este enfoque, según BERIGNEN et al (1980), fue introducido por JANSZ et al (1976), y la opinión del autor del presente trabajo, permite una mejor visualización de los movimientos y mayor facilidad en la comprensión del fenómeno. El enfoque simplificado es nada más que el método de las características, siendo exacto en el caso lineal. NIYAMA (1983) dio un gran énfasis a este tema en su tesis.

La solución de impedancia incorpora una notación simplificada para las ondas descendentes y ascendentes, por medio de flechas indicativas del sentido de propagación de la onda a lo largo del pilote.

La solución de ecuación de onda (II.4) y escrita también como:

$$(x, t) = f(x - ct) + g(x + ct) = u \downarrow + u \uparrow \dots\dots\dots(II.30)$$

Las ecuaciones (II.5) y (II.6) también pueden ser escritas a través de la notación simplificada.

$$F = F \downarrow + F \uparrow \dots\dots\dots(II.31)$$

$$v = v \downarrow + v \uparrow \dots\dots\dots(II.32)$$

Se puede demostrar que, juntamente con las expresiones (II.5) y (II.18),

$$F \downarrow = Zv \downarrow \quad \dots\dots\dots (II.33)$$

y

$$F \uparrow = -Zv \uparrow \quad \dots\dots\dots (II.34)$$

Así mismo tenemos que:

$$F = F \downarrow + F \uparrow = Z(v \downarrow - v \uparrow) \quad \dots\dots\dots (II.35)$$

$$v = v \downarrow + v \uparrow = \frac{1}{Z}(F \downarrow - F \uparrow) \quad \dots\dots\dots (II.36)$$

Conforme a lo dicho por NIYAMA (1983), por ocasión de la instrumentación solo se obtiene los valores totales, es la fuerza, la velocidad (ver capítulo III). Sin embargo, las ondas ascendentes (u originadas de la reflexión) y que conducen información de los efectos externos e internos, se hacen, que provoquen justamente estas reflexiones (condiciones de contorno del problema). Nuevos acuerdo de las expresiones de arriba son necesarios para el conocimiento, separadamente las amplitudes de las ondas descendentes y ascendentes, como se muestra a continuación:

$$F = F \downarrow + F \uparrow \Rightarrow F \uparrow = F - F \downarrow$$

$$v = \frac{1}{Z}(F \downarrow - F \uparrow) \Rightarrow v = \frac{1}{Z}(2F \downarrow - F)$$

$$vZ = 2F \downarrow - F$$

Luego:

$$F \downarrow = \frac{F + Zv}{2} \quad \dots\dots\dots (II.37)$$

$$F \uparrow = F - F \downarrow = F - \frac{F + Zv}{2}$$

Luego:

$$F \uparrow = \frac{F - Zv}{2} \quad \dots\dots\dots (II.38)$$

Está implícita nuestra ecuación, la idea básica de la técnica de instrumentación durante el hincada del pilote.

Como se ha referido anteriormente, las ondas ascendentes originadas por la reflexión pueden ser vistas como son formadas para posibilitar el cumplimiento de las condiciones de contorno, tales como resistencia de la punta, fricción lateral y la variación de la impedancia del pilote (CLOUGH y PENZIEN, 1975).

Las FIGURAS que muestran, las fuerzas indicadas a la izquierda representan aquellas existentes antes del contacto con la discontinuidad (variación del área, presencia de la resistencia, etc.), y la derecha aquellas después del contacto (JANS et al, 1976, BERINGEN et al, 1980, NIYAMA, 1983).

II.3.1. Pilote con punta libre:

En este caso la resistencia de la punta del pilote es nula $R_P = 0$ (FIGURA II.13), ósea:

$$R_P = F = 0$$

$$F \downarrow + F \uparrow = 0$$

$$\text{Luego } F \uparrow = -F \downarrow$$

$$v = v \downarrow + v \uparrow = \frac{F \downarrow}{z} + \left(-\frac{F \downarrow}{z} \right) = \frac{2F \downarrow}{z}$$

Luego:

$$v = 2v \downarrow$$

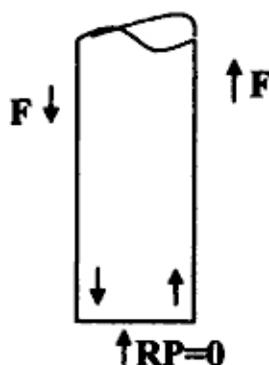


FIGURA II.13. Pilote con punta libre (BERINGEN et al, 1980, NIYAMA, 1983)

Concluyéndose, de esta forma que conforme ya se visto anteriormente (ver arriba la FIGURA II.5), que la onda de compresión llegando en el lado inferior del pilote se refleje como onda de tracción e, para mantener el equilibrio, el lado del pilote se acelera de nuevo y la velocidad se refleja con la misma señal, duplicando la amplitud de onda incidente (NIYAMA, 1983).

Conviene resaltar que la superposición ocurre apenas durante un intervalo de tiempo correspondiente a la duración del pulso.

II.3.2. Pilote con Punta Fija:

En este caso, el desplazamiento de la punta e, consecuentemente, la velocidad son siempre nulos (FIGURA II.14).

Tenemos por lo tanto que:

$$v = v \downarrow + v \uparrow = 0$$

Luego: $v \uparrow = -v \downarrow$

$$\left(\frac{-F \uparrow}{z} \right) = \frac{-F \downarrow}{z} \quad \text{ó} \quad F \uparrow = F \downarrow$$

Por lo tanto: $F = F \downarrow + F \uparrow = 2F \downarrow$

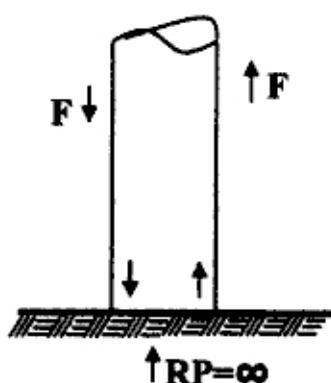


FIGURA II.14: Pilote con punta fija (BERINGEN et al, 1980, NIYAMA, 1983).

De esta forma, la onda descendente, y de compresión llega a la punta reflexionándose también como onda de compresión a velocidades reflejándose con una señal opuesta, anulándose en este lado: el pilote “repica”.

II.3.3 Pilote con Resistencia de Punta Finita:

En este caso tenemos que (FIGURA II.15):

$$RP = F \downarrow + F \uparrow$$

Por lo tanto $F \uparrow = RP - F \downarrow$

$$y \quad v \uparrow = -\frac{1}{z} F \uparrow = -\frac{1}{z} (RP - F \downarrow)$$

$$\text{Luego: } v = v \downarrow + v \uparrow = -\frac{1}{z} F \downarrow - \frac{1}{z} (RP - F \downarrow) = \frac{(2F \downarrow - RP)}{z}$$

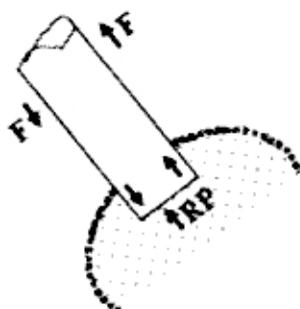


FIGURA II.15 Punta con la resistencia finita (BERINGEN et al, 1980, NIYAMA, 1983).

De esta forma, la velocidad en la punta puede ser calculada u explicitada en función de la amplitud de la fuerza incidente, la resistencia de la punta y la impedancia del pilote (BERINGEN, et al, 19980, NIYAMA, 1983).

II.3.4 Pilote con Fricción Lateral:

Considerándose el equilibrio en la sección punteada, tenemos (FIGURA II.16).

$$F_1 \downarrow + F_1 \uparrow = F_2 \downarrow + F_2 + RA \quad \dots\dots\dots(II.39)$$

Siendo RA la resistencia por fricción lateral.

Y, todavía:

$$v_1 \downarrow + v_1 \uparrow = v_2 \downarrow + v_2 \uparrow$$

$$\frac{F_1 \downarrow}{z_1} + \left(-\frac{F_1 \uparrow}{z_1} \right) = \frac{F_2 \downarrow}{z_2} + \left(-\frac{F_2 \uparrow}{z_2} \right)$$

Más: $z_1 = z_2$, Luego: $F_1 \downarrow - F_1 \uparrow = F_2 \downarrow + F_2 \uparrow$

De esta forma: $F_1 \downarrow - F_2 \downarrow = F_1 \uparrow - F_2 \uparrow$

Y de (II.39), viene:

$$F_1 \downarrow - F_2 \downarrow = -F_1 \uparrow - F_2 \uparrow + RA$$

$$F_1 \downarrow + F_1 \uparrow = F_2 \downarrow + F_2 \uparrow + RA$$

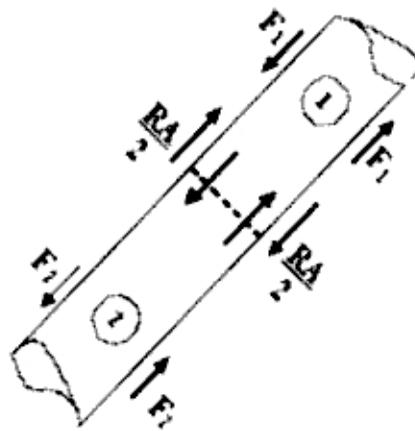


FIGURA II.16 Fricción Lateral (JANSZ et al, 1976, BERINGEN et al, 1980, NIYAMA, 1983)

Igualándose las dos expresiones de arriba se obtiene.

$$F_1 \uparrow - F_2 \uparrow = -F_1 \uparrow + F_2 \uparrow + RA$$

$$2F_1 \uparrow = 2F_2 \uparrow + RA$$

Luego:

$$F_1 \uparrow = F_2 \uparrow + RA/2$$

De la misma forma:

$$F_2 \downarrow = F_1 \downarrow - RA/2$$

Concluyéndose que la amplitud de la fuerza descendente y reducida por el método del valor de la resistencia de fricción lateral, Por otro lado, la amplitud de la fuerza reflejada y aumentada el mismo valor. Esto se aplica en el caso del pilote cuando esta con velocidad positivo, o sea, en un movimiento para (*bajo o corto*). Caso contrario, la señal de la resistencia RA será invertido (JANZ et al, 1976, BERINGEN et al, 1980, NIYAMA, 1983).

II.3.5 Pilote con cambio de Impedancia:

Considerándose que el equilibrio de la sección punteada, se tiene (FIGURA II.17).

$$F_1 \downarrow + F_1 \uparrow = F_2 \downarrow + F_2 \uparrow$$

Y arriba como $v_1 = v_2$

$$\frac{F_1 \downarrow}{z_1} + \left(- \frac{F_1 \uparrow}{z_1} \right) = \frac{F_2 \downarrow}{z_2} + \left(- \frac{F_2 \uparrow}{z_2} \right)$$

Combinándose en las dos expresiones, resulta:

$$F_1 \downarrow = \frac{-z_1 + z_2}{z_1 + z_2} F_1 \downarrow + \left(\frac{2z_1}{z_1 + z_2} \right) F_2 \uparrow$$

y

$$F_2 \downarrow = \frac{z_1 - z_2}{z_1 + z_2} F_2 \uparrow + \left(\frac{2z_1}{z_1 + z_2} \right) F_1 \downarrow$$

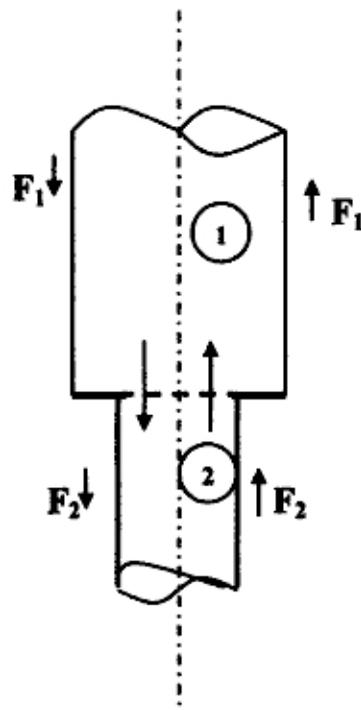


FIGURA IL.17: Pilote con cambio de impedancia (JANSZ et al, 1976. BERINGEN et al, 1980. NIYAMA, 1983)

Se concluye que después del cambio de impedancia, a una amplitud de fuerza y resultante de superposición de ondas incidentes, reflejadas (JANSZ et al, 1976, BERINGEN et al, 1980, NIYAMA, 1983)

III



**APLICACIONES DE LAS
MEDICIONES DINAMICAS**

CAPITULO III

APLICACIONES DE LAS MEDICIONES DINAMICAS

III.1. INTRODUCCIÓN:

La primeras tentativas de procedimientos de mediciones dinámicas durante el hincado de pilotes, conforme es citada por GOBLE et al, (1980), fue realizada por GLANVILLE et al (1938). Las medidas de fuerza fueron hechas a través de la utilización de transductores de deformación piezoeléctricos en pilotes de concreto, registradas en un osciloscopio.

En 1960 también se inició un gran proyecto de investigación conducido por el Departamento de Pilotes de Rodagen de Michigan (HOUSEL, 1965, conforme es citado por GOBLE et al (1980) resaltan que, aunque el proyecto Michigan no había producido un gran volumen de datos útiles, su importancia fue notable en razón del suceso de las mediciones de aquella época.

Un programa mas extenso de mediciones de ondas de tensiones en pilotes fue iniciado en el Instituto tecnológico de Case (“Caso Instituto de Tecnología”, ahora “Caso Occidental Reserva de Universidad”), en 1964 (GOBLE et al, 1980): Técnicas y equipamientos de medidas fueron desarrolladas en los estudios teóricos realizados.

GOBLE et al (1967, 1968, 1970, 1975) describen un resumen de sus investigaciones realizadas, bien como una investigación de los equipos de medidas. Con el mejoramiento continuo e intenso de la electrónica, los equipos evolucionan rápidamente.

Las principales aplicaciones de las mediciones dinámicas son mencionados por GOBLE et al (1980):

- i). Evaluación de la capacidad de carga del pilote.
- ii). Verificación de la integridad del pilote.
- iii). Determinación de las tensiones del pilote durante el hincado
- iv). Determinación de la eficiencia del sistema de hincado.

III.2. EL MÉTODO CASE:

Para el diagrama de trayectoria de las ondas incidentes reflejadas mostradas en la FIGURA III.1. a referencia inicial de la escala de tiempo y considerada como el instante en que la onda descendente pasa por el nivel de instrumentación.

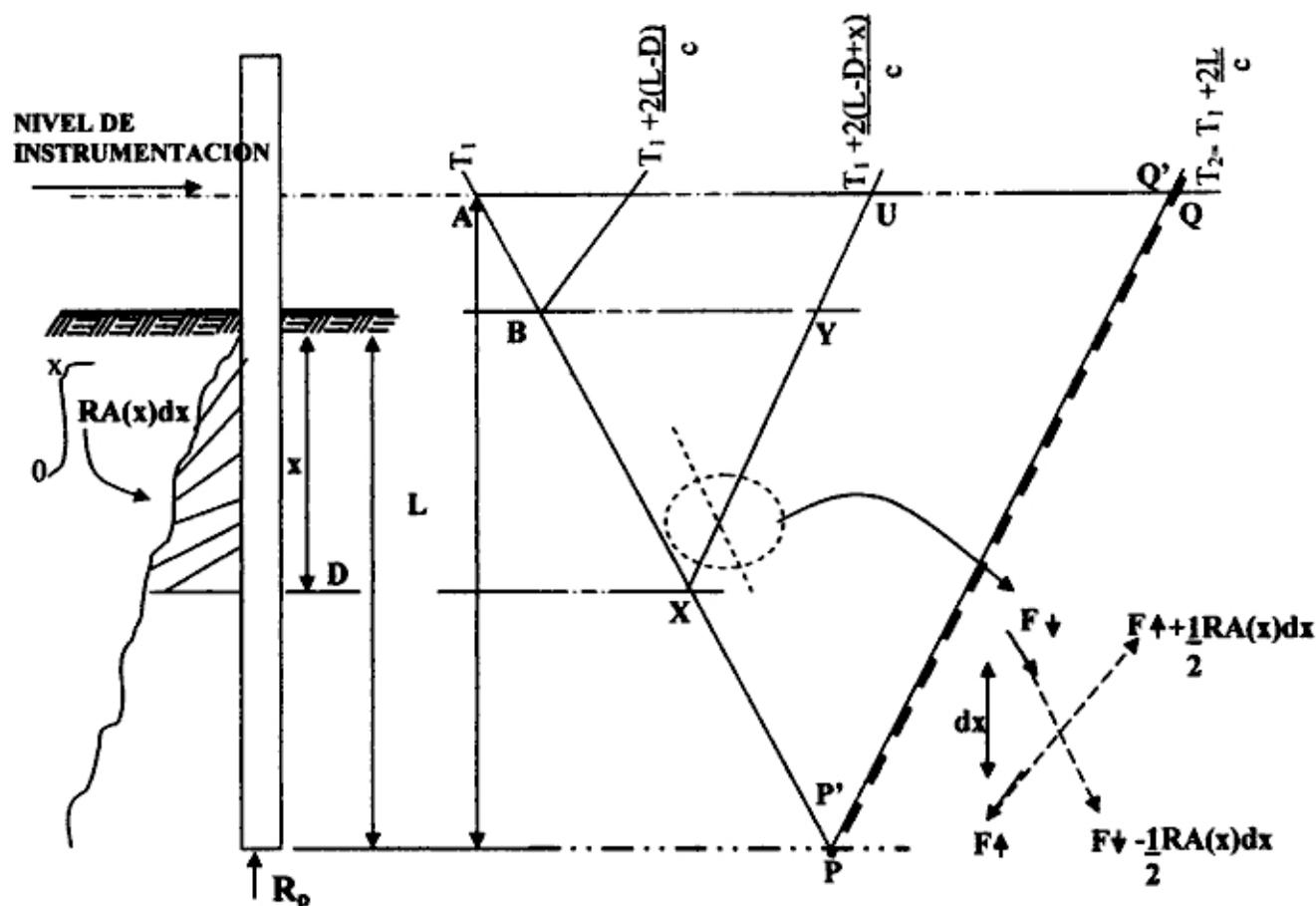


FIGURA III.1. Diagrama de trayectoria de las ondas (JANSZ et al, 1976, BERINGEN et al, 1980, NIYAMA, 1983)

La onda descendente viajando a una distancia dx , tenemos su amplitud reducida a $1/2RA(x)dx$, en cuanto la onda ascendente tenemos un incremento del mismo valor, siendo $RA(x)$ la fricción lateral unitaria actuando en el segmento dx del pilote (JANSZ et al, 1976). Ver arriba ítem II.3.4.

La FIGURA III.1 se observa que la influencia del suelo empieza a manifestarse en el instante $2(L-D)/c$, como la llegada de las primeras reflexiones.

La amplitud de la onda ascendente en la trayectoria XY y aumentada en:

$$F_x \uparrow \text{ para } F_y \uparrow = F_x \uparrow + \frac{1}{2} \int_0^x RA(x) dx$$

Siendo el punto X alcanzado por la primera onda descendente, tenemos que:

$$F_x \uparrow = 0, \text{ luego } F_y \uparrow = 1/2 \int_0^x RA(x) dx$$

De esta forma para la trayectoria P'Q'(P' siendo una posición inmediatamente en la cima de la punta) en el caso de la primera onda descendente, tenemos:

$$F_Q \uparrow = 1/2 \sum RA \quad \dots\dots\dots(III.1)$$

Siendo:

$$\sum RA = \int_0^p RA(x) dx$$

En el instante siguiente, la onda se refleja en la punta e, de acuerdo con el ítem II.3.3 tenemos que:

$$F_p \uparrow = RP - F_p \downarrow$$

$$\text{Como } F_p \downarrow = F_A \downarrow - 1/2 \sum RA \quad , \text{ luego:}$$

$$F_p \uparrow = RP - F_A \downarrow + 1/2 \sum RA$$

Como en la trayectoria PQ hay un incremento de $1/2 \Sigma$, tenemos:

$$F_Q \uparrow = F_p \uparrow + 1/2 \sum RA = RP + \sum RA - F_A \downarrow$$

$$\text{O: } F_A \downarrow + F_Q \uparrow = RP + \sum RA \quad \dots\dots\dots(III.2)$$

La expresión (III.2) puede ser escrita en la forma general, recordando la expresión:

$$F \downarrow = (F + Zv) / 2 \dots(II.37) \text{ y } F \uparrow = (F - Zv) / 2 \dots(II.38)$$

Y que en tres ondas incidentes al alcance al punto A, nivel de instrumentación, en el instante t_1 en cuanto la onda reflejada en Q y registrada en el nivel de instrumentación en $t_2 = t_1 + 2l/c$.

$$\frac{F_{i1} + z v_{i1}}{2} + \frac{F_{i2} - z v_{i2}}{2} = RP + \sum RA \quad \dots\dots\dots(III.3)$$

O

$$RT = RP + \sum RA = \frac{1}{2} \{ (F_{i1} + F_{i2}) + z(v_{i1} + v_{i2}) \} \dots\dots\dots(III.4)$$

La ecuación de arriba es la expresión básica del ensayo dinámico del pilote, método CASE, mostrando, explícitamente, que la resistencia total RT, agregar a la fricción lateral ΣRA y la resistencia de punta EP, puede ser determinada a través de los registros totales de fuerza y velocidades medidos en la cabeza del pilote, durante el movimiento de la onda.

Considerándose un registro continuo en el tiempo de la fuerza y velocidad en un punto del pilote junto a la cabeza (nivel de instrumentación), o el resultado sería un par de curvas como se presenta en la FIGURA III.2 (GOBLE et al, 1980, NIYAMA, 1983).

Las curvas de fuerza y velocidad mantienen una proporcionalidad a través de la impedancia, hasta llegar las ondas reflejadas a cada una de las singularidades, en el caso presentan por la fricción lateral unitarios. Las resistencias del suelo causan ondas de compresión moviéndose para la cima. Estas ondas de compresión aumentan la fuerza de la cabeza del pilote y disminuyen la velocidad. Las dos curvas entran, comienzan a moverse y la distancia entre ellas, medida en vertical, será la suma de las dos fricciones lateral hasta una determinada posición X. De Hecho al recordar que la onda reflejada $F_y \uparrow$, después del punto X para ser alcanzado por la primera onda incidente, e igual a

$1/2 \int RA(x)dx$ o $1/2 \sum RA_x$. Con cierta experiencia y posible, entonces, para evaluarse la porción de resistencia por la fricción lateral durante el hincado a través de la interpretación de estos registros (GRAVARE et al, 1980, NIYAMA, 1983).

La expresión (III.4) es conocida como la formula expedita de Case.*.

La porción dinámica de la resistencia es considerada, de forma simplificada, como proporcional a la velocidad de la punta del pilote, V_p , de la sgte. Forma:

$$RD = J_c \frac{EA}{c} V_p \quad \dots\dots\dots (III.5)$$

Siendo J_c una constante de amortiguamiento.

NOTA: Los idealizadores del método de Case utilizaron simbología distinta a la empleada en esta tesis, la cual semeja:

RT: Resistencia total dinámica.

RD: Porción dinámica de la resistencia total.

RS: Porción estática de la resistencia total.

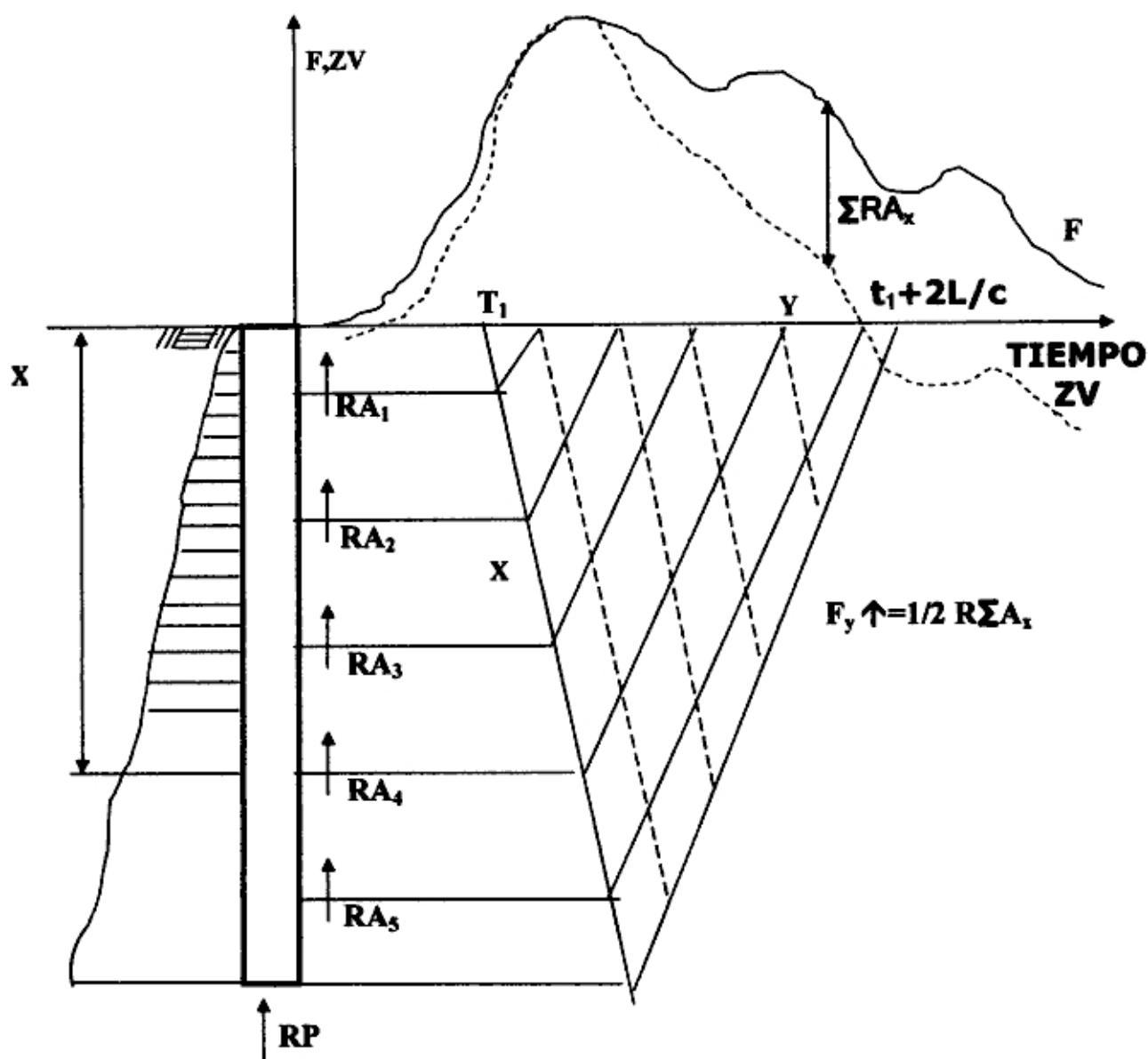


FIGURA III.2. Registro Típico de las curvas de fuerza y velocidad (multiplicada por la impedancia) para un golpe (NIYAMA 1983).

- F = Curva de fuerza
- ZV= Curva velocidad por impedancia
- RA= Fricción Lateral Unitario
- $\Sigma^i RA$ = Fricción Lateral Total.
- RP= Resistencia de la Punta.

Asimismo Llegándose a:

$$V_p = \left\{ 2 \left[\frac{F_{t1} + z v_{t1}}{2} - \frac{1}{2} \sum RA \right] - RP \right\} \cdot \frac{1}{z}$$

$$V_p = \left\{ [F_{t1} + z v_{t1}] - \sum RA - RP \right\} \cdot \frac{1}{z}$$

$$V_p = \left\{ [F_{t1} + z v_{t1}] - RT \right\} \cdot \frac{1}{z}$$

Si en el instante t_1 son las ondas ascendentes provenientes de reflexiones, existe la proporcionalidades entre la fuerza y velocidad de la partícula ($F=zv$). Pudiéndose entonces escribir:

$$V_p = 2 v_{t1} - \frac{RT}{z} = 2 v_{t1} - \frac{C}{EA} \cdot RT \quad \dots\dots\dots (III.6)$$

Sustituyéndose la expresión (III.6) en (III.5), tenemos:

$$\text{ó: } RD = J_c \left(2 \frac{EA}{C} v_{t1} - RT \right) \quad \dots\dots\dots (III.7)$$

$$RD = J_c (2 F_{t1} - RT) \quad \dots\dots\dots (III.8)$$

La resistencia estática puede, entonces, ser obtenida como la diferencia entre la resistencia total y la dinámica.

$$RS = RT - J_c (2 F_{t1} - RT) \quad \dots\dots\dots(III.9)$$

La constante de amortiguamiento de Case, J_c , depende del tipo de suelo. De acuerdo con RAUSCHE et al (1985), un gran número de análisis de distribución de resistencias por el método CAPWAP (ver ítem III.3) muestra que la aserción de amortiguamiento concentrado en la punta del pilote es bastante razonable.

De esta forma, RAUSCHE et al (1985) propusieron la lista de valores de J_c , representadas en la tabla III.1.

Tabla III.1.- Valores de J_c sugeridos por RAUSCHE et al (1985).

TIPO DE SUELO	LISTA DE VALORES DE J_c	VALOR SUGERIDO DE J_c OBTENIDO POR CORRELACIÓN
Arena	0.05 – 0.20	0.05
Arena limosa	0.15 – 0.30	0.15
Limo arenoso Limo	0.20 – 0.45	0.30
Arcilla limosa y Limo arcilloso	0.40 – 0.70	0.55
Arcilla	0.60 – 1.10	1.10

RAUSCHE et al (1985) resaltan en su trabajo (ver expresión III.5) que en los casos en que la velocidad de la punta es mucho mas pequeña o el valor de la resistencia estática R_S y aproximadamente igual al de la resistencia total R_T y es prácticamente independiente de la selección del valor de J_c . Lo contrario, en el caso de el hincado es mucho más fácil, la velocidad de la punta del pilote es muy alta y, por lo tanto, el valor calculado de la capacidad de la carga estática tornándose muy sensible al valor escogido J_c .

Los autores resaltan que la expresión (III.4) proporciona la resistencia total de penetración del pilote habiendo sido obtenido con base a las premisas de que la sección transversal del pilote y constante, o el comportamiento del pilote y la elasticidad lineal, simplemente tensiones axiales son impuestas en el pilote, la resistencia del suelo y del tipo rígido plástico, siendo movida simultáneamente a lo largo de todo el pilote.

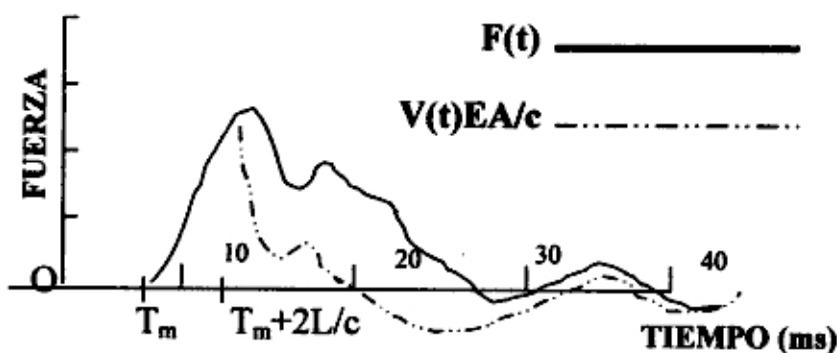
1. La capacidad de carga no es totalmente movilizada en el instante $t_1 + 2l/c$

En este error es usualmente evitado por la selección de un tiempo t_1 correspondiente en el instante en que ocurre o el primer pico de velocidad. Por lo tanto si la curva de la resistencia total contra t_1 escogido, observándose que esta curva tiene un valor máximo en el instante t_m que corresponde al primer pico de velocidad (FIGURA III.3).

Generalmente se utiliza, la aplicación del método CASE, o el instante asociado en el primer pico de fuerza de velocidad para la definición de t_1 . Vale señalar que el pulso de tensión aplicado a la cabeza del pilote no es uniforme, representado en verdad un tren de ondas con un pico bien caracterizado.

Conviene también llamar la atención que la capacidad de carga es obtenida sustrayéndose la resistencia total al hincado del pilote a la porción de la resistencia dinámica. Para la deducción de esta, en el pasaje de la expresión (III.7) para la (III.8), fue admitido que en el instante t_1 no son ondas provenientes de reflexiones y, por lo tanto, existe la proporcionalidad entre la fuerza y velocidad de la partícula.

(a) FUERZA Y VELOCIDAD MEDIDAS



(b) RESISTENCIA DE PENETRACIÓN

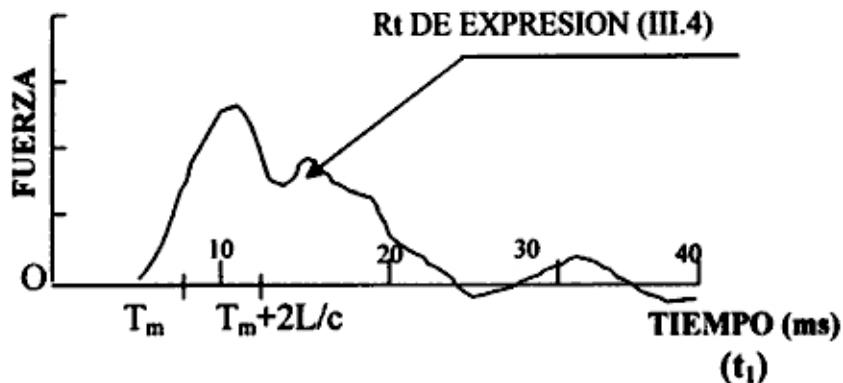


FIGURA III.3. Resistencia de penetración por el método CASE (RAUCHE et al, 1985)

Aunque esta forma parece no haber sido recordado por los idealizadores del método CASE, o autor del presente trabajo acredita que la aplicación del método CASE para la determinación de t_1 es asociada al primer pico de fuerza y velocidad, cuando existe todavía proporcionalidad entre la fuerza y velocidad de la partícula. Una excepción a esta regla es el caso de los pilotes de obras marítimas, que poseen un comprimiendo libre elevado y por lo tanto la proporcionalidad se mantiene en un periodo de tiempo mayor.

2. **La energía de impacto no es suficiente para activar todas las fuerzas resistentes del suelo.**

RAUCHE et al (1985) comparan esta situación a excepción de una prueba de carga con auxilio de una masa con capacidad inferior a la resistencia última del pilote.

3. **La onda de tensión y la curva relativamente de la compresión del pilote sobre el cual las fuerzas resistentes actúan: por lo tanto, las fuerzas resistente no son mantenidas en su valor total durante en el periodo de tiempo considerado.**

En este caso se hace necesario la corrección de la capacidad de carga del pilote considerándose la descarga parcial del pilote. Esta corrección tornándose importante en los casos de pilotes largos, con elevadas penetraciones, las cuales presentan una porción significativa de la resistencia proveniente de la fricción lateral. Como en el método CASE toma en cuenta la resistencia actuando simultáneamente a lo largo de todo el pilote, este método de cálculo puede subestimar la capacidad de carga durante las hincadas mas difíciles, cuando la cabeza del pilote “repica”. La velocidad en el tipo de pilote tornándose negativa antes que la onda reflejada en la punta alcance el nivel de instrumentación. Cuando esto ocurre, el trecho superior del pilote podría ser movido para la cima, provocando la descarga de una porción de resistencia lateral, invirtiendo una señal de fuerzas de fricción (NIYAMA, 1983, RAUSCHE et al, 1985).

4. **Similar al error 1) La resistencia de la punta puede no ser totalmente movilizada en el tiempo $t_1 + 2l/c$.**

Considerando el método del suelo como elasto - plástico, este sería el caso, por ejemplo, de un gran desplazamiento de la punta.

5. **El valor de capacidad de carga varia usualmente con la fase tiempo en los efectos del “set up” y relajación de los suelos.**

NOTA: “set up” representa el incremento de la resistencia con el tiempo, en cuanto al fenómeno de la relajación dice respecto a la pérdida de resistencia con el tiempo.

Conviene resaltar que estas consideraciones prácticas de aplicaciones de método CASE no son inherentes apenas a este método, mas a todos para los cuales serán utilizados registros de Instrumentación de hincada.

Sin embargo la deducción de la expresión del método CASE incluía una serie de premisas simplificadas, u objetivo de los estudios analíticos desenvolvimos por lo

de la implementación de un método que pudiese ser aplicado en el campo y que producirá resultados inmediatos (a tiempo real).

III.3. EL MÉTODO CAPWAP.

El método Capwap – Caso del Pilote del análisis del Programa de Onda semejantemente al método expedito CASE, fue desarrollado en “Caso de Instituto de Tecnología”, y tiene como objetivo la determinación de distribución de las fuerzas de resistencia del suelo a lo largo del pilote y las magnitudes de las porciones estáticas y dinámicas de la Resistencia.

RAUSCHE et al (1972) resaltan que el análisis presentado difiere al análisis usual de problemas de dinámica. En estos problemas, una de las condiciones de contorno del tipo fuerza o aceleración y proporcionada en una u otra es calculada. En el análisis dinámico propuesto, ambos registros son proporcionados y así mismo los registros pueden ser imaginados como una información redundante. El segundo registro y por lo tanto utilizado para proporcionar informaciones sobre los efectos de la resistencia del suelo.

En la FIGURA III.4 la curva se presenta al registro de velocidad medida multiplicada por la impedancia. La curva b indica la fuerza medida. La curva “c” muestra la fuerza en el tipo de pilote suponiéndola libre, la cual fue determinada siendo la curva “a” como condición de contorno de velocidad en el punta. La curva “d” es la curva delta, que es la diferencia entre las curvas b y c. Las curvas a, b y c son similares hasta un instante, después del impacto, cuando comienza a surgir ondas reflejadas (ascendentes) provenientes de la resistencia por fricción lateral.

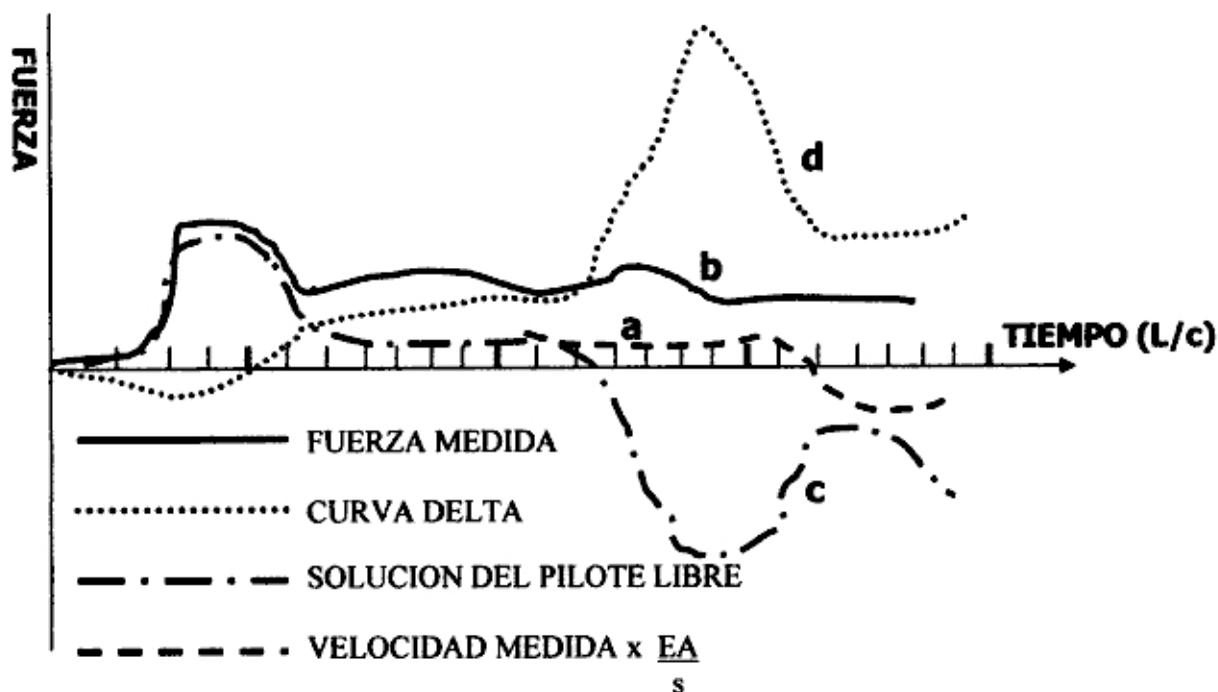


FIGURA III.4. Fuerza y velocidad medidas, solución del pilote libre y curva delta (RAUSCHE et al, 1972)

RAUSCHE et al (1972) Señala que para una correcta interpretación de la curva delta, es necesario adoptar un modelo de suelo que relacione movimientos y velocidades del pilote con las fuerzas resistentes del suelo. El comportamiento tensión deformación del suelo puede ser representado, como una primera aproximación, por una recta hasta un cierto movimiento – denominado desplazamiento – para lo cual es alcanzada la resistencia límite del suelo, tal como en el modelo de SMITH (1960). Después este movimiento limite, la resistencia del suelo en realidad, aumenta en una razón mucho menor del que se inicio la curva y puede, por lo tanto, ser despreciada. Para movimientos crecientes, mayores del desplazamiento, la rigidez y asumida como es igual a cero.

Utilizándose el modelo de un amortiguador lineal, las fuerzas dinámicas de resistencia son asumidas como proporcionales a la velocidad. Así mismo como en el caso de de las fuerzas de la resistencia estática, o amortiguamiento inducirá ondas

que caminan en ambos sentidos a lo largo del pilote. Las ondas de tensión originadas de los amortiguamientos mudan continuamente de amplitud, de forma a reflejar los rápidos cambios en la velocidad durante el hincado.

Los autores resaltan que la acción de las fuerzas de la resistencia en un punto particular a lo largo del pilote (inclusive en la punta) puede ser representada por una curva delta de la resistencia. Esta curva es definida como la fuerza inducida a lo largo del tiempo en la punta de un pilote, cuando se somete la fuerza de la resistencia investigada actuada en el pilote incluyendo tanto al efecto de onda resistente ascendente, como descendente y posteriormente reflejada en la punta. Los autores verificaran que en el caso de actuar apenas la resistencia estática, la curva delta alcanza un valor estacionario fase al modelo elasto-plástico asumido para la resistencia del suelo. Esto sucede hasta que el efecto de reversión de tensiones sea sentido, tornando posible tanto el calculo del valor de la resistencia como de su localización a lo largo del pilote. La magnitud de la resistencia es determinada como base al valor de la fuerza en la punta, su localización es obtenida con base al tiempo, después el impacto, necesario para el retorno de la onda hasta la punta del pilote.

La curva delta de la resistencia ilustrada previamente en la FIGURA III.4 representa la superposición de diversas curvas delta para todas las fuerzas resistentes del suelo que actúan a diferentes profundidades a lo largo del pilote. Cada nivel de resistencia puede ser únicamente separado, una vez que la reflexión de una fuerza de la resistencia actúa en un trecho del pilote mas profundo lleva mas tiempo para alcanzar la punta del pilote de que la reflexión de una fuerza resistente actúa en un trecho mas superficial. Con base en el trecho inicial de la curva delta (primero $2l/c$), puede hacerse una revisión sobre la localización y amplitud de las fuerzas totales de la resistencia. La separación entre los efectos de amortiguamiento y de la resistencia estática es hecha con base al trecho final del registro, cuando las fuerzas originadas de la resistencia estática se mantienen y las fuerzas provenientes del amortiguamiento decrecen.

RAUSCHE et al (1972) usan esta idea de las curvas delta para desarrollar una rutina de cálculo automática para la determinación de las fuerzas resistencia de la naturaleza estática y dinámica actuante a lo largo del fuste en la punta de los pilotes durante el primer periodo después del impacto. Diversas distribuciones de las fuerzas de amortiguamiento son probadas, una selección final son procedidas con base al mejor ajuste entre las fuerzas previstas y medidas.

GOBLE (1986) menciona que los conceptos analíticos es el primer programa del computador realizada fueron desarrollados por Rausche, como parte de su tesis de doctorado concluida en 1970. La rutina de este programa es aquella presentado por RAUSCHE et al (1972), GOBLE (1986) llama la atención para que en realidad esta primera versión utilizaba un sistema totalmente automatizado, no requieren cualquier interacción con el usuario. Con la venida del mini y micro-computadores, se toman posible y fácil la interacción hombre-máquina, aumentando de esta forma acentuada la eficiencia de un programa iterativo.

Modernamente, el análisis es realizada como la velocidad (obtenida por integración de la medida de la aceleración) impuesta como una condición de contorno en la punta del pilote. Este análisis determina la fuerza en la punta necesaria para inducir la velocidad impuesta. La medida de la fuerza es calculada con gráficos en función del tiempo. Si las resistencias correctas hubieran sido introducidas, una buena concordancia entre las dos curvas deberá ser obtenida. Esos dos registros son entonces, examinados por el ingeniero, la variación de las resistencias es ajustada y un nuevo análisis es hecho.

En el análisis CAPWAP usual, el modelo matemático que simula el pilote es el suelo y lo mismo utilizado en programas de ecuación de onda (modelo de SMITH, 1960). El pilote es dividido en cierto número de masas concentradas y resortes. Sin embargo una vez que una condición de contorno es impuesta en el problema (en el caso de la velocidad medida en la punta del pilote debajo de dos medidores de deformación y acelerómetros. La reacción del suelo es representada por componentes elasto-plásticas y visco lineales, también tal como en el modelo de

SMITH (1960). El modelo del suelo posee para cada punto tres incógnitas: la resistencia estática límite, o movimiento elástico máximo (desplazamiento) y la constante de amortiguamiento (damping) (GRAVARE et al, 1980), GOBLE (1986) resalta que la decisión necesaria en una buena selección de estos parámetros surge de un entendimiento claro de propagación unidimensional de onda y de la experiencia anterior con el análisis CAPWAP. El proceso es ilustrado en la FIGURA III.5.

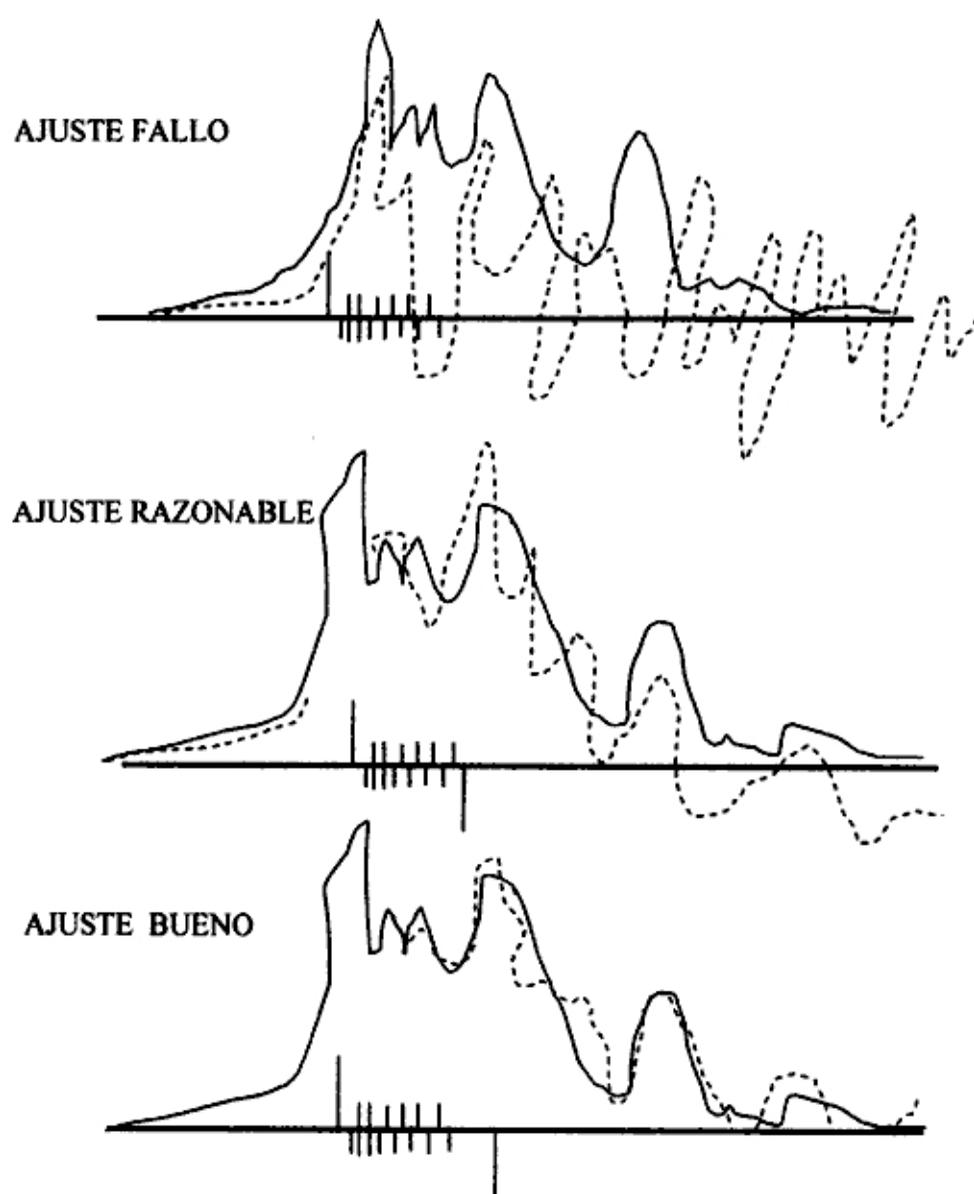


FIGURA III.5. Tres tentativas de ajuste mostrando respectivamente, un ajuste defectuoso, razonable y bueno entre la fuerza medida (línea llena) y calculada (línea trazada) en la punta del pilote (GOBLE, 1986).

Tres distribuciones de resistencia utilizadas en el proceso de ajuste producirán los registros indicados, dibujados junto al registro medido. Vale señalar que en algunos casos la concordancia y rapidez alcanzada, en cuanto en otros puede ser necesario un gran número de interacciones. El análisis teórico procedido por RAUSCHE et al (1985) mostró que la distribución de resistencia obtenida es única en cuanto al modelo de resistencia del suelo y del tipo rígido-plástico.

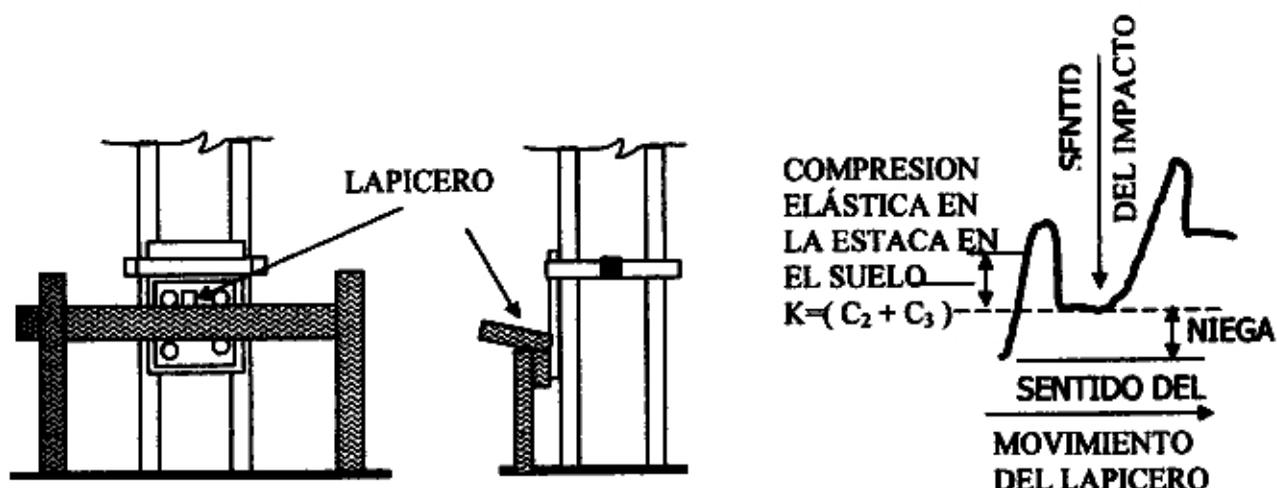
RAUSCHE et al (1972), también como GOBLE (1986) resaltan que el principal problema encontrado con el análisis CAPWAP es la falta de un modelo de suelo utilizado no siempre para representar el comportamiento de la fundación de forma satisfactoria. Cuando esas diferencias son grandes, algunas veces es imposible obtenerse una buena concordancia. Los autores argumentan que la introducción de un modelo de suelo mejorada podría resultar un mejoramiento del método.

En el capítulo V son presentados algunos modelos que representan una evolución en relación al modelo de SMITH (1960) para el análisis de hincado de pilotes.

III.4. UN NUEVO CONCEPTO DE PRUEBA DE CARGA DINÁMICA:

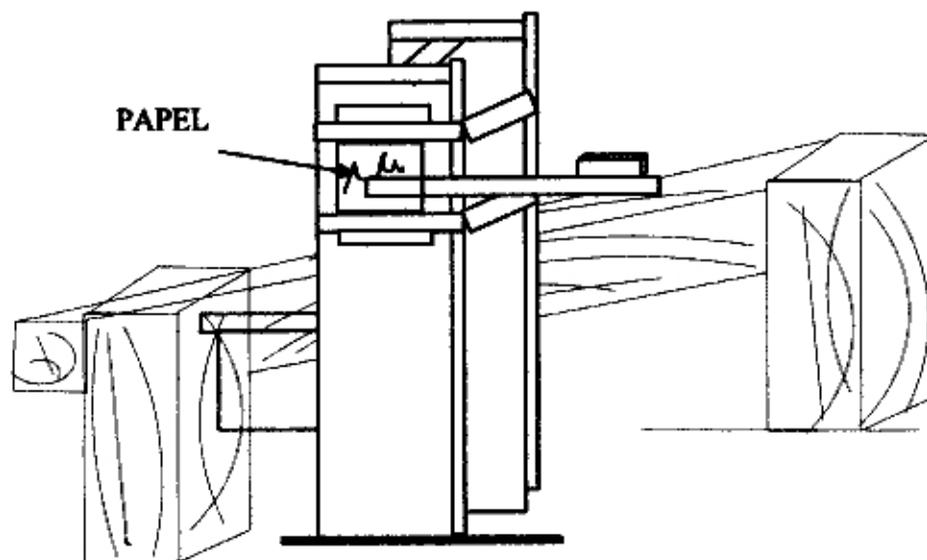
AOKI (1989b) presenta un nuevo concepto de prueba de carga dinámica, aplicable a los pilotes movidos por percusión, consistiendo una forma simplificada de control de ejecución. A medida del movimiento en la punta del pilote, un procedimiento análogo es exaltado por CHELLIS (1961), FIGURA III.6, permite la determinación de la reacción del suelo a una penetración del pilote para un golpe de energía cohesiva. La extensión a medida del movimiento a energías crecientes posibilita el trabajo de curva carga movilizadora versus el movimiento que semejantemente la curva de carga x recalque una prueba de carga estática, resulta una determinación de la ruptura de la carga.

El valor de K , conocido como el “repique” elástico, incorpora las porciones de desplazamiento elástico del fuste del pilote, C_2 , y el desplazamiento elástico del suelo a la punta C_3 , cuyo valor límite representa un desplazamiento en la punta.



(a) METODO TIPOICO DEL REGISTRO

(b) GRÁFICO



(c) METODO ALTERNATIVO

FIGURA III.6. Registro de desplazamiento en la punta del pilote (CHELLIS, 1961).

AOKI (1986, 1989a, 1989b) observa, durante el control de ejecución de diversas obras en pilotes pre-moldados de concreto, que la porción elástica del desplazamiento de la punta del pilote, C_3 varía de cero hasta un valor límite

(desplazamiento), creciendo de forma aproximadamente lineal con el nivel de energía aplicado.

El valor de C_2 , el cual depende naturalmente de la resistencia movilizada a lo largo del fuste del pilote, es determinado por AOKI (1986, 1989^a, 1989B) con base en el diagrama de transferencia de carga pilote – suelo, siendo el pilote sometida a una carga de compresión axial movilizada durante el golpe, designada por AOKI (1986, 1989a, 1989b) por RMX .

$$C_2 = \int_0^l \frac{R(z)}{EA} dz \quad \dots\dots\dots (III.10)$$

Siendo:

$R(z)$ - El esfuerzo normal correspondiente a la profundidad z .

$R(z)_{z=0} = RMX$ en la punta del pilote

E - El módulo de elasticidad del material del pilote.

A - El área de sección transversal del pilote.

l - Compresión del pilote.

RMX - Carga movilizada (capacidad de carga por el método CASE, en caso de haber monitoreado el hincado).

Designando la profundidad del centro de compresión del pilote por d , donde:

$$d = \int_0^l \frac{R(z)}{RMX} dz \quad \dots\dots\dots (III.11)$$

Tenemos que:

$$c_2 = \frac{RMX \cdot d}{AE} \quad \dots\dots\dots (III.12)$$

O Todavía:

$$\frac{RMX}{c_2} = \frac{AE}{d} = r \quad \dots\dots\dots(III.13)$$

De acuerdo con AOKI (1989b), la expresión (III.13) muestra que la carga de compresión axial movilizada durante el golpe, RMX, y C_2 , la deformación elástica del fuste, son directamente proporcionales para cualquier nivel de energía y que el valor de r es constante.

Señala también que cuando la prueba de carga dinámica es procedida apenas por la medida de desplazamiento de la punta del pilote (de acuerdo con CHELLIS, 1961), la constante r puede ser estimada a partir de los resultados de los sondajes de percusión. Con base, por ejemplo, en el método de AOKI y VELLOSO (1975) y por la aplicación de la expresión (III.10), son calculados los valores de PR – carga de ruptura – y C_2 . Segundo AOKI (1989b), cuando el pilote alcanza la ruptura del valor C_2 . También se torna constante, siendo:

$$r = \frac{PR}{C_2 \text{ (lim)}}$$

AOKI (1989a) recuerda también el procedimiento simplificado propuesto por VELLOSO (1987) para cálculo de d :

$$d = 0.7 l$$

y, por lo tanto,

$$r = \frac{AE}{0.7 l}$$

Con base al valor medido de k (ver FIGURA III.6), o el valor de C_2 es obtenido haciéndose $C_2 = k - C_3$, siendo C_3 , obtenido de la bibliografía o de la experiencia de obras anteriores. La carga movilizada durante el golpe es igual a $C_2 \cdot r$.

Cuando los niveles de energía desarrollados durante la prueba de carga dinámica no son, suficientes para la caracterización de los valores de RMX (lim) o C_2 (lim), estos valores pueden ser determinados indirectamente por el procedimiento descrito a seguir (AOKI, 1989b). Graficándose los valores de RMX y DMX para cada nivel

de energía, en el caso del monitoreo de hincado, siendo DMX o el desplazamiento máximo obtenido por la integración doble de signo de aceleración, un procedimiento de extrapolación de la curva RMX versus DMX con base a algún método utilizado en pruebas de caga estáticas puede ser empleado. Análogamente, graficándose los valores de C_2 y $s+k$, siendo $s+k$ o el desplazamiento máximo medido en la punta por el proceso de CHELLIS (1961), o valor de C_2 límite puede ser determinado también por extrapolación.

El concepto de prueba de carga Dinámica han sido aplicado por AOKI (1989b) en obras de pilotes pre-moldeados de concreto centrifugado, estando algunos resultados presentados en la FIGURA III.7. Las condiciones geotécnicas locales son indicadas en la FIGURA III.8.

PILOTE 201, D=23 <CM , L= 8.8 m

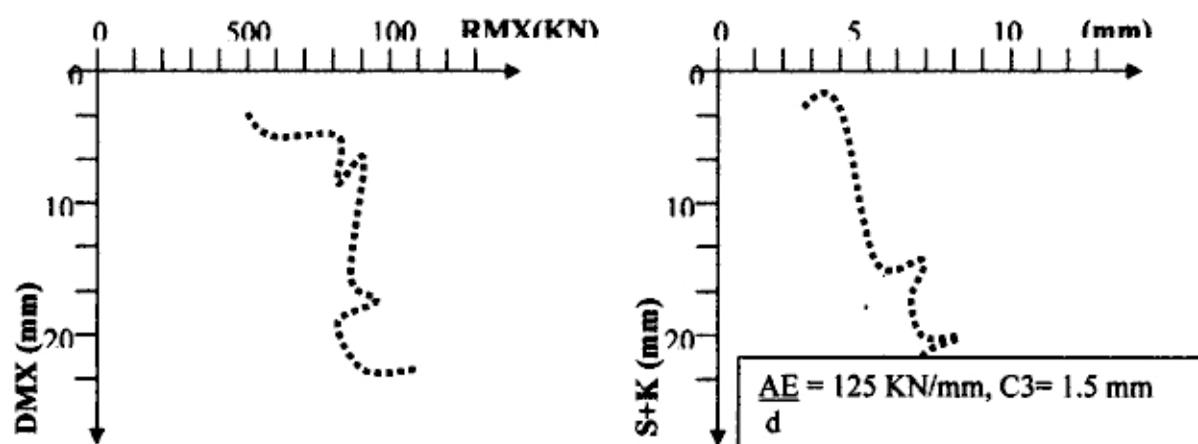


FIGURA III.7. Resultados de una prueba de carga dinámica (AOKI, 1989b)

Los resultados referidos en la tabla III.2 AOKI (1989b) registra los valores de $k, s,$ RMX para diversos niveles de energía EMX (energía máxima transferida al pilote)

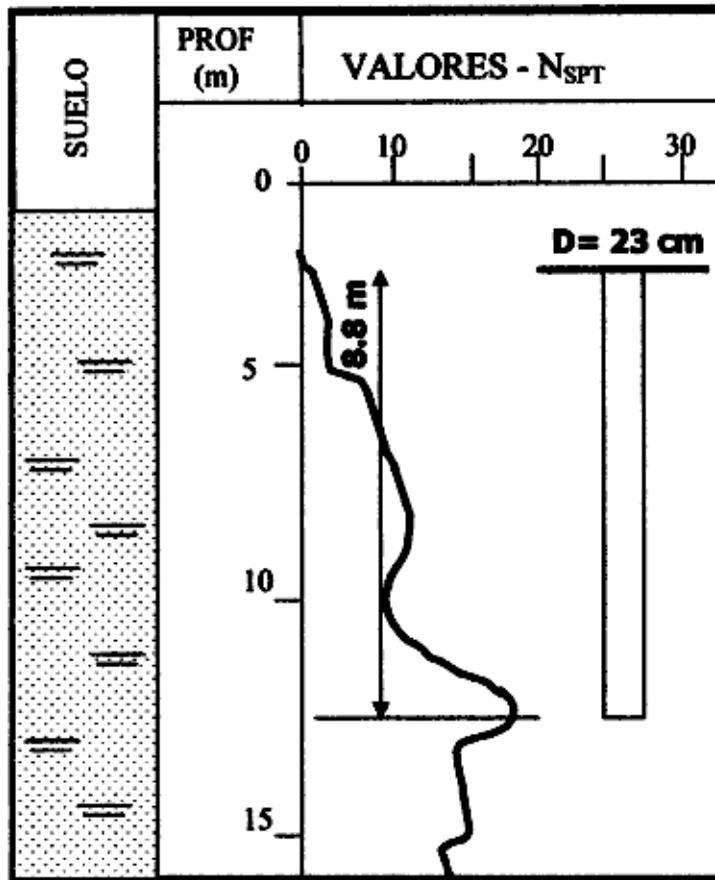


FIGURA III.8. Condiciones geotécnicas del lugar (AOKI, 1989b).

Este autor resalta ser posible observar la proporcionalidad indicada en la expresión (III.13) por la comparación de los gráficos RMX versus DMX y C_2 versus $(s + k)$. La tabla III.2 indica, también la constante de relación RMX/ C_2 , para cualquier nivel de energía.

Para el presente trabajo se considera óptimo el nuevo concepto de prueba de carga dinámica, siendo especialmente útil aquellos casos, comunes en la práctica, en que el equipamiento de hincado disponible y capaz de mover los pilotes hasta la profundidad de proyecto por la face de recuperación del suelo ("set up"), no es suficiente caracterizar la carga de ruptura por ocasión de rehincada.

La aplicación de concreto de prueba de carga dinámica, por ocasión de hincada, posibilitaría el conocimiento aproximada de carga de ruptura por la extrapolación de los registros indicados, por ejemplo, los gráficos similares de la FIGURA III.7.

Tabla III.2. Prueba de carga dinámica en pilote con D= 23 cm, L= 8.8m (AOKI, 1989b).

RMX (kN)	DMX (mm)	EMX (kNm)	FMX (KN)	K (mm)	S (mm)	C₂ (mm)	RMX/ C₂ (kN/mm)	H (m)
610	4.9	2.0	630	5.0	0	5.0	122	0.2
620	4.7	1.9	630	5.0	0	5.0	124	0.2
770	5.8	3.1	770	5.5	0	5.5	140	0.5
810	8.0	4.6	830	7.0	1.0	6.0	135	0.4
840	8.7	5.3	860	8.0	1.5	6.5	129	0.6
870	8.5	5.4	870	7.0	1.0	6.0	145	0.5
890	17.8	14.3	1040	9.0	10.5	7.5	119	1.2
900	11.5	8.1	960	8.5	4.5	7.0	129	0.8
900	14.2	10.8	1000	9.0	7.5	7.5	120	1.0
920	20.6	17.1	1070	9.5	15.0	8.0	115	1.4
930	22.7	19.3	1100	10.0	15.0	8.5	109	1.6
1000	18.5	15.6	1090	9.5	10.0	8.0	125	1.5
1000	25.1	22.0	1150	9.5	17.5	8.0	125	2.0

RMX- Carga movilizada durante el golpe

DMX - desplazamiento máximo en la punta (doble integración de señal de integración)

EMX – Energía máxima del golpe transferida al pilote.

FMX – Fuerza máxima del impacto en la cabeza del pilote

K – Repique elástico

S – negar

C₂ - Desplazamiento elástico del fuste del pilote

H - Altura de caída del martillo

El valor de C_2 varia en función de la relación entre la onda de compresión del pulso de tensión aplicado a la cabeza del pilote y el compresión del pilote. Apenas para un pulso de tensión actuando en un intervalo de tiempo igual a l/c , siendo l o comprimiento del pilote y c la velocidad de propagación de onda de la tensión, el desplazamiento sobre la carga dinámica es igual dada por la expresión (III.10). Para los pilotes de obras marítimas, las cuales poseen un comprimiento libre muy grande, o desplazamiento elástico del fuste sobre condiciones dinámicas y en general, muy inferior a lo proveído por la expresión (II.10).

Con el incremento del nivel de carga, un trecho mas largo del pilote estaría siendo solicitado, hasta que se alcance la punta. La tabla III.2., por ejemplo presenta valores de RMX varían de 610 a 1000 KN, o semeja, 77% de carga de ruptura, la resistencia de la punta todavía no había sido movilizada ($C_2 = K$, luego $C_3 = 0$). Por lo tanto, hasta este nivel de carga apenas un trecho del pilote estaría solicitado.

Concluyéndose, asimismo, que la validez de la interpretación de la prueba de carga dinámica, en el caso de no disponer de un control de hincado esta condicionada a un pulso de onda de compresión del orden de compresión del pilote y para niveles de energía capaces de solicitar al pilote en todo su compresión. Esa limitación entre tanto, no invalida el concepto de prueba de carga dinámica en los casos de monitoreo, como indica la FIGURA III.7. y la tabla III.2.



**REVISION DE LA RESISTENCIA
CORTANTE DEL SUELO
CON CARGA DINÁMICA**

CAPITULO IV

REVISION DE LA RESISTENCIA CORTANTE DEL SUELO CON CARGA DINÁMICA

IV.1 GENERALIDADES:

Los ensayos dinámicos en suelos realizados por diversos autores es que son reportados en este capítulo indican que en general, la resistencia del suelo aumenta con la velocidad de carga. El incremento de la resistencia que el suelo presenta sobre la carga es atribuido al amortiguamiento.

En realidad, existen dos tipos de amortiguamiento en los suelos: El amortiguamiento del material y amortiguamiento por radiación geométrico (LAMBE y WITMAN, 1969).

El amortiguamiento material representa la pérdida de energía interna de la masa en el suelo deriva los efectos viscosos e histeréticos. El amortiguamiento viscoso es la porción de amortiguamiento material que está en función de la velocidad. El amortiguamiento histerético en los suelos presenta la pérdida de energía durante un ciclo de carga es descargado y el resultado de la fricción entre las partículas. (SIMONS, 1985).

El amortiguamiento por radiación geométrico representa la pérdida de energía por la propagación de las ondas a partir de las proximidades de la fuente, o semeja, la atenuación de la densidad de energía de vibración que es distribuida sobre volúmenes de suelo cada vez mayores a medida en que la ondas se aleja de la fuente.

La existencia de amortiguamiento por radiación, o geométrico, fue revelada por la teoría de elastodinámica aplicada al caso de un disco rígido reposando en la superficie de semi- espacio elástico (LYSMER e RICHART, 1966, apéndice III).

LAMBE e WHITMAN (1969) comentan que, para el movimiento de traslación horizontal es especialmente para la traslación vertical, o amortiguamiento material es poco significativo cuando comparado al amortiguamiento por radiación. Para movimientos rotacionales, en tanto, LAME e WHITMAN (1969) atribuyen al amortiguamiento material es parte significativa de amortiguamiento total.

LITKOUHI e POSKITT (1980) resaltan que el amortiguamiento viscoso es particularmente importante en suelos de granulación fina, estando asociado a las capas de agua que se encuentran adheridas a las partículas del suelo a través de fuerzas moleculares. Estas películas de agua envuelven las partículas sólidas impiden el contacto mineral-mineral. Los movimientos relativos entre partículas acontecen en el interior de esas capas, es debido a las fuerzas moleculares de origen a elevadas resistencias viscosas.

IV.2. PRINCIPALES TRABAJOS PUBLICADOS:

Algunos trabajos de investigación incluyen el desarrollo de equipamientos para ensayos. Fueron presentados por diversos autores con el objetivo de investigar las características de resistencia al corte del suelo bajo carga dinámico.

IV.2.1. Casagrande y Shannon (1949):

CASAGRANDE y SHANNON (1949) relatan el desenvolvimiento de 3 equipamientos distintos que fueron proyectados para la aplicación de una

carga trascendente a muestra de suelos. En estos equipamientos las muestras son sometidas a un ciclo de carga es descarga rápidamente, viendo simular el afecto de la primera onda de tensión causa por una explosión. Los autores definirán el tiempo de carga como el intervalo entre el inicio del ensayo y el momento en que es alcanzada la mayor tensión de compresión. A menor tiempo de carga considerado fue de 0.01 segundo y el mayor fue determinada de forma que aproxime la velocidad de carga de un ensayo estático. Los tres equipamiento se tornan necesarios, una vez que cada una de ellos se muestran mas adecuados para cierta velocidad de carga.

Después ensayaron materiales de naturaleza arcillosa y arenosa (arena seca compacta) para una extensa velocidad de carga, CASAGRANDE y SHANNON (1949) concluirán:

- a. La resistencia del aislamiento del material arcilloso llevado a la ruptura en un tiempo de 0.02 segundos alcanza cerca de 1.5 a 2.0 veces el valor de la resistencia estática (tiempo de ruptura de 10 minutos).
El incremento de la resistencia fue mayor en las muestras que presentaran mayor teoría de unidad.
- b. La resistencia de aislamiento del material arenoso aumento apenas ligeramente con la velocidad de carga. Para la carga mas rápida (0.02 segundo) la resistencia del aislamiento fue cerca del 10% superior a la resistencia estática..
- c. El módulo de deformabilidad del material arcilloso encontrado en los ensayos rápidos (0.02 segundo) alcanza cerca del doble correspondiente a la carga estática.
- d. El módulo de deformabilidad del material arenoso en la variación con la velocidad de carga.

IV.2.2. Seed y Lundgren (1954):

SEED y LUNDGREN (1954), citados por FOREHAND y REESE (1964), estudiaran el efecto de carga trascendente en las características de la resistencia y deformabilidad de arenas saturadas. Usando un equipamiento triaxial, tres tipos de pruebas fueron conducidos: ensayos estáticos con tiempo de carga de cerca de 10 minutos, ensayos con tiempo de carga de aproximadamente 4 segundos y ensayos rápidos con tiempo de carga de cerca de 0.02 segundos.

Los ensayos rápidos a una velocidad de desplazamiento constante de aproximadamente 1 m/s fue utilizada. En todos los ensayos realizados a presión limitante fue de 200 KPa y las muestras fueron probadas con diferentes índices de valor.

Los resultados de los ensayos de arena finas compactas indicaran una resistencia de corte en el ensayo rápido cerca del 40% superior de la resistencia de corte obtenida en un número de ensayo lento drenado. La fase eleva la velocidad de carga, los ensayos rápidos fueron prácticamente drenados. SEED y LUNDGREN (1954) atribuirán 20% incrementando la resistencia de los efectos de la distancia que los restantes 20% a efectos de la velocidad de carga.

IV.2.3. Whitman (1957):

WHITMAN (1957) describe el equipamiento desarrollado para la aplicación de la carga trascendente en muestra de suelo.

Los resultados de los ensayos en varias muestras de arcilla mostraran que la relación entre la resistencia dinámica y la estática se sitúa en el rango de 1.5 a 2.0.

WHITMAN (1957) realiza ensayos en muestras de arcillas son tan confinadas como con diferentes grados de confinamiento, siendo verificado los efectos ocurre en el tiempo:

- a. El primer efecto fue comparado al encontrado en un fluido extremadamente viscoso, y fue asociado a la deformación plástica de muestra del suelo.
- b. El segundo efecto fue asociado a la formación de discontinuidades, tales como planos de corte y fisura, que ocurren cuando la muestra es ensayada hasta la ruptura sin presión de confinamiento.

A partir de esos resultados, WHITMAN (1957) concluyen que, cuando las muestras de arcilla eran sometidas a una presión lateral, el efecto de la velocidad de deformación resultara de fenómenos viscosos y era el mismo independientemente al valor numérico de deformación.

WHITMAN (1957) ensayo también diversas muestras de arenas, uniformes a bien graduadas con diferente grado de compacidad, no ha sido observado el efecto significativo de velocidad de deformación para las arenas secas y unidas.

Para las arenas saturadas, el origen del efecto de la velocidad de deformación observada en los ensayos realizados por WHITMAN (1957)

fue atribuida a diferencias en la presión neutra sobre el carga lenta y el carga rápido. WHITMAN (1957) resalta que cuando la arena es ensayada al volumen constante la migración del agua de los poros para el trecho central de la muestra. Como el aumento de la velocidad de deformación, más energía tiene que ser invertida para superar la resistencia de descarga del agua. Por lo tanto, el esfuerzo necesario para romper las muestras saturadas aumenta como el incremento de la velocidad de deformación.

IV.2.4 Cunny y Sloan (1962):

CUNNY y SLOAN (1962), citados por FOREHAND y REESE (1964), probaron zapatas de pequeñas dimensiones en un tanque de ensayo con arcilla o arena seca. En estos ensayos era empleada una máquina capaz de

aplicar carga en un intervalo de 3 a 150 milisegundos. Fueron realizados también ensayos estáticos con los mismos materiales.

La figura IV.1 muestra las curvas carga versus reitera obtenidas por CUNNY y SLOAN (1962) en ensayos estáticos y dinámicos en una placa cuadrada de 23 cm. de lado en arena seca.

Relacionando los valores de carga estático y dinámico para el mismo valor reiterativo, como se indica en la figura IV.1, FOREHAND y REESE (1964) muestran como obtener el coeficiente de amortiguamiento.

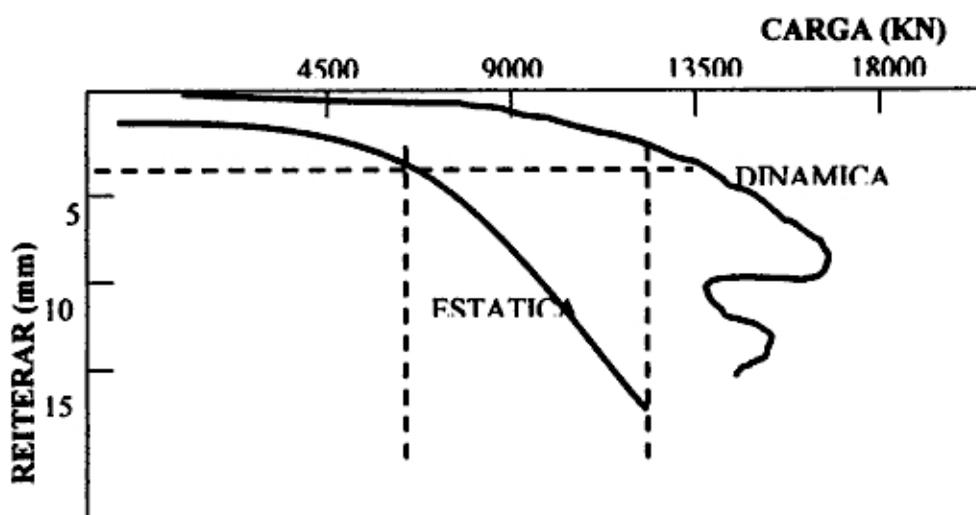


FIGURA IV.1. Relación carga x reiteration para los ensayos de carga rápido (dinámico) y lento (estático en una zapata cuadrada de 23 cm. de lado en arena seca (CUNNY y SLOAN, 1962), citados por FOREHAND y REESE, 1964)

IV.2.5 Forehand Y Reese (1964)

FOREHAND y REESE (1964) partirán de la expresión de Smith (1960) que relaciona la resistencia dinámica y la resistencia estática (ver figura II.12), determinando indirectamente el coeficiente de amortiguamiento de los ensayos de CUNNY y SLOAN (1962).

Para un recalque de 2.5 mm, figura IV:1, la resistencia estática y 7.3 MN y la distancia 12,0 MN. Para una velocidad de deformación de 100 cm/s o el valor de amortiguamiento determinado por FOREHAN y REESE.

$$J = \frac{R_D / R_s - 1}{v} = \frac{1.64 - 1}{1m / s} = 0.64 s / m$$

FOREHAND y REESE (1964) compararan, también, la carga de la ruptura obtenida en pruebas de carga estática con resultados de prever la capacidad de carga con base en los registros obtenidos durante el hincado a través de la aplicación de la ecuación de onda. Los autores determinaran, indirectamente, valores de coeficiente de amortiguamiento y desplazamiento, para diversos tipos de suelo, que mas se ajustarán al conjunto de datos disponibles, para el modelo de suelo de SMITH (1960), tabla IV.1. FOREHAND y REESE (1964) asumirán, semejantemente a SMITH (1960), el amortiguamiento de fricción como es la tercera parte de amortiguamiento de punta.

TIPO DE SUELO	Q (mm)	J punta (s/m)
1. Arena Gruesa	2.54	0.492
2. Arena con grava	2.54	0.492
3. Arena fina	3.81	0.492
4. Arena con arcilla con por lo menos 50% del pilote en arena	5.08	0.656
5. Limo y arena fina, subyacente a un estrato resistente.	5.08	0.656
6. Arena y grava subyacente a un estrato resistente	3.81	0.492

TABLA IV.1 Parámetros para el análisis de manejo
(sugeridos por FOREHAND y REESE, 1964, con base al modelo de SMITH, 1960).

II.2.6. Gibson y Goyle (1968):

GIBSON Y GOYLE (1968). Citados por HEEREMA (1981), realizaron ensayos en que un peso era dejado caer en cuerpos de prueba en una célula triaxial, con el objetivo de la determinación de características de amortiguamiento.

Una expresión de tipo:

$$R_d = R_s (1 + Jv^n) \quad \dots\dots\dots(IV.1)$$

Fue utilizada por los autores para relacionar la resistencia dinámica, R_d , la resistencia estática, R_s , siendo:

J - Constante de amortiguamiento

v - Velocidad

n - Exponente de velocidad

GIBSON Y GOYLE (1968) encontraron para las áreas unidas valores de n variando de 0.19 a 0.27 con un valor óptimo de 0.2 y una lista de valores de J dependientes del ángulo de fricción interno del material. Para $\Phi = 30^\circ$, por ejemplo los autores encontraron $J = 1.3 \text{ (s/m)}^{0.2}$. Para $\Phi = 35^\circ$, $J = 1 \text{ (s/m)}^{0.2}$ y para $\Phi = 40^\circ$ el valor correspondiente de J fue de $0.8 \text{ (s/m)}^{0.2}$.

GIBSON Y GOYLE (1968) llegaron a valores de n y J para materiales arcillosos, con base en ensayos realizados con el mismo equipamiento utilizado en los ensayos en arenas. La resistencia de aislamiento de las muestras probadas varía aproximadamente de 18 a 60 JN/m^2 y las velocidades de desplazamiento es de 2×10^{-3} ("estático") a 3.7 m/s. Para materiales altamente plásticos, el valor del exponente de la velocidad varía de 0.14 a 0.25, con un valor óptimo de 0.18.

GIBSON Y GOYLE (1968) verificaron que el valor de J encontrado variara con el índice de liquidez (tabla IV:2), definido por:

$$IL = \frac{h - LP}{IP}$$

Siendo:

h : Unidad natural

LP : Límite de plasticidad.

IP : Índice de plasticidad.

IL	J(s/m) ^{0.18}
0.30	1.15
0.15	0.96
0	0.75

TABLA IV.2. Valores de constante de amortiguamiento en función del índice de liquidez (GIBSON y GOYLE, 1968)

IV.2.7. Dayal y Allen (1973, 1975):

DAYAL Y ALLEN (1973) presentan el desarrollo de un penetrómetro de impacto, instrumentado, para la medición directa de la resistencia del suelo *in situ*. El penetrómetro permite el registro de los signos de aceleración, también como el registro simultáneo y continuo de la resistencia de la punta y de la fricción lateral.

DAYAL Y ALLEN (1975) resaltaron que, para la correcta interpretación de los resultados de los ensayos realizados con el penetrómetro desarrollado en 1973, necesario se torna el conocimiento de la relación entre la resistencia dinámica y la estática. Los autores estudiaron, entonces, el efecto de velocidad de penetración de la resistencia de aislamiento de muestras construidas en el laboratorio. Los ensayos fueron realizados con velocidades de penetración constante en el nivel de 0.13 cm/s hasta 81 cm/s. Las muestras de suelos engloban desde arenas pedregosas hasta suelos arcillosos con variadas características de resistencia y teoría de unidad.

Los resultados presentados por DAYAL y ALLEN (1975) muestran claramente que, para suelos arcillosos, o aumento de velocidad de

penetración causa un crecimiento de la resistencia de la punta y de fricción lateral. Los autores expresan un crecimiento de la resistencia de la punta y en la fricción lateral por las siguientes ecuaciones:

$$\frac{(q_{cd} - q_c)}{q_c} = K_L \log(v / v_s) \quad \dots\dots\dots (IV.3)$$

$$\frac{(f_{cd} - f_c)}{f_c} = K_L \log(v / v_s) \quad \dots\dots\dots (IV.4)$$

Siendo:

q_{cd}, f_{cd} : Resistencias dinámicas de punta y de la fricción lateral.

q_c, f_c : Resistencias estáticas del cono (correspondientes a menor velocidad de penetración)

k_L : Inclinación de la recta (figuras IV.2 y IV.3), representando la viscosidad del suelo)

v : Velocidad del ensayo.

v_s : Velocidad del ensayo "estático" ($v_s = 0.13$ cm/s).

La tabla IV.3 indica valores de K para muestras de arcilla de diferentes resistencias.

Observándose en la tabla que el coeficiente de viscosidad del suelos esta en función de la resistencia, aumentando a medida que la resistencia disminuye.

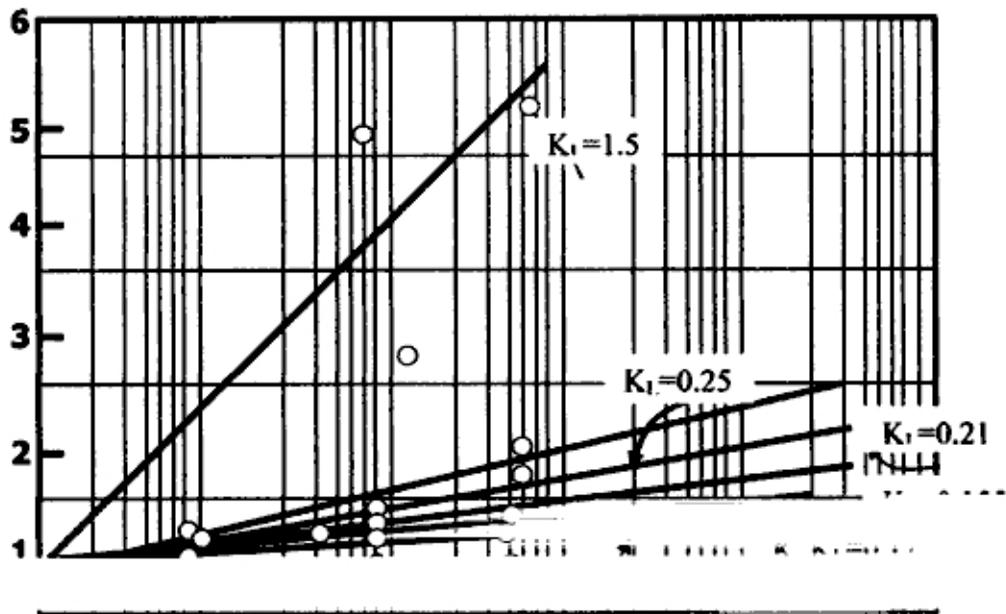


FIGURE 10. Relationship of $\log(t_{90}/t_{50})$ versus $\log(t_{90})$ for various K_1 values.

FIGURE 11. Relationship of $\log(t_{90}/t_{50})$ versus $\log(t_{90})$ for various K_1 values.

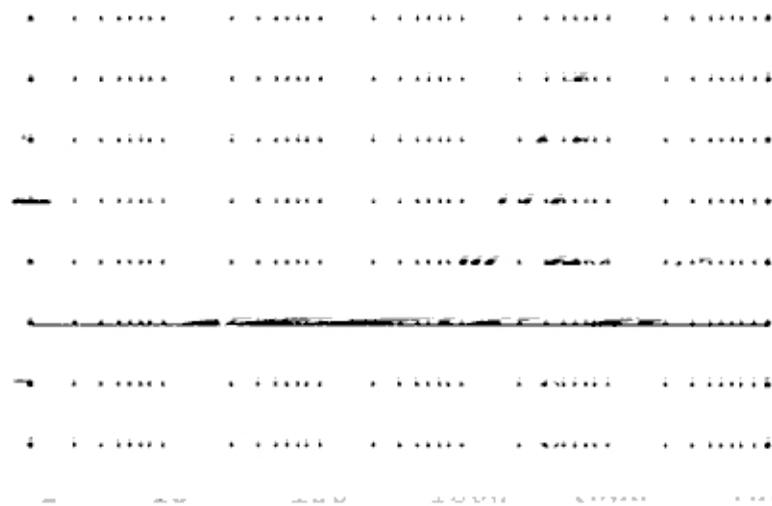


FIGURE 12. Relationship of $\log(t_{90}/t_{50})$ versus $\log(t_{90})$ for various K_1 values.

Resistencia del Drenaje K_v (KPa)	Valores de K_L		
	Punta	Fricción Lateral	
		Velocidad Baja (< 15 cm/s)	Velocidad Alta (> 30 cm/s)
3	1.5	0.38	0.93
10	0.25	-	-
47	0.21	0.31	0.75
52	0.16	0.24	0.66
66	0.12	-	-
81	0.03	0.17	0.38

TABLA IV.3. Coeficiente de viscosidad del suelo (K_L) (DAYAL Y ALLEN, 1975)

DAYAL Y ALLEN (1975) Verificarán (Ver Figura Iv.3) que los resultados del crecimiento de la resistencia de fricción lateral con la variación logarítmica de la velocidad proveen una correlación muy buena hasta una velocidad de 14 cm/s. La cima de esta velocidad fue observado, en todos los

casos, un aumento abrupto en la la resistencia por fricción lateral. De tal que sugiera la existencia de una velocidad crítica, a la cima de la cual la inclinación de la recta es mas pronunciada.

En este mismo trabajo los autores observaran también que sobre las mismas condiciones, la razón entre la resistencia dinámica y estática, la razón entre la resistencia dinámica y estática de suelos arcillosos es mayor para la resistencia por fricción lateral de que para la resistencia de la punta, sugerido un mayor valor para el coeficiente de viscosidad del suelo para la fricción lateral, en desacuerdo con lo sugerido por SMITH (1960).

IV.2.8. Heerema (1979a)

HEEREMA (1979a) presenta un dispositivo para el ensayo de laboratorio que simula la acción de las paredes de un pilote metálica en el suelo durante el hincado, permitiendo la determinación de la relación entre la fricción lateral, y las tensiones horizontales en la interfase pilote/suelo y la velocidad de las paredes del pilote (velocidad de la partícula). El dispositivo consiste, básicamente, de una placa de acción que es presionada contra la muestra del suelo y movida, con el auxilio de un oscilador hidráulico, para la cima y para el vacío. La amplitud y la frecuencia de movimiento pueden variar una amplia lista, en cuanto son registrados, continuamente, las fuerzas de los desplazamientos, (figura IV.4).

Dos tipos de ensayos fueron desarrollados:

- i) Ensayos con variación en la carga horizontal
- ii) Ensayos con variación en la velocidad.

Ese autor concluye que para suelos arenosos la fuerza de fricción no son dependientes de la velocidad.

Para las arcillas, HEEREMA (1979a) verifica que la fricción lateral es fuertemente dependiente de la velocidad, para las velocidades bajas, es muy poco dependiente la velocidad para velocidades elevadas, mas allá de lo dicho, depende significativamente de la presión horizontal.

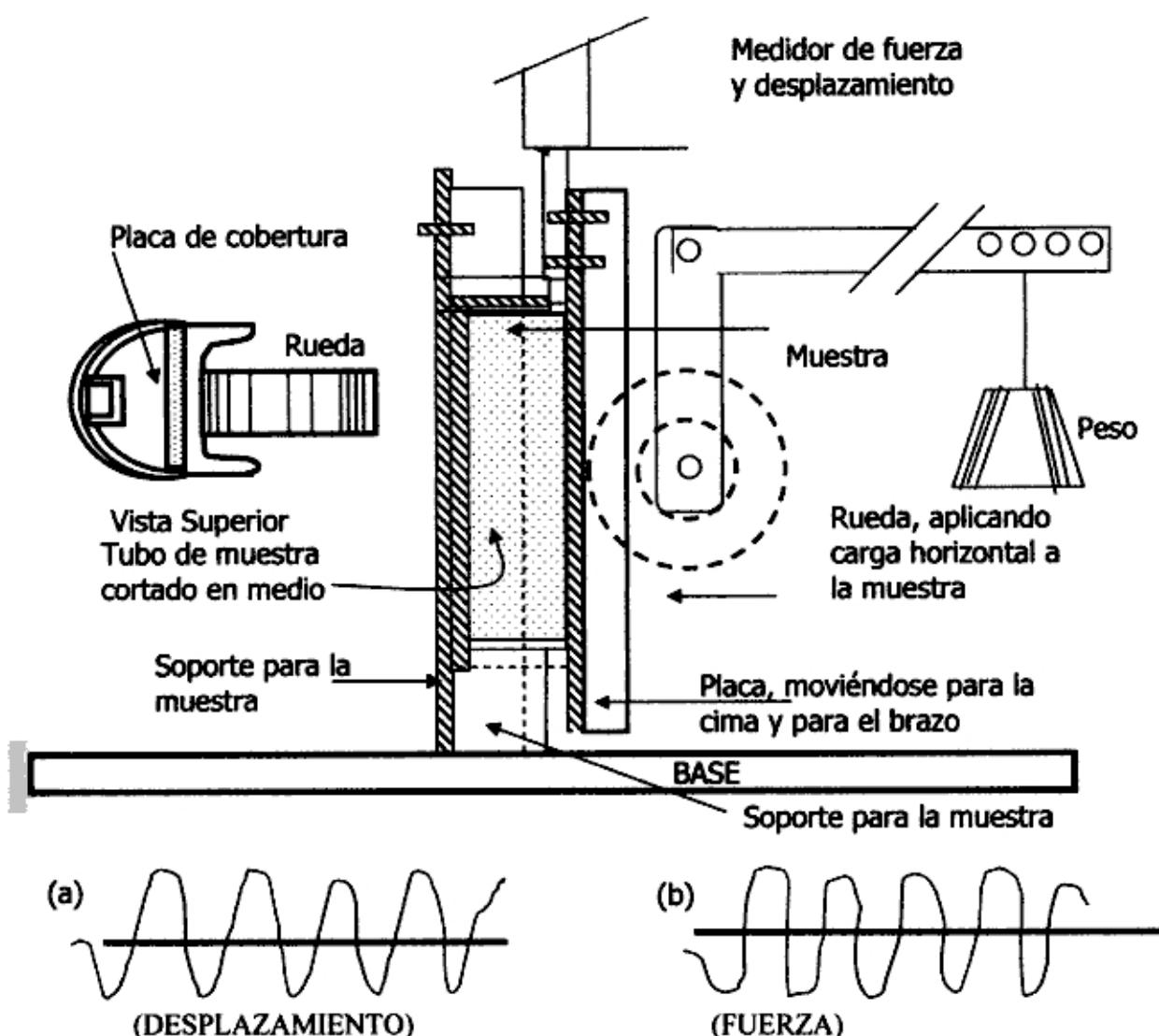


FIGURA IV.4: Equipamiento desarrollado por HEEREMA, 1979a.

- a. Dispositivo para ensayo
- b. Registro Típico

Con base a los ensayos de laboratorio realizados HEEREMA (1979a) propone que la expresión abajo, relacionado la fricción lateral, la velocidad, la tensión horizontal y la resistencia de aislamiento.

$$\tau = \sigma_h^{0.7} (-0.0041 S_u + 4.44) v^{0.2} + (0.0029 S_u - 0.32)$$

Siendo:

t: Fricción Lateral Unitario, σ_h : Tensión horizontal, S_u : Resistencia no drenada y
v: Velocidad.

La lista de valores probados es la siguiente:

$$55 \text{ kn/m}^2 < S_u < 620 \text{ KN/m}^2$$

$$8 \times 10^{-7} \text{ m/s} < v < 1 \text{ m/s}$$

$$10 \text{ kn/m}^2 < \sigma_h < 490 \text{ KN/m}^2$$

La ecuación de la cima, de acuerdo con HEERENA (1979a), puede sustituir el amortiguamiento de SMITH (1960) en un programa de ecuación de onda. Los datos para cada trecho del pilote deben ser σ_h y S_u o de lo contrario de R_u , J y Q.

HEEREMA (1979a) resalta que las expresiones sugeridas no ofrecen una respuesta a la pregunta de la resistencia por fricción lateral después "set up". De lo contrario, las presentan que la fricción lateral durante el hincada y después de "set up" son totalmente diferentes.

IV.2.9 Litkouhi y Poskitt (1980):

LITKOUHI Y POSKITT (1980) presentan una serie de resultados de ensayos de laboratorio, los cuales objetivan la medición de las constantes de amortiguamiento de punta y de fricción lateral en modelos reducidos de pilotes, hincadas con velocidades constante en muestras de suelo. Ya que existen dificultades prácticas en la medida de las resistencias de la punta y de la fricción lateral, simultáneamente, con velocidades correspondientes a la penetración del campo, los autores decidirán medir la resistencia de la punta con el empleo de un cono de geometría idéntica a la punta del pilote. Para la obtención de la resistencia por fricción lateral, la resistencia de la punta medida fue deducida de la resistencia total del pilote.

El gran mérito de utilización de pilotes de pequeñas dimensiones consiste en la realidad el modo de deformación del pilote modelo es similar al campo en escala natural.

Los modelos de pilotes tienen diámetro de 10 mm, 260 mm de compresión y ángulo de punta de 120° .

Las pruebas consistían en que ponga la punta cónica y el pilote en la muestra del suelo, inicialmente a una velocidad de 3 mm/s, de forma que se obtenga la resistencia estática. Cinco velocidades distintas eran, entonces, escogidas para la determinación de la resistencia dinámica.

Los modelos de pilotes eran hincados con un espaciamiento mínimo entre esos 5 diámetros, de forma que se reduzca la influencia de amalgamiento del suelo.

La mayor parte de las pruebas fue realizada en muestras de arcilla de diversos depósitos de las proximidades de Londres, estas muestras reconstituidas en Laboratorio.

Los gráficos típicos obtenidos de la relación R_d/R_s ; siendo R_d la resistencia dinámica y R_s la resistencia estática, para las arcillas de Londres, son indicados en las figuras IV.5 y IV.6. Estos gráficos presentan, para todos los suelos probados, curvas con un comportamiento nítidamente no lineal.

LITKOUHI y POSKITT (1980) expresaron la resistencia de la punta dinámicamente, semejantemente a **GIBSON y GOYLE (1968)**, como

$$(R_d/R_s)_{\text{punta}} = 1 - J v^n.$$

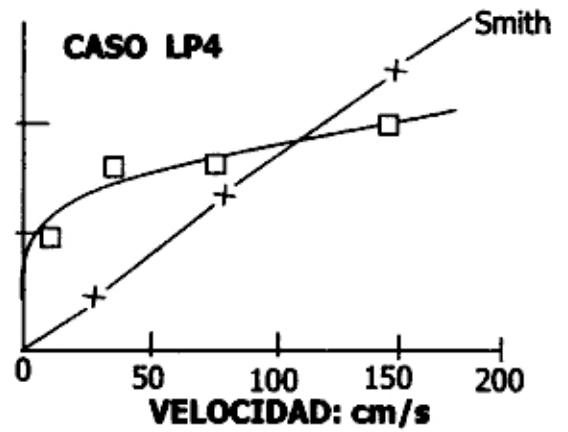
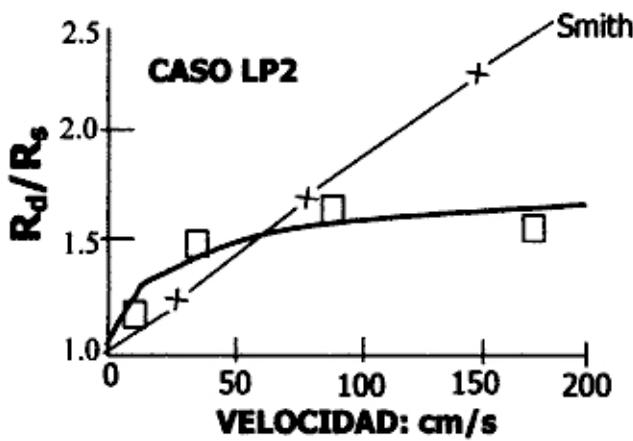
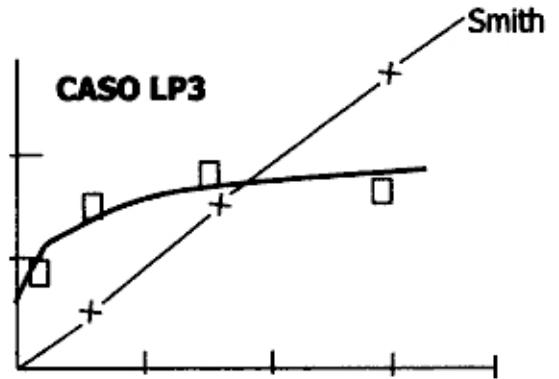
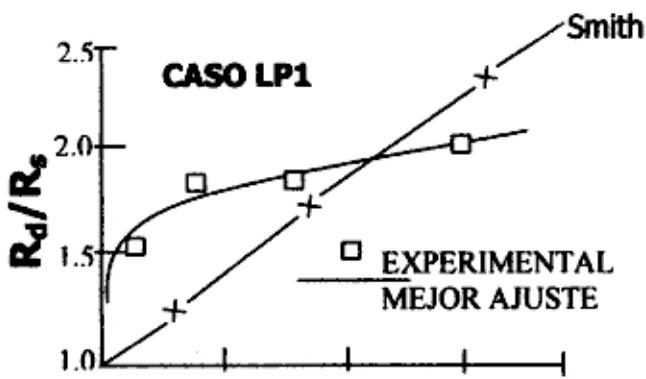


FIGURA IV.5. R_d/R_s la Punta versus la velocidad (LITKOUHI y POSKITT, 1980)

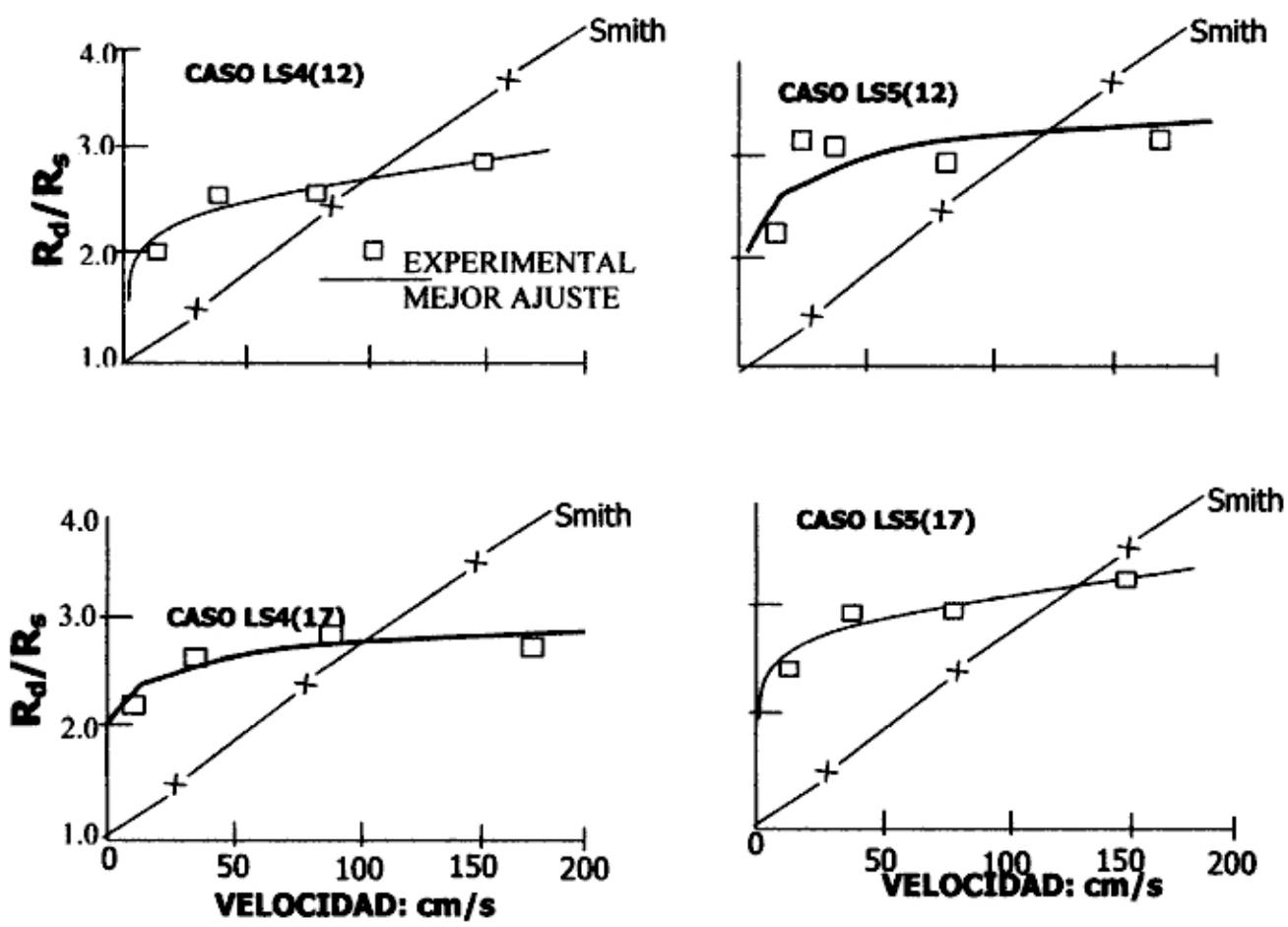


FIGURA IV.6. R_d/R_s para la fricción lateral versus la velocidad (LITKOUHI y POSKITT, 1980)

La resistencia por fricción Lateral fue expresada.

$$(R_d/R_s) \text{ fricción Lateral} = 1 + J' v^{n'} \dots\dots\dots (IV.7)$$

Siendo:

- R_d - Resistencia dinámica
- R_s - Resistencia Estática (para $v= 0.3 \text{ mm/s}$)
- V - Velocidad
- n, n' - Exponentes de Velocidad
- J, J' - Constantes de amortiguamiento

Los valores de J , J' , n y n' fueron obtenidos por LITKOUHI y POSKITT (1980) por el método de los mínimos cuadrados (tabla IV.4)

TABLA IV.4 Resultados de los ensayos para la arcilla de Londres
(LITKOUHI y POSKITT, 1980)

I) Punta:

Ensayo	Mejor Ajuste		SMITH J(s/cm)	S_u medio (KN/m) ²
	J (s/cm)	n		
LP1	0.29	0.22	0.0067	15
LP2	0.20	0.22	0.0046	
(media)	0.25	0.22	0.0057	
LP3	0.24	0.22	0.0054	35
LP4	0.29	0.22	0.0069	
LP5	0.27	0.19	0.0054	
(media)	0.27	0.21	0.0059	
LP6	0.27	0.16	0.0046	60
LP7	0.28	0.21	0.0060	
(media)	0.27	0.19	0.0053	

II) Fricción Lateral:

Ensayo	Mejor Ajuste		SMITH J' (s/cm)	S _v medio (KN/m) ²
	J' (s/cm)	n'		
LS1 (12)	0.69	0.23	0.017	15
LS1 (17)	0.64	0.21	0.014	
LS2 (12)	0.47	0.17	0.009	
LS2 (17)	0.48	0.21	0.011	
(media)	0.57	0.21	0.013	
L				
ILS3 (12)	0.77	0.24	0.018	35
TLS3 (17)	0.89	0.19	0.017	
KLS4 (12)	0.82	0.15	0.012	
QLS4 (17)	0.72	0.19	0.013	
ULS5 (12)	1.18	0.17	0.021	
HLS5 (17)	1.13	0.18	0.021	
ILS6 (12)	1.27	0.07	0.014	
LS6 (17)	1.14	0.11	0.016	
y (media)	0.99	0.16	0.017	
P				
PLS7 (12)	0.49	0.20	0.011	60
QLS7 (17)	0.43	0.25	0.011	
SLS8 (12)	0.53	0.13	0.008	
KLS8 (17)	0.56	0.08	0.007	
I (media)	0.50	0.17	0.009	
T				

T (1980) No describen como determinaran el valor de amortiguamiento de Smith. Un análisis de las figuras IV.5 y IV.6 sugiere que la curva potencial intercepta la recta correspondiente al amortiguamiento de Smith, por todos los casos reportados por los autores, un valor de velocidad de orden de 1.25 m/s, que es un valor

representativo de velocidad de la partícula que ocurre por ocasión del segundo hincado HEERENA (1981).

Se observa también, en la tabla IV.4, una incorrección en la unidad de J y J' de la función potencial. En realidad el producto $J.V^n$, o semeja $(d/m)^n$. Esta incorrección puede ser muy significativa cuando se desea trabajar en un sistema de unidades diferente al de la tabla.

Expresándose las ecuaciones (IV.6) y (IV.7) sobre la forma logarítmica, se obtiene:

$$\text{Log } (R_d/R_s-1) = \log J + n \log v \dots\dots\dots (IV.8)$$

LITKOUHI Y POSKITT (1980) dicen que los valores de $[(R_d/R_s-1)]$ y $[v]$ en escala logarítmica se obtuviera una recta con inclinación n. La intersección de esta recta con la ábsisa y las ordenadas para $v=1$ corresponde al valor de J.

En la figura IV.7 LITKOUHI y POSKITT (1980) presentan los resultados obtenidos, juntamente con los de GIBSON y GOYLE (1968), DAYAL y ALLEN (1975) y HEEREMA (1979a). Se observa de esta figura, que los valores de n y n' son menores de que la unidad, lo que confirma el comportamiento no lineal. Los exponente n y n' son de orden de 0.2 para los resultados presentados en la tabla IV.4.

Los gráficos muestran, tanto para la fricción lateral como para la punta, que la resistencia dinámica es muy dependiente de la velocidad para pequeñas velocidades y muy poco dependiente para las velocidades elevadas.

Los valores de amortiguamiento de punta encontrados por LITKOUHI y POSDITT (1980) son inferiores a los de fricción semejantemente al que fue observado por DAYAL y ALLEN (1975), difiriendo también de que fue popuesto por SMITH (1960).

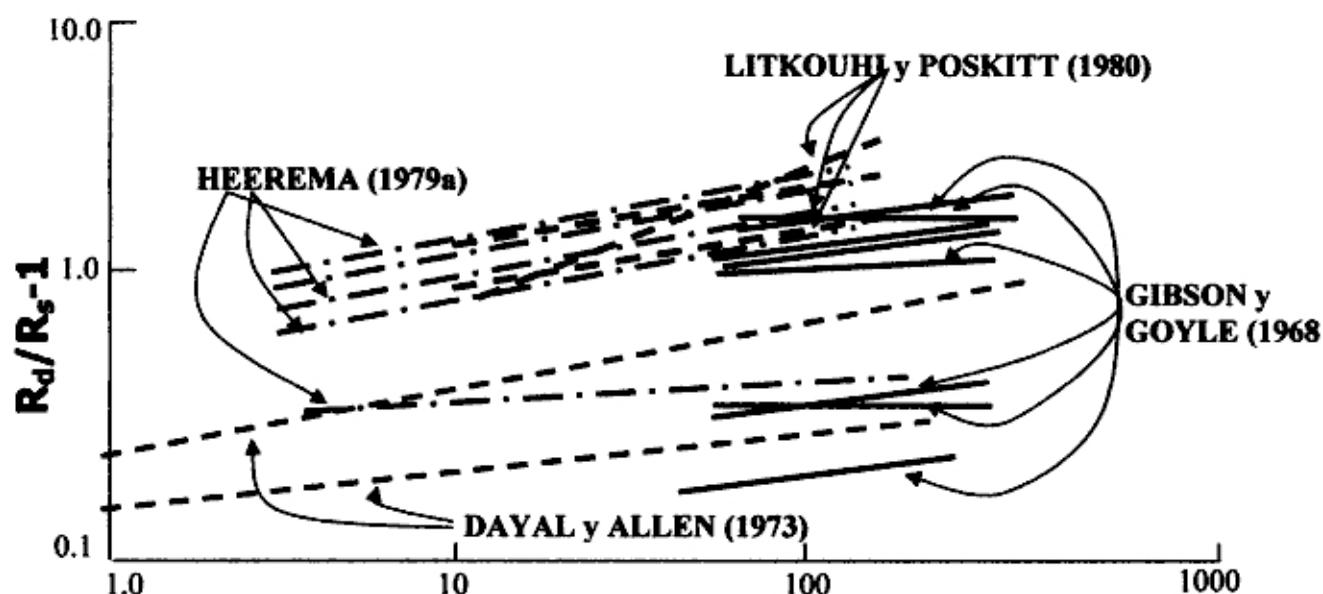


FIGURA IV.7. Tendencia no lineal de los datos (LITKOUHI y POSKITT, 1980)

IV.2.10 Heerema (1981):

HEEREMA (1981) presenta un equipamiento desarrollado para la determinación de las características de amortiguamiento de la punta del pilote (IV.8).

Las muestras eran cargadas verticalmente y, a través de una abertura en la placa superior, hasta una penetración en el interior de la muestra, a diferentes velocidades, siendo así mismo obtenida una relación entre la resistencia de la punta y la velocidad.

HEEREMA (1981) resalta que este tipo de ensayo y adecuado apenas las muestras de arenas porque, en este caso, la resistencia de la punta es preponderante y separable de la resistencia por fricción lateral, de valor mucho mas reducido.

La relación de velocidades de penetración empleada en los ensayos de HEEREMA (1981) fue de 2×10^{-4} a 0.16 m/s.

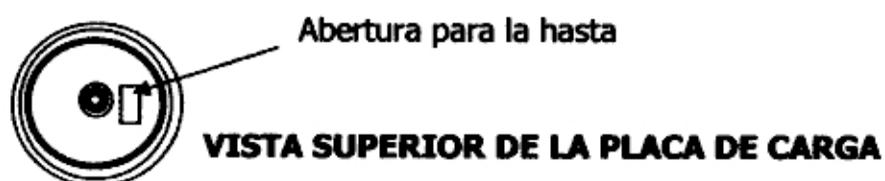
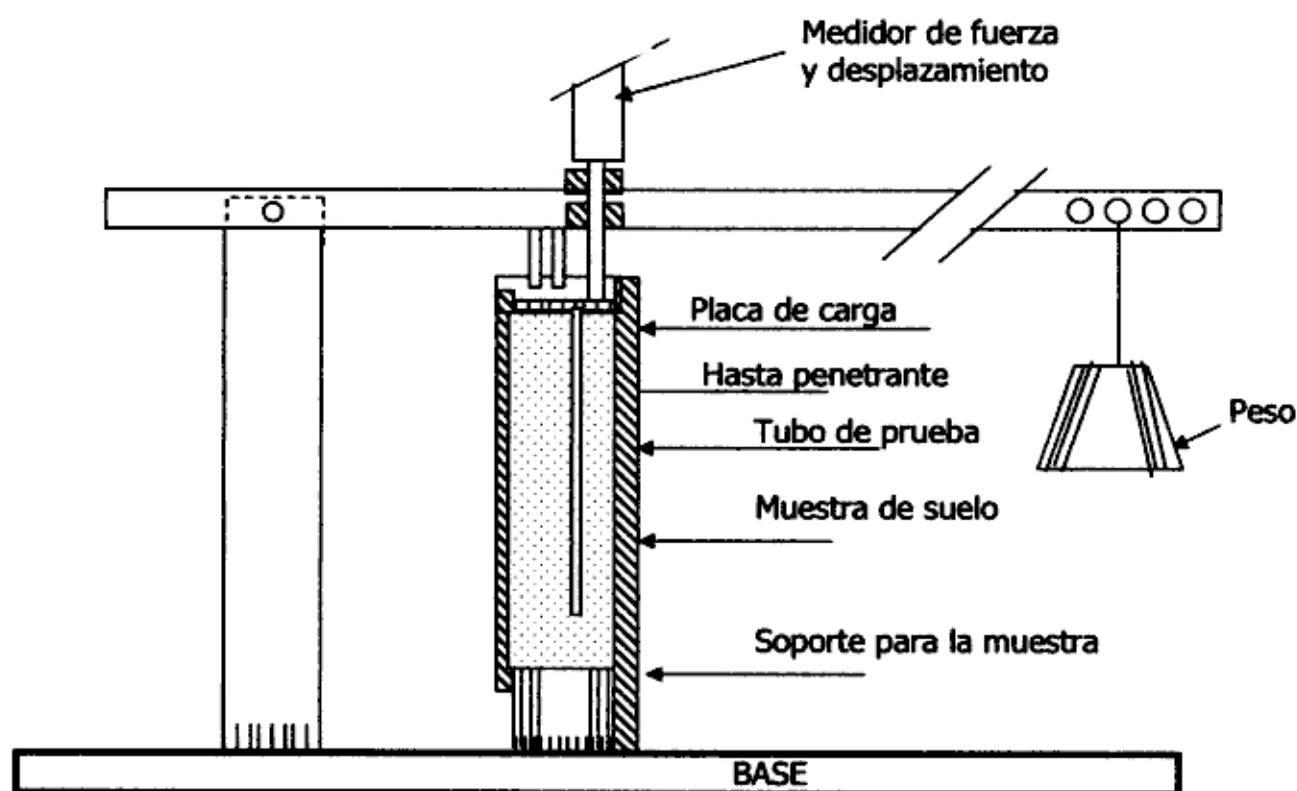


FIGURA IV.8. Equipo para determinar los valores de amortiguamiento de la punta en arenas (HEEREMA, 1981).

El material ensayado consistía en una arena fina, ligeramente limosa, compacta.

La figura IV.9 muestra los resultados de estos ensayos, que también fueron escritos de la forma.

$$R_d = R_s (1 + Jv^n) \dots\dots\dots(IV.9)$$

Donde R_d , R_s , v y n ya fueron anteriormente definidos.

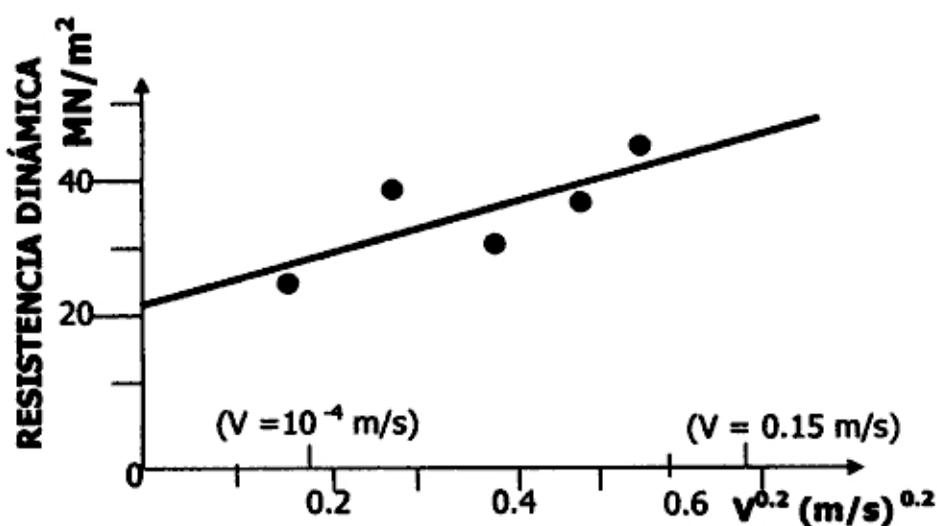


FIGURA IV.9 Resultado de un ensayo de penetración dinámica en un área compactada (HEEREMA, 1981).

(HEEREMA, 1981) llega a los valores de $J = 2 \text{ (s/m)}$ y $n = 0.2$, el autor comenta que el valor de $n = 0.2$, por eje encontrado, semejantemente a GIBSON y GOYLE (1968), representa una relación fuertemente no lineal. Para bajas velocidades, la resistencia de la punta es fuertemente dependiente a la velocidad, en cuanto que para velocidades elevadas la resistencia de la punta es muy poco dependiente de la velocidad. Este factor ya había sido observado anteriormente por el mismo autor para la fricción lateral en arcillas (HEEREMA, 1979a) y es recurrente el valor de $n = 0.2$ encontrado también por LITKOUHI y POSKITT (1980).

El autor puntualiza que los resultados obtenidos se aproximan a los resultados de GIBSON y GOYLE (1968), más son bastante diferentes a los valores propuestos por SMITH (1960), que asumen una ley de variación lineal entre la relación R_d/R_s y la velocidad.

IV.3. CONSIDERACIONES DE LOS TRABAJOS PUBLICADOS:

1. Abarca todos los trabajos publicados, comentados en el ítem anterior, su objetivo es la determinación del comportamiento del suelo sobre el carga dinámico, la extrapolación de sus conclusiones al caso del hincado de pilote debe ser vista con mucho cuidado. Esto porque en este caso, está presente tanto la contribución del amortiguamiento del material (viscoso e histerético) como geométrico o por radiación.

En el caso de los trabajos del ítem IV.2., la mayor parte de las investigaciones indicadas fue realizada en condiciones tal que sea evidente la predominancia, en el ensayo, de amortiguamiento del material. En otros, entre tanto se puede observar que está presente también la contribución del amortiguamiento por radiación. Igual con esas restricciones, a varios puntos comunes de que los trabajos que merecen ser resaltados. Fue asimismo elaborado el cuadro IV.1, que resume los principales aspectos de cada trabajo.

Cabe señalar que, en los mismos casos donde el amortiguamiento por radiación parece ser alguna contribución significativa, la extrapolación del caso real de hincada de los pilotes y la problemática, de vez que la restricción impuesta por el recipiente de ensayo (tanque o muestra de grandes dimensiones) es ciertamente distinta a las condiciones de campo, más próximas del semi-espacio infinito.

2. En los casos donde el amortiguamiento preponderante presumible del ensayo en el material, algunas conclusiones surgen:
 - a. **Para arcillas**, todos los trabajos (CASAGRANDE y SHANNON, 1949, WHITMAN, 1957, GIBSON Y GOYLE, 1968, HEEREMA, 1979^a) mostraran que la resistencia dinámica es mayor que la estática (1.5 a 3.0 veces mayor, considerando los cuatro trabajos).

- b. Para arenas, hay que distinguir los casos de las arenas secas y húmedas de las arenas saturadas.

En realidad, el caso de las arenas secas y húmedas, todos los trabajos (CASAGRANDE y SHANNON, 1949, WHITMAN, 1957,

TABLA IV.5. Resumen de los trabajos publicados.

TRABAJO	MATERIAL	ENSAYO	AMORTIGUAMIENTO PREPONDERANTE PRESUMIBLE EN EL ENSAYO	PRINCIPALES CONCLUSIONES
CASAGRANDE Y SHANNON (1949)	Arcillas	Especial con muestras de pequeñas dimensiones	Material	Resistencia de arcillas cortadas rápidamente = 1.5 a 2 veces la Resistencia Estática.
	Arena Seca Compacta.			Resistencia de arena cortadas rápidamente = 1.1 veces la resistencia estática.
SEED Y LUNDGREN (1954)	Arenas Saturada	Triaxial	Material	Resistencia Dinámica de la Arena Fina compactas = 1.4 la resistencia estática.
WHITMAN (1957)	Arcillas	Especial con muestras de pequeñas dimensiones	Material	Resistencia de arcilla cortadas rápidamente = 1.5 a 2 veces la resistencia estática.
	Arenas secas y húmedas			Efecto de la velocidad de la resistencia despreciable.
	Arenas saturadas			Resistencia aumenta con la velocidad.
CUNNY y SLOAN (1962)	Arena Seca	Zapata modelo en tanque	Material y Geométrico	Resistencia Dinámica de la zapata = 1.3 veces la resistencia estática
FOREHAND y REESE (1964)	De arcillas y pedregosas	Pruebas de Carga y Reg. de hincada	Material y Geométrico	Propone valores para desplazamiento y amortiguamiento considerando J fricción = $1/3 J$ punta.

GIBSON y GOYLE (1968)	Arcillas Arenas húmedas	Especial, con muestras de pequeñas dimensiones.	Material	Arcillas y arenas presentan comportamiento fuertemente no lineal, representado por la ecuación: $R_d = R_s (1 + Jv^n)$, con $n = 0.2$ para ambos materiales. $J=f(0)$ para arenas y $J=f(IL)$ para arcillas, J aumenta cuando la resistencia disminuye.
DATAL Y ALLEN (1973, 1975)	Arcillas	Penetrómetro en tanque.	Material y Geométrico	Resistencia de la punta y fricción lateral aumentan con la velocidad. Relación $R_d = R_s$ y proporcional a $\log(v/v_s)$. La constante de proporcionalidad es definida como la viscosidad KL , mayor para la fricción lateral de que para la punta. KL aumenta cuando la resistencia disminuye.
	Arena Seca.			Efecto de la velocidad y despreciable.
DATAL Y ALLEN (1973, 1975)	Arcillas	Penetrómetro en tanque.	Material y Geométrico	Resistencia de la punta y fricción lateral aumentan con la velocidad. Relación $R_d = R_s$ y proporcional a $\log(v/v_s)$. La constante de proporcionalidad es definida como la viscosidad KL , mayor para la fricción lateral de que para la punta. KL aumenta cuando la resistencia disminuye.
	Arena Seca.			Efecto de la velocidad y despreciable.
HEERENA (1979*)	Arcillas	Especial para la determinación de la fricción lateral.	Material	Fricción lateral es fuertemente dependiente de la velocidad para velocidades bajas y poco dependiente a velocidad para velocidades altas, depende también significativamente, la presión horizontal.
	Arena húmeda			No fue observado efecto de la velocidad.
LITKOUHI y	Arcillas	Pilote modelo de muestras	Material y Geométrico	Arcillas presentan comportamiento fuertemente

POSKITT (1980)		de suelo		no lineal, representado por la ecuación: $R_d = R_s (1 + Jv^n)$, con $n = 0.2$. Amortiguamiento de la punta inferior al de la fricción.
HEERENA (1981)	Arenas húmedas	Especial para la determinación de la resistencia de la punta.	Material y Geométrico	Arcillas unidas muestran un comportamiento no lineal de la forma: $R_d = R_s (1 + Jv^n)$, $n = 0.2$.

HEEREMA, 1979a), con excepción de (GIBSON y GOYLE, 1968), verificarán que el efecto de la velocidad de la resistencia es prácticamente despreciable.

Ya en el caso de las arenas saturadas, los dos trabajos que trataran del asunto (SEED y LUNDGREN, 1954, WHITMAN, 1957) mostraron que la resistencia dinámica es mayor que la estática.

3. En los casos donde se presume existir también una influencia significativa del amortiguamiento geométrico, también del material ha de distinguir nuevamente cuando el material.
 - a. **Para arcillas**, los tres trabajos (DAYAL y ALLEN, 1973, 1975, LITKOUHI y POSKITT, 1980) llegaron a las mismas conclusiones cualitativas obtenidas anteriormente para el caso simplemente de amortiguamiento del material, o sea, la resistencia dinámica es mayor que la estática.
 - b. **Para arenas (secas y húmedas)**, a una cierta contradicción. Dos trabajos (CUNNY y SLOAN, 1962, HEEREMA, 1981) llegaron a conclusiones distintas del caso donde existe el amortiguamiento del material predominante, o sea, verificarán que la resistencia dinámica es mayor que la estática, en cuanto que DAYAL y ALLEN, 1973, 1975) verificarán no haber influencia de la velocidad en la resistencia.

Es mas probable, en este caso, que las pequeñas dimensiones del tanque empleado por DAYAL y ALLEN (1973, 1975) habían sido de orden tal que a

minimizar el amortiguamiento geométrico es, asimismo, el ensayo haber sido preponderante del amortiguamiento del material.

Podría verificarse una influencia del amortiguamiento geométrico tanto para arcillas como para arenas, o que es inclusive consistente con la definición del coeficiente de amortiguamiento geométrico de la teoría de la estastodinámica (LYSMER y RICHART, 1966, apéndice III).

4. NOVAK et al (1978), citados por SIMONS /1985), muestran que cuando el golpe aplicado al pilote resulta apenas en desplazamientos elásticos. Los efectos del amortiguamiento geométrico o por radiación son mucho mas importante de los efectos de amortiguamiento del material. La parte material de amortiguamiento, sin embargo, se torna importante para carga que resulten en desplazamientos relativos en la interfase pilote-suelo, o sea desplazamientos plásticos.

En el trabajo de CUNNY y SLOAN (1962), citado por FOREHAN y REESE (1964), se observa que la figura IV.1. que a mayor porción de amortiguamiento en un espacio previo al descarga, probablemente la porción geométrica, aún en el trecho elástico de la curva. CUNNY y SLOAN (1962) probaron zapatas e pequeñas dimensiones en un tanque de ensayo, en condiciones que favoreciera el desarrollo del amortiguamiento geométrico. A medida en que ocurre la plastificación, el amortiguamiento geométrico parece caer abruptamente evidenciando, en este nivel de carga, es probable la presencia significativa del amortiguamiento del material.

FOREHAND e REESE (1964) determinaran el coeficiente de amortiguamiento viscoso a partir de los ensayos de CUNNY y SLOAN (1962) para desplazamientos elásticos, cuando debe prevalecer el amortiguamiento geométrico.

5. Independientemente de la consideración en cuanto al tipo de amortiguamiento, en varios de los casos donde se verifica que la resistencia dinámica es mayor que la estática, los autores (GIBSON y GOYLE, 1968, DAYAL y ALLEN, 1973, 1975, HEEREMA, 1979^a, 1981, LITKOUHI y POSKITT, 1980)

constataran un comportamiento fuertemente no lineal entre la relación de la resistencia dinámica/ resistencia estática R_d / R_s y la velocidad v . Este comportamiento fue traducido de una manera general por la expresión $R_d = R_s (1 + Jv^n)$, con n en la mayor parte de los casos igual a 0.2 .

Esta expresión (con $n=0.2$) significa que la resistencia dinámica es fuertemente dependiente de la velocidad para velocidades bajas y poco dependiente de velocidad para velocidades elevadas.

6. GIBSON y GOYLE (1968) y DAYAL y ALLEN (1973, 1975) verificaran que el amortiguamiento es mayor para menores valores de resistencia estática.
7. DAYAL y ALLEN (1973, 1975) y LITKOUHI y POSKITT (1980) obtuvieran valores de amortiguamiento de punta inferiores a los de la fricción lateral.
8. Las observaciones relacionadas en (5), (6) y (7) son distintas de las proposiciones de SMITH (1960), en que R_d / R_s y v son relacionados por la expresión: $R_d = R_s (1 + Jv)$, con J independiente del tipo de suelo (y también de su resistencia), mayor para la punta (3 veces) que para la fricción lateral.
9. Una vez que el modelo de SMITH (1960) no incluía explícitamente el amortiguamiento geométrico, es natural que las constantes utilizadas en el análisis incorporen (Sin embargo de forma desconocida) el efecto de tal amortiguamiento. Esa es una fuerte razón para sugerir las modificaciones (tales como (5), (6) y (7) con los parámetros de SMITH (1960) a partir de los datos de retroanálisis de casos reales instrumentados.



**EVOLUCIÓN DE LOS MODELOS DE SUELO
PARA EL ANÁLISIS UNIDIMENSIONAL
DE HINCADO DE PILOTES**

CAPITULO V

EVOLUCION DE LOS MODELOS DE SUELO PARA EL ANÁLISIS DIMENSIONAL DE HINCADO DE PILOTES

V.1. GENERALIDADES:

Es bueno indicar, nuevamente, el comentario de RAUSCHE et al (1972) y GOBLE (1986) que el principal problema encontrado con el análisis CAPWAP y en realidad el modelo de suelo utilizado no siempre representa el comportamiento de la forma satisfactoria.

FOREHAND y REESE (1964) observaron, por ejemplo, que un número razonable de combinaciones de valores de desplazamiento y coeficientes de amortiguamiento del modelo de SMITH (1960) podría ser utilizado para ajustar los resultados de campo.

ORTIGAO (1983) realizó estudios parametrizados viendo reproducir el comportamiento observado en pilotes hincados sometidos posteriormente a pruebas de carga estáticas. Se concluye que el modelo no lineal de amortiguamiento por ejemplo, la expresión (IV.6) de LITKOUHI y POSKITT (1980). Resulta en una mejor concordancia con los registros de hincado.

En este capítulo será tratado, inicialmente, las limitaciones más importantes del modelo de SMITH (1960), y en seguida, será representados algunos modelos constituidos del suelo que llevan a un mejor conocimiento del comportamiento de pilotes durante el hincado.

V.2. LIMITACIONES BÁSICAS DEL MODELO DE SMITH (1960):

SIMONS (1985) enumera una serie de limitaciones teóricas y prácticas del modelo de SMITH (1960).

Una de las limitaciones resulta la formulación de las resistencias del suelo. El componente de *amortiguamiento* se comporta de forma elasto-plástica, es ea, antes de la ocurrencia del descarga de la resistencia movilizada esta en función del desplazamiento. La componente viscosa, por el tiempo antes de la ocurrencia del descarga es dependiente tanto de la velocidad como del desplazamiento en un punto considerado, ósea (ver figura II.12).

$$\text{Antes de la Descarga: } R_D = \frac{R_u}{Q} \left(1 + J \frac{\partial u}{\partial t}\right) u \quad \dots\dots (V.1)$$

$$\text{Después de la Descarga: } R_D = R_u + R_u J \frac{\partial u}{\partial t} = R_u \left(1 + J \frac{\partial u}{\partial t}\right) \quad \dots\dots (V.2)$$

SIMONS (1985) argumenta no ser transversal que el componente viscoso, anterior de la descarga, es también relacionado con el desplazamiento.

GOBLE (1986), todavía, relata que el amortiguamiento es introducido con frecuencia en el análisis de una forma ligeramente diferente de la defendida inicialmente por SMITH (1960), la cual sea, para la situación anterior de descarga:

$$R_D = R_u \left(\frac{u}{Q} + J \frac{\partial u}{\partial t}\right) \quad \dots\dots\dots (V.3)$$

La expresión (V.3) representa el modelo conocido como SMITH MODIFICADO (GOBLE, 1986), el cual la parte viscosa de la resistencia anterior al descarga, está en función apenas de la velocidad y del desplazamiento. De acuerdo con GOBLE (1986), este modelo de SMITH MODIFICADO representa un mejoramiento en relación al modelo original de SMITH (1960).

GOBLE et al (1986) presenta a otra formulación para el amortiguamiento, el cual consiste en la introducción de la impedancia del pilote en la determinación de la porción dinámica de la resistencia.

$$R_D - R_s = J_c \frac{EA}{c} v \quad \dots\dots\dots (V.4)$$

La constante J_c es adimensional, siendo designada como una constante de amortiguamiento de Case. Una importante ventaja de amortiguamiento de Case, de acuerdo con GOBLE (1986), y de que esta formulación permite la introducción de la resistencia dinámica cuando no es prácticamente la resistencia estática como en los casos de suelos arcillosos muy suave.

En este caso, por lo tanto la resistencia dinámica es aislada de la resistencia estática.

Otra limitación del modelo de SMITH (1960), descrita por NAKAO (1981) y SIMONS (1985), se refiere a las vibraciones que ocurren durante la hincado de pilotes diferentes de las ondas longitudinales. En realidad, el suelo ejerce dos tipos distintos de componentes de reacción en función de la velocidad, conforme se menciono en el capítulo IV. La primera componente es debida únicamente la viscosidad del material y la segunda solamente a su inercia (amortiguamiento geométrico o por radiación). El efecto de la viscosidad del material puede ser reproducido por un simple amortiguamiento viscoso. EL efecto del amortiguamiento inercial puede también ser producido por un amortiguador, simulando la reacción en función de la velocidad debida a la inercia del suelo, modelando la absorción de energía de las ondas de tensión.

Otro factor importante en la aplicación del modelo de SMITH (1960) la propagación de las ondas longitudinales en pilotes y de la definición del desplazamiento. El trabajo original recomienda un valor del desplazamiento de 2.5 mm para la movilización de la resistencia tanto por fricción lateral como de la punta. Por la experiencia práctica indica que le desplazamiento necesario para la movilización de la fricción lateral pude ser inferior al 2.5 mm (SIMONS, 1985). Por otro lado, elevados valores del desplazamiento de la punta también han sido observados por el análisis de registros de hincado (AUTHIER y FELLENIUS, 1980, HANNINGAN, 1984), como el desplazamiento representa el desplazamiento elástico máximo del suelo, el valor del desplazamiento debe aumentar con el diámetro del pilote.

V.3. MODELO DE HOLEYMAN (1984)

El modelo propuesto por HOLEYMAN (1984) consiste en una extensión del método sugerido por RANDOLPH y WROTH (1978) para la fricción lateral y de la analogía de Lysmer (LYSMER, 1965, LYSMER y RICHART, 1966), para la punta del pilote.

V.3.1. Comportamiento de la punta:

LYSMER (1965) verifica que un sistema masa-amortiguamiento-amortiguador con un único grado de libertad puede producir adecuadamente al comportamiento armónico, de una zapata rígida sometida en una carga vertical. La gran importancia del análisis de LYSMER (1965) fue el establecimiento de ligación entre la teoría del semi-espacio elástico y el sistema masa-amortiguamiento –amortiguador. La analogía de Lysmer es gobernada por la siguiente expresión.

$$m \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + c \frac{\partial u}{\partial t} + ku = Q \quad \dots (V.5)$$

En la cual:

$$C = \frac{3.4 R^2}{(1 - \nu)} \sqrt{\rho G} \quad \dots \dots \dots (V.6)$$

$$K = \frac{4GR}{(1 - \nu)} \quad \dots \dots \dots (V.7)$$

NOTA: Las cargas dinámicas que actúan sobre las estructuras pueden ser clasificadas como determinantes y probables. Determinantes son aquellos cuya variación con el tiempo puede ser determinada con un cierto grado de precisión, o sea, puede ser definidos en función del tiempo analítica o numéricamente. Cargas probables son aquellos cuya variación tonel tiempo puede ser definida en términos de características probables.

Las cargas dinámicos determinantes se clasifican en periodos y no periódicos. Los periódicos se dividen en armónicos que presentan una variación sinodal con el tiempo, y no armónicos, estos pueden ser descompuestos en una serie de cargas armónicas de frecuencias múltiples. Los cargas no periódicos puede ser trasciendes o de corta duración y arbitrarios (VENACIO FILHO, 1987).

Siendo:

u : Desplazamiento vertical de la zapata.

t : Tiempo

m : Masa

C : Constante de amortiguamiento

K : Constante de *amortiguamiento*.

R : Radio de la zapata.

v : Coeficiente de Poisson.

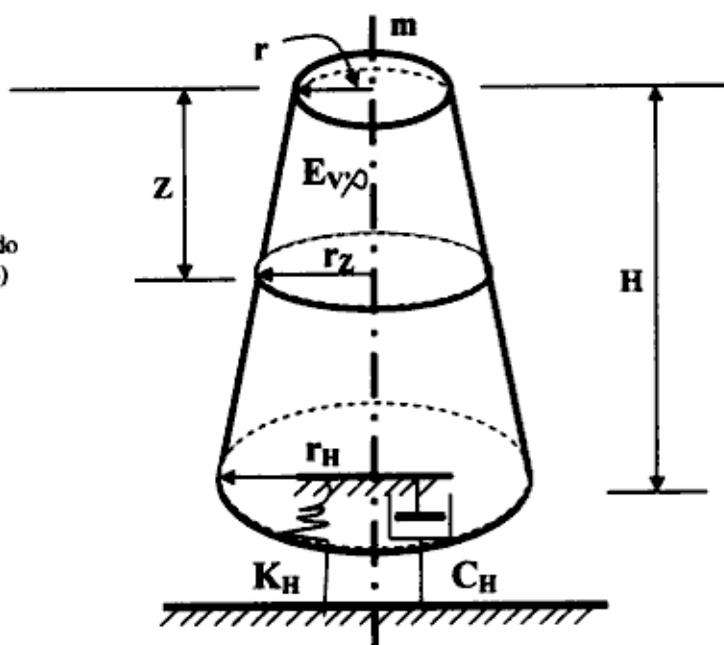
ρ : Masa Específica del suelo.

G : Módulo aislante del suelo.

Q : Fuerza vertical actuante de la fundación

HOLEYMAN (1984) argumenta que, en función de su simplicidad, la analogía de Lysmer no puede ser extendida a un semi-espacio no homogéneo y no lineal. De forma al incluir algunos factores esenciales tales como heterogeneidades y no lineales, HOLEYMAN (1984) sugiere un modelo que utiliza el concepto de un sólido equivalente: debajo de la fundación o semi-espacio y sustituido por un sólido de extensión lateral finita y cuyo contorno inferior tenemos que satisfacer ciertas condiciones (figura V.1).

FIGURA V.1. Concepto de sólido equivalente (HOLEYMAN, 1984)



El modelo de HOLEYMAN (1984) posibilita la consideración de un comportamiento elástico lineal o elástico no lineal para el sólido equivalente.

HOLEYMAN (1984) demuestra en su tesis que el módulo de elasticidad de dirección vertical E_v , el modelo elástico lineal, es dado por:

$$E_v = \frac{G}{0.85 (1 - \nu)^2} \dots\dots\dots(V.8)$$

El radio r del sólido equivalente es definido como una función de profundidad z (deducido por HOLEYMAN, 1984).

$$r(z) = R + \frac{(1 - \nu)}{0.85} z \dots\dots\dots(V.9)$$

La extensión vertical del sólido puede ser escogida como cualquier altura H , desde que la base repose en un sistema de un único grado de libertad definido por una constante de *amortiguamiento* K_H es un coeficiente de amortiguamiento C_H determinados, respectivamente, por las expresiones (V.7) y (V.6).

La ley Hiperbólica de KONDNER (1963) fue utilizada en base a su formulación simple y porque necesitaba, para su definición, se solamente dos parámetros: La resistencia última y el módulo de deformación inicial.

$$\frac{\epsilon_v}{\epsilon_0} = \frac{n}{1 - n} \dots\dots\dots (V.10)$$

Siendo:

n : Razón de movilización de la resistencia por q/q_r

q : Tensión vertical en la base.

q_r : Resistencia última en la base.

ϵ_v : Deformación Vertical.

ϵ_0 : Deformación de la referencia.

$$\epsilon_0 = \frac{q_r}{E_i} \dots\dots\dots (V.11)$$

E_i : Modulo Tangente Inicial.

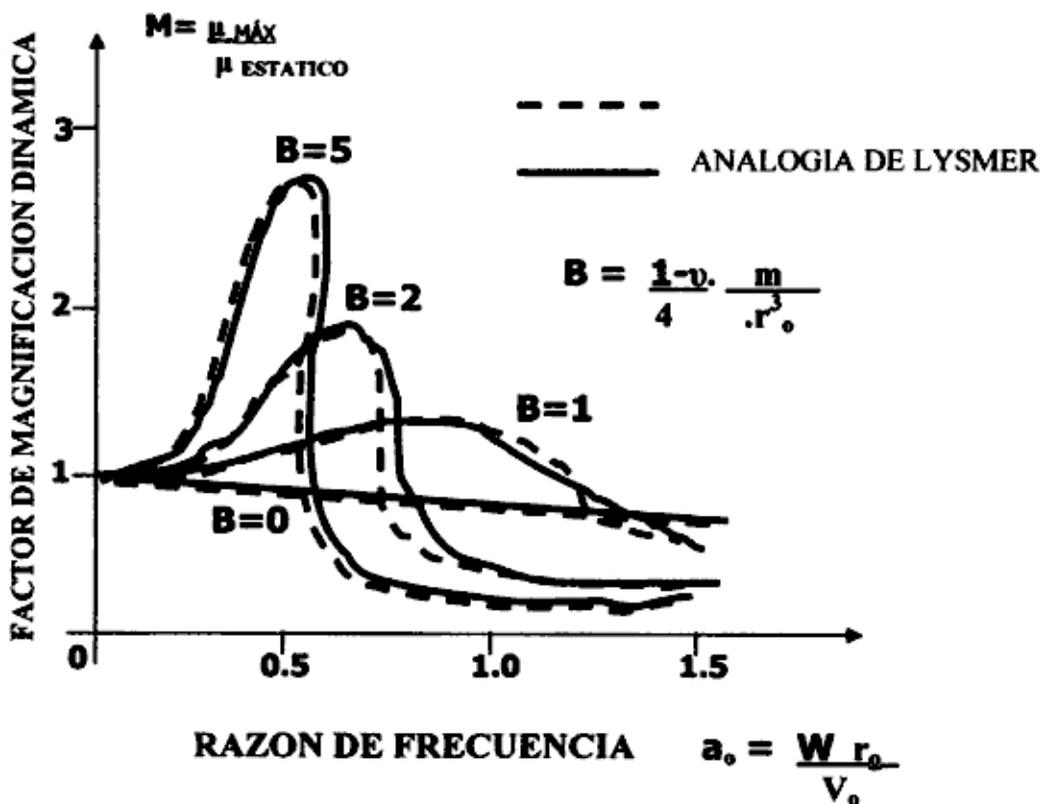


FIGURA V.2: Curvas de repuesta dinámica de una zapata rígida (HOLEYMAN, 1984).

Se conoce que la resistencia última (q_r) en la base y el módulo tangente inicial E_i , se obtiene la relación n versus ϵ o q versus ϵ necesaria la determinación de los desplazamientos (en este caso, no lineales).

Para el descarga, la relación tensión versus deformación es gobernada por el módulo tangente inicial se considera así mismo la pérdida de energía. Ese comportamiento *histerético* lleva al amortiguamiento del movimiento conocido como amortiguamiento *histerético*. Esta porción de amortiguamiento es atribuida a la naturaleza intrínseca del comportamiento del material, no estando relacionada a la velocidad del carga, siendo la función apenas de la trayectoria de tensiones. En las extremidades inferiores del sólido equivalente, el nivel de tensiones es tan bajo que para fines prácticos, o medio elástico subyacente puede ser considerado como elástico-lineal, pudiendo ser substituido por un sistema amortiguamiento-amortiguador.

HOLEYMAN (1984) sugiere que los efectos viscosos sean incorporados como propuesto por SMITH (1960).

Las tensiones inducidas por el amortiguamiento viscoso pueden ser expresadas como:

$$q = E_i \epsilon_v + E' \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} \dots\dots\dots (V.12)$$

Siendo:

E' = Modulo de Viscosidad.

V_i = Modulo tajante inicial

ϵ_v = Deformación, $\epsilon_v = \epsilon_0 n / (1-n)$

ϵ_0 = Deformación de Referencia.

q = Tensión Vertical en la Base de la Fundación.

$\frac{\partial \epsilon_v}{\partial t}$ Velocidad de Deformación, resultado del cálculo de la propagación de onda en el suelo subyacente de la base.

HOLEYMAN (1984): Investigaciones en la literatura aspectos concernientes en los efectos de la velocidad de deformación en la Resistencia del suelo, propuestos para valores bajos de la velocidad:

$$q_{r,d} = q_r^{ref} (1 + v^{0.2}) / 1.46 \dots\dots\dots (V.13)$$

Siendo:

$q_{r,d}$ - Resistencia última obtenida para la velocidad de la carga v .

q_r^{ref} - Resistencia calculada para las velocidades de referencia de 0.02 m/s.

La fuerza instantánea en los elementos de l suelo sobre la base del pilote, es entonces, calculada por la suma de la resistencia estática, dada en el caso del modelo elástico no lineal, por la ley hiperbólica (V.10), con los efectos viscosos expresados por la ecuación (V.12). Los desplazamientos son calculados por medio de una integración explícita en las ecuaciones de movimientos, como un análisis tradicional de la ecuación de onda, considerándose todavía los efectos del amortiguamiento geométrico. La fuerza instantánea total es entonces limitado por el valor de la resistencia dependiente de la velocidad (V.13).

HOLEYMAN (1984): Resalta que el modelo propuesto permite la evaluación experimental, con base a los registros del hincado de varios parámetros y la verificación de la importancia relativa de los diferentes tipos de amortiguamiento. Llama la atención de que los parámetros considerados, conjuntamente con la resistencia última y el módulo tangente inicial, pueden ser determinados por ensayos convencionales en Laboratorio o ensayos in- situ.

V.3.2. Comportamiento de la Fricción Lateral:

HOLEYMAN (1984 - 1985): Dice que el desarrollo de un modelo que describe el comportamiento dinámico no lineal de pilotes sometidas a la acción de la fricción lateral consiste en tres etapas diferentes:

- i Análisis del problema bajo condiciones estáticas.
- ii Análisis del problema bajo carga armónica.
- iii Generalización de las soluciones disponibles para el caso de grandes deformaciones.

V.3.2.a. Equilibrio Estático:

HOLEYMAN (1985): Dice que dentro de las soluciones disponibles relativas de la fricción lateral, se adopta un modelo disparejo propuesto por RANDOLPH y WROTH (1978), que separa el medio

continuo en dos partes: semi-espacio relacionado a la resistencia de la punta y una capa de profundidad D correspondiente a la fricción Lateral.

Se asume que el pilote es rígido y el desplazamiento U_s del eje es obtenido por integración de las distorsiones angulares de los cilindros concéntricos circundantes del pilote. Considerando algunas hipótesis simplificadas, RANDOLPH Y WROTH (1978) llegan a la expresión:

$$u_s = \frac{\tau_s R}{G} \ln \left(\frac{R_m}{R} \right) \dots\dots\dots (V.14)$$

y

$$R_m = 2,5 D (1 - \nu) \dots\dots\dots (V.15)$$

Siendo:

τ_s = Tensión corte movilizada a lo largo del eje.

R = Radio del pilote.

G = Módulo corte del suelo.

R_m = Radio de influencia del contorno del cilindro.

ν = Coeficiente de Poisson.

RANDOLPH y WROTH (1978) introducirán correcciones en la viga de influencia de forma a considerar menos heterogénea.

V.3.2.b. Equilibrio Dinámico:

De acuerdo con HOLEYMAN (1984), a partir de las hipótesis de que el pilote es rígido y longitud infinita y con base en la ecuación diferencial de BARANOV (1967), kuhlemeyer (1979) presenta una solución que describe a la reacción del suelo como un movimiento vertical armónico, de forma:

$$\tau = C_h \frac{\partial u}{\partial t} \dots\dots\dots (V.16)$$

Siendo:

τ = Tensión corte.

u = Desplazamiento Vertical.

$$C_h = \sqrt{\rho G} C(a_o) \dots \dots \dots (V .17)$$

Siendo:

ρ = Masa Específica del Suelo.

G = Módulo corte del suelo.

a_o = Frecuencia Adimensional.

$C(a_o)$ = Función de Frecuencia Adimensional a_o .

HOLEYMAN (1984), señala que, para elevados valores de a_o la parte imaginaria de $C(a_o)$ tiende a cero, en cuanto a la parte real tiende a la unidad. En este caso, la reacción del medio infinito al movimiento del pilote puede ser sustituido por un amortiguamiento con una constante de amortiguamiento igual a $\sqrt{\rho G}$

De forma que al limitar la extensión del cilindro del contorno, puede ser considerado, por ejemplo, $a_o > 8$, llegándose a un coeficiente de amortiguamiento por espesor unitaria de eje igual a:

$$C = 2 \pi R_m \sqrt{\rho G} \dots \dots \dots (V .18)$$

Para simular el comportamiento del modelo del contorno $R = R_m$

V.3.2.c. Comportamiento a Grandes deformaciones:

En el caso de grandes deformaciones, **HOLEYMAN (1984)**, adopta la ley hiperbólica de **KONDNER (1963)** relacionando la tensión corte τ . Introduciendo τ_f , la tensión corte límite es siendo $\gamma_r = \tau_r / G_i$ la deformación corte de referencia, a la ley hiperbólica es expresada por:

$$\gamma / \gamma_r = n / (1-n) \dots \dots \dots (V.19)$$

Siendo:

$N = \gamma / \gamma_r$, Razón de movilización.

G_i Módulo corte tangente inicial.

La Representación gráfica de la Ley Hiperbólica, figura V.3. Muestra el aspecto aproximadamente lineal para pequeñas deformaciones y el comportamiento plástico para elevadas deformaciones.

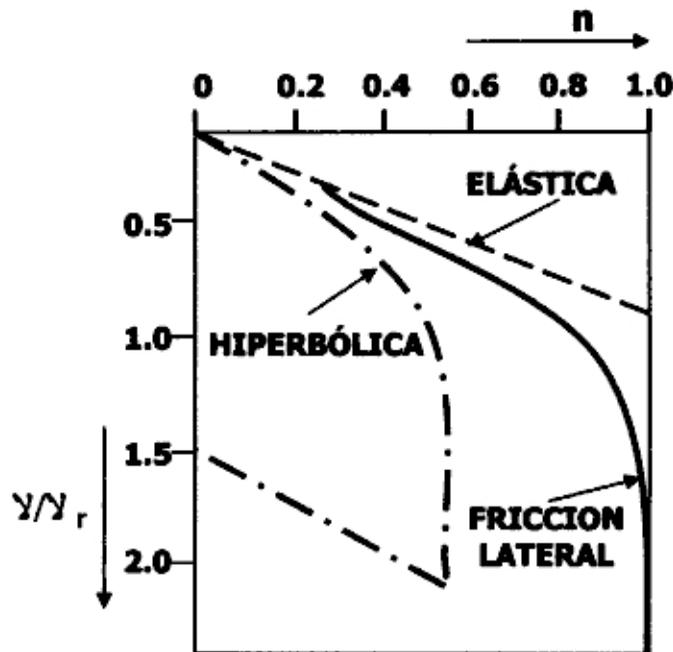


FIGURA V.3. Curvas de Deformación (HOLEYMAN, 1985).

V.3.2.d. Modelo Simplificado:

El modelo simplificado propuesto por HOLEYMAN (1984), fue desarrollado con base a los procedimientos descritos anteriormente, que consiste en un sistema de un único grado de libertad, el cual es presentado en la figura V.4.

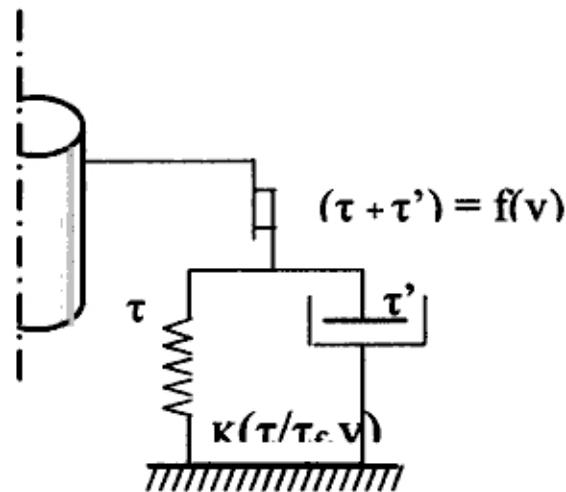


FIGURA V.4. Modelo Simplificado de un grado de libertad (HOLEYMAN, 1984).

La figura V.4. Ilustra un sistema resorte- amortiguador, cuyos parámetros K y C varían con el nivel de carga teniendo las siguientes características:

- i El comportamiento de resorte sigue una ley del tipo hiperbólica, cuya asíntota depende de la velocidad.
- ii El amortiguamiento tiene un coeficiente de amortiguamiento geométrico.
- iii La suma de los dos tienen del sistema resorte-amortiguador es limitada por una resistencia y un función de velocidad.

La tensión del amortiguamiento, τ , esta en función del desplazamiento u y de la velocidad v (expresión V.20)

$$\tau = \frac{\tau_r (1 + Jv^{0.2})}{\frac{Q}{u} + 1} \dots\dots\dots (V .20)$$

Siendo:

τ_r - Resistencia Unitaria definida en la velocidad de referencia del ensayo de penetración (= 0.02 m/s).

Q - Valor de quake, calculado con el módulo corte inicial, G_i , como la teoría de RANDOLPH y WROTH (1978), expresión (V.14), como $u_s = Q$ y $G = G_i$

u, v- Desplazamiento y velocidad de la partícula.

J - Coeficiente de amortiguamiento.

La tensión τ' producida por el amortiguamiento es dada por:

$$\tau' = (1 - \frac{\tau}{\tau_r}) v \sqrt{\rho G}, \dots\dots\dots (V.21)$$

La suma de los dos tenemos, τ y τ' , es limitada por una resistencia, función de velocidad.

$$\tau + \tau' \leq \tau_r (1 + Jv^{0.2}), \dots\dots\dots (V.22)$$

HOLEYMAN (1984), En el ítem IV.4 de su tesis, presenta un procedimiento para la estimación de los parámetros necesarios para la caracterización del modelo del suelo para describir la fricción Lateral.

V.4. MODELO DE SIMONS (1985)

SIMONS (1985) presenta un modelo que utiliza la teoría de la elastodinámica para la determinación de los coeficientes de rigidez y amortiguamiento, en la cual es empleado un mecanismo de ruptura consistente con los procesos físicos comprendidos.

V.4.1. Interacción a lo largo del eje:

Es utilizado una adaptación de la solución de **NOVAK (1977)**, que considera un pilote cilíndrico rígido e infinitamente largo en un suelo elástico. **SIMONS (1985)** relata que esta aproximación fue usada inicialmente por **BARANOV (1967)** y que consiste en la afirmación del estado plano de deformación, o sea solamente es considerado la propagación horizontal de ondas de amortiguamiento.

Considerando la reacción de un segmento del pilote, **NOVAK (1977)** determina la tensión amortiguante τ , en la interface pilote- suelo, resultante de un movimiento armónico $u(t) = u \exp(i\omega t)$ (figura V.5) como:

$$\tau = \frac{G}{2\pi r_0} [S_{w1}(a_0) + iS_{w2}(a_0)] v \dots\dots\dots (V.23)$$

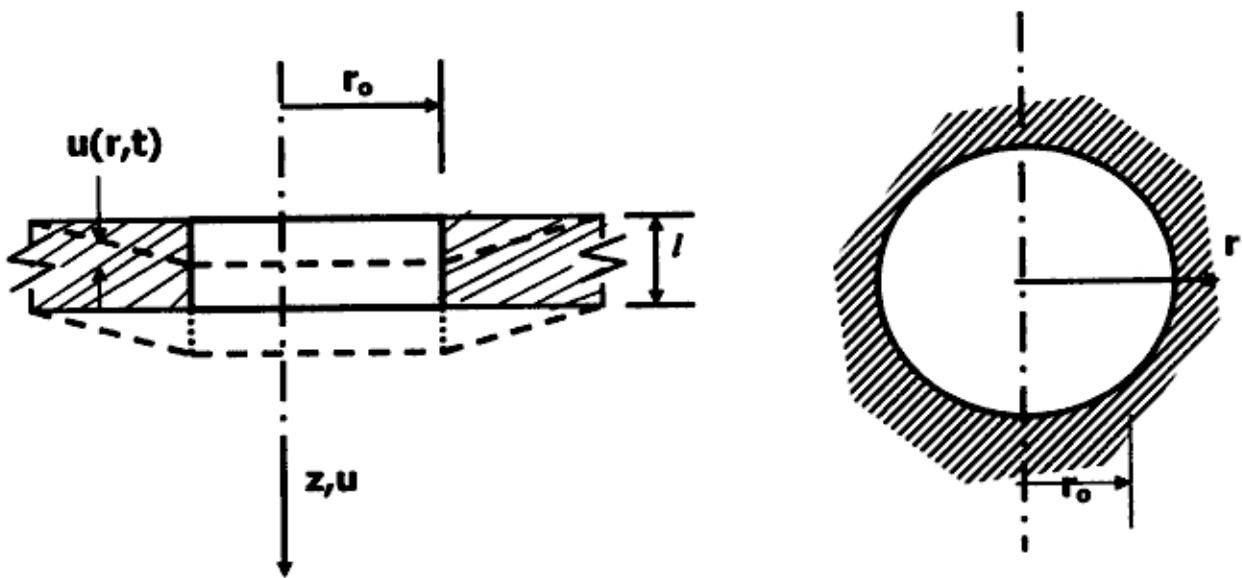


FIGURA V.5 – interacción a lo largo del eje (SIMONS, 1985)

Siendo:

G : Modulo de amortiguamiento 'cisalhante' del suelo

r_0 : Radio del Pilote.

w : Frecuencia

$a_0 = wr_0/v_s$: Frecuencia Dimensional.

v_s : Velocidad de Propagación de onda de amortiguamiento.

S_{w1} , S_{w2} = $f(a_0)$

De tal forma que al incorporar al análisis o desplazamiento pilote-suelo en el eje, en respuesta al pilote debe ser obtenida por la utilización directa de una integración en un tiempo o de lo contrario en un enfoque en dominio de la frecuencia, tal respuesta no puede contener parámetros dependientes de frecuencia. De esta forma, una solución de ecuación (V.23) independiente de la frecuencia se torna necesaria (SIMONS, 1985).

Se observa la figura V.6, se verifica que la función S_{w1} y la relación S_{w2} / a_0 pueden ser aproximadas por valores independientes de la frecuencia $S_{w1} = 2.9$ y $S_{w2} / a_0 = 2\pi$.

$$\tau = \frac{G}{2 \pi r_0} [2.9 + i 2 \pi a_0] \mu$$

La ecuación (V.23) se toma:

Más $u(t) = u \exp(i\omega t)$, así mismo:

$$\frac{\partial u(t)}{\partial t} = i\omega u \exp(i\omega t) = i\omega u(t)$$

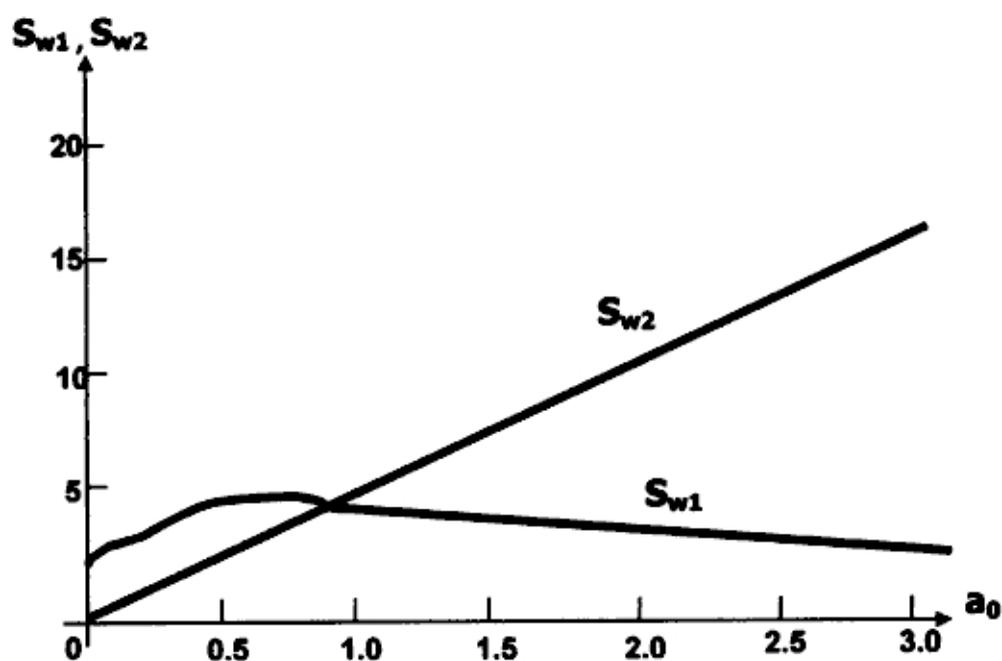


FIGURA V.6. Coeficientes de rigidez dinámica para suelos elásticos (SIMONS, 1985)

Luego:
$$\tau = \frac{G}{2\pi r_0} \left[2.9 + 2\pi \frac{a_0}{w} \frac{\partial u}{\partial t} \right]$$

Más:
$$a_0 = \frac{\omega r_0}{v_s}$$

Luego:

$$\tau = \frac{G}{2\pi r_0} \left[2.9 u + \frac{2\pi r_0}{v_s} \frac{\partial u}{\partial t} \right] \dots\dots\dots (V .24)$$

Esta ecuación representa un sistema simple resorte-amortiguador con coeficiente de rigidez:

$$Y \quad k_s = \frac{2,9G}{2\pi r_0} \dots\dots\dots (V.25)$$

Coefficiente de amortiguamiento:

$$C_s = G / V_s = G / \left(\frac{G}{\rho} \right)^{0.5} = (G\rho)^{0.5} \dots\dots\dots (V.26)$$

SIMONS (1985). Concluye, por lo tanto, que la resistencia del suelo puede, así mismo ser modelada por una serie de tales sistemas de resorte-amortiguador.

SIMONS (1985). Encontró una mejora de aproximación independiente de la frecuencia y concluye que las soluciones dependientes e independientes de la frecuencia presentan una diferencia de cerca de apenas 10%. Como la solución para los pilotes será constituida de armónicos englobando una gama de frecuencias, el error en la solución completa será menor que el mayor error obtenido para las frecuencias solas.

V.4.1.a. Deslizamiento de la interfase:

Cuando la tensión en la punta de la interfase dada por la ecuación (V.24) señala que la tensión de descarga (límite) del suelo, por conexión friccional pilote-suelo y quebrado. El sistema resorte-amortiguador es desligado del pilote y los desplazamientos del pilote y del suelo son calculados separadamente. El suelo continúa una resistencia con su tensión de desplazamiento hasta que el nivel de la tensión, dado por (V.24), se reduzca abajo del desplazamiento y la relación suelo-pilote sea restablecida (figura V.7).

Cuando el pilote se encuentra “separado” del suelo, los desplazamientos del pilote son calculados de manera usual, asumido que el suelo resista con su carga límite. Los desplazamientos del suelo son utilizados independientemente.

Por la resolución, a cada intervalo de tiempo, la ecuación de movimiento del sistema resorte-amortiguador sujeto a tensión de desplazamiento τ_s . De (V.24), se llega a:

$$2\pi r_0 l \tau_s = 2,9Glu + 2\pi r_0 l (G\rho)^{0.5} \partial u / \partial t$$

O

$$2\pi r_0 l \tau_s = k_s u + c_s \partial u / \partial t \dots\dots\dots (V.27)$$

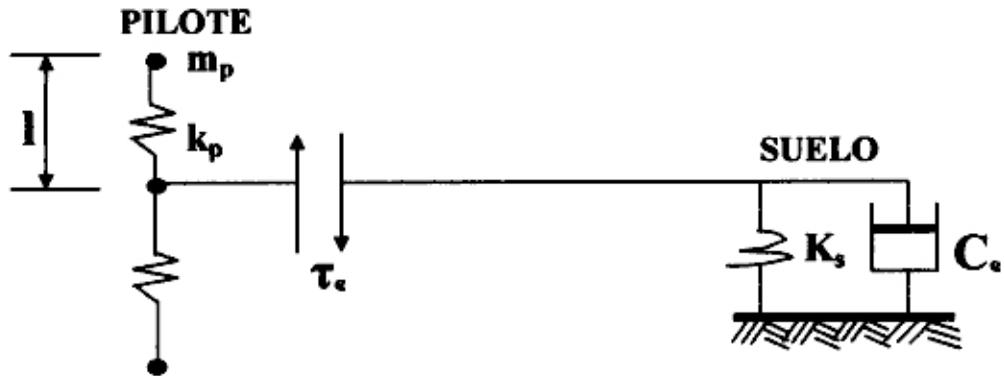


FIGURA V.7. Modelado del desplazamiento de la interfase suelo- pilote (SIMONS, 1985)

Los valores K_s y C_s de la expresión (V.27) corresponden a los valores de K_s (V.25) y C_s (V.26) multiplicados por $2\pi r_0 l$.

La ecuación (V.27) es una ecuación diferencial parcial cuya resolución (no presentada por SIMONS, 1985) fue desarrollada en este trabajo .

La resolución de la ecuación diferencial posibilita el calculo de la variación de desplazamiento del suelo Δu_s que ocurre por la actuación de la tensión τ_s en el intervalo del tiempo Δt .

$$\Delta u_s = (2\pi r_0 l \tau_s / k_s - u'_s) [1 - \exp (- k_s \Delta t / C_s)] \dots\dots (V.28)$$

Siendo:

u_s^t : Desplazamiento del suelo en el inicio del intervalo.

Con el desplazamiento, la tensión que el suelo adyacente al pilote estaría sujeto, en el caso de conexión suelo-pilote fuese restablecida y continuamente determinada por:

$$\tau = \frac{1}{2\pi r_0 l} \left[k_s u_s + C_s \frac{\partial u_p}{\partial t} \right] \dots\dots (V.29)$$

Siendo: $(u_s = u_s^t + \Delta u_s)$

U_s : Desplazamiento del suelo

$\frac{\partial u_p}{\partial t}$: Velocidad del Pilote.

Cuando la tensión τ , dada por la ecuación (V.29), se torna inferior a la tensión de desplazamiento τ_s , y la relación pilote suelo es restablecida con los incrementos de desplazamiento del suelo son iguales a los incrementos del desplazamiento del pilote.

SIMONS (1985) Resalta que esta modelación de la interacción pilote-suelo es consistente con el mecanismo físico real y tiene una ventaja de proveer, continuamente, una previsión de movimiento relativo pilote-suelo.

V.4.1.b. El Efecto de Viscosidad del Suelo:

Los efectos de amortiguamiento presentan la pérdida de energía en el pilote y el suelo en torno al pilote. Esta pérdida de energía a lo largo de las zonas de esquilamiento 'cislhamento' en torno al eje del pilote y en la punta de la misma es debida tanto al amortiguamiento material como al amortiguamiento geométrico (Ver capítulo IV).

- i). El amortiguamiento histerético usado es introducido en el análisis por la adición de un componente del módulo de deformación esquilado del suelo fuera de la fase, G_2 :

$$G = G_1 + iG_2 = G_1(1 + i \tan \delta) \dots \dots \dots (V.30)$$

Como un valor realístico de $\tan \delta$ y de la orden de 0.1, SIMONS (1985) concluye que el efecto de tal amortiguamiento en el comportamiento anterior al desplazamiento de la interfase es mínimo.

- ii). El efecto del amortiguamiento viscoso debe ser mas significativo, una vez que la resistencia limite por fricción lateral τ_s es dependiente de la velocidad. SIMONS (1985) comenta, por lo tanto, que tal comportamiento viscoso de la resistencia del suelo no está todavía bien entendido en la mecánica de los suelos.

RANDOLPH y SIMONS (1986) dicen que en la práctica, los trabajos recientes indican que la resistencia última del suelo es aproximadamente constante en una amplia gama de velocidades del pilote, sin embargo esta resistencia es superior al pilote, ver capítulo IV, Así mismo, RANDOLPH y SIMONS (1986) concluyen en ignorar lo suficiente el amortiguador viscoso en paralelo con el bloque de la fricción (figura V.8) desde que la resistencia del bloque de fricción sea escogida anteviéndose las condiciones dinámicas.

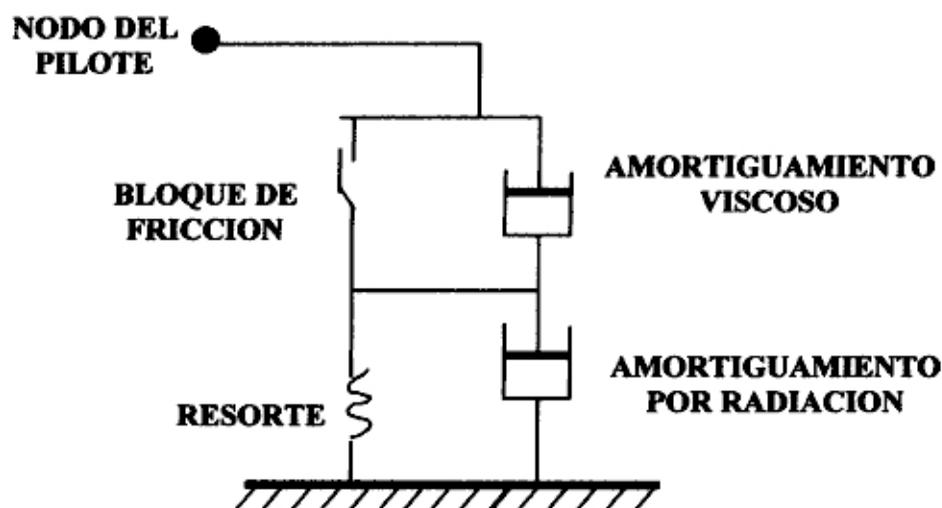


Figura V.8. Modelo del suelo para análisis de hincado (SIMONS, 1985)

V.4.2. Interacción en la punta:

Para la determinación de la respuesta del suelo a solicitud dinámica en la base del pilote, SIMONS (1985) se valúa en analogía unidimensional propuesta por LYSMER (1965) Y LYSMER y RICHART (1966) para la vibración vertical de una zapata circular rígida que reposa en la superficie de un semiespacio, excitada por una fuerza vertical, variable con el tiempo $p_0 e^{i\omega t}$.

La fuerza movilizada en la base del pilote P puede ser representada en términos de desplazamiento y velocidades como:

$$p_p = k_p u + c_p \frac{\partial u}{\partial t} \dots (V.31)$$

Siendo:

$$k_p = \frac{4Gr_0}{1-\nu} \dots (V.32)$$

$$C_p = \frac{3,4 r_0^2}{1 - \nu} \sqrt{\rho G} \dots \dots (V.33)$$

K_p : Coeficiente del resorte (rigidez) en la punta.

C_p : Coeficiente del amortiguamiento en la punta.

G : Modulo corte del suelo.

ν : Coeficiente de Poisson.

ρ : Masa específica del suelo.

r_0 : Radio del pilote.

La rigidez del resorte k_p es por lo tanto, igual al de un disco rígido en la superficie de un semi-espacio elástico.

Las expresiones (V.32) y (V.33) son aplicables para pilotes de punta cerrada. Para pilotes de punta abierta es utilizada una solución equivalente para un anillo rígido (EGOROV, 1965). Esta solución es también presentada por SIMONS (1985).

V.4.2.a. RUPTURA DE LA PUNTA:

SIMONS (1985) considera la ruptura en la base del pilote por la aserción de un comportamiento elasto-plástico para la componente del resorte de la reacción del suelo. La resistencia última del resorte es tomada como:

$$R_{u_p} = q_u \cdot A_p \dots \dots \dots (V.34)$$

Siendo:

R_{u_p} : La resistencia última de la punta.

q_u : La presión de la ruptura.

A_p : Área de la base del pilote.

Para tomar en cuenta la continuidad del comportamiento de la propagación de onda, el componente de amortiguamiento es mantenida inalterada.

SIMONS (1985) Observa que la resistencia dinámica en la ruptura de la punta puede exceder la resistencia estática en virtud del componente de amortiguamiento de reacción. Por otro lado la resistencia última a lo largo del eje no puede exceder a su valor estático ya que, cuando este valor es alcanzado, ocurre el deslizamiento.

V.4.3. Parámetros del suelo sugeridos por Simons (1985) y Randolph y Simons (1986):

SIMONS (1985) Y RANDOLPH Y SIMONS (1986) comparan el modelo descrito anteriormente con el de SMITH (1960) y con el método de los elementos finitos tri-dimensional (asimétrico) para el análisis de hincado.

Los resultados previstos por el método unidimensional de SIMONS (1985) obtuvieron una concordancia excelente con los resultados obtenidos por el método de los elementos finitos.

Las aplicaciones del modelo unidimensional de SIMONS (1985) en casos reales, en estudios de hincado, SIMONS (1985) Y RANDOLPH Y SIMONS (1985) sugieren los parámetros de suelo constantes de tabla V.1.

Tabla V.1. Propiedades del suelo par aplicaciones en análisis de hincado.
Sugiere de RANDOLPH y SIMONS (1986).

PROPIEDADES DEL SUELO	ARENA	ARCILLA
Peso específico aparente natural	20 KN/m ³	20 KN/m ³
Fricción Lateral τ_s	0,4 σ'_v	0,6 S_u
Modulo corte G	70 σ'_v	150 a 300 S_u

Siendo:

σ'_v : Tensión vertical efectiva

S_u : Resistencia no drenada

V.5. MODELO DE NGUYEN (1987):

NGUYEN (1987) presenta un modelo que consiste en un acercamiento a los modelos existentes una vez que considera:

- Desplazamiento elástico del suelo: ($= k_s u$)
- Resistencia última del suelo: ($= R_u$)
- Amortiguamiento viscoso : ($= C_v$)
- Amortiguamiento hysterético: ($= C_h$)
- Amortiguamiento por radiación: ($= C_r$)

La representación del modelo está indicada en la figura V.9. siendo similar a lo sugerido por SIMONS (1985).

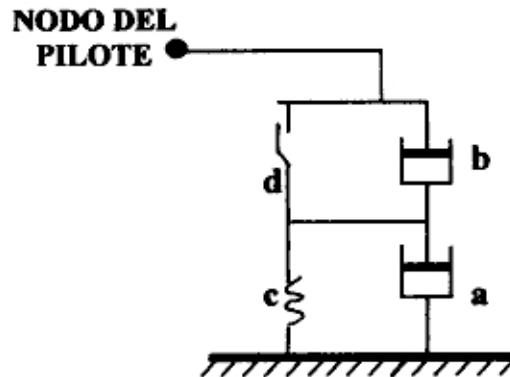


Figura V.9. Representación del modelo del suelo para el análisis de hincado (NGUYEN, 1987)

El resorte c presenta la rigidez del suelo y es estimada para cada elemento del suelo.

El bloque de fricción d limita la resistencia estática del suelo a R_u , resistencia última del elemento del suelo.

El amortiguador es representado por los efectos de amortiguamiento por radiación C_r . Este amortiguador es desligado del sistema cuando la tensión corte es igual o mayor al del τ_u , la resistencia límite del suelo.

El amortiguador b representa los efectos del amortiguamiento material, tanto viscoso C_v como hysterético C_h , El amortiguamiento hysterético es considerado como la pérdida de energía debida a las tensiones cortes entre partículas.

V.5.1. Interacción en el eje:

La resistencia movilizada en eje es calculada como:

$$\tau 2 \pi r_0 \Delta l = k_s u + (C_v + C_h + C_r) \frac{\partial u}{\partial t} \dots\dots (V .35)$$

Siendo:

K_s : Rigidez del resorte representativa del elemento del suelo

$$k_s = \pi G \Delta l \dots\dots\dots (V .36)$$

- r_0 : Radio del pilote.
- Δl : Compresión del elemento.
- G: Módulo corte.
- u: Desplazamiento.
- $\partial u / \partial t$: Velocidad de la partícula.

La expresión (V.36) resulta de la parte real de la expresión (V.23) para $S_{wl}(a_0) = \pi$, multiplicada por $2\pi r_0 \Delta l$. NGUYEN (1987) expresa también semejantemente a SIMONS (1985), la aproximación de NOVAK (1977).

La componente estática de la resistencia es limitada por un bloque de fricción, osea:

$$k_s Q = \tau_s 2\pi r_0 \Delta l \dots\dots\dots (V .37)$$

Siendo:

Q: desplazamiento.

τ_s : Resistencia límite del suelo por fricción lateral.

$$\tau = \frac{1}{2\pi r_0 \Delta l} \left[k_s u + (C_v + C_h) \frac{\partial u}{\partial t} \right] \dots\dots\dots (V .38)$$

Cuando la tensión corte supera la fricción lateral límite, $\tau > \tau_s$, se escribe:

V.5.1.a. Desplazamiento del suelo y desplazamiento del pilote

Los desplazamientos del pilote son calculados conforme SMITH (1960). Los incrementos en el desplazamiento del suelo, Δu_s , que ocurren a partir del instante en que la tensión corte supera la fricción lateral límite, $\tau > \tau_s$, durante el intervalo Δt , son determinados a partir de la modificación del enfoque de SIMONS (1985):

$$\Delta U_s = \left(2\pi r_0 \Delta l \tau_s / K_s - u'_s \right) \left[1 - \exp(- k_s \Delta t / C_T) \right] \dots\dots\dots (V .39)$$

Siendo:

C_T : Amortiguamiento total = $C_h + C_v + C_r$

Cuando $\tau < \tau_s$, en la relación pilote- suelo es restablecida y el pilote y el suelo pasan a presentar el mismo incremento de desplazamiento.

La fricción lateral movilizada es calculado como:

$$\tau = \frac{1}{2\pi r_0 \Delta l} \left(K_s u_s + C_T \frac{\partial u}{\partial t} \right) \dots\dots\dots (V.40)$$

Siendo:

u_s : Desplazamiento del suelo.

$\partial u / \partial t$: Velocidad del pilote.

V.5.2. Interacción en la punta:

Para la interacción en la punta es utilizada un modelo de suelo similar al de la interacción del eje.

La resistencia total movilizada es calculada como:

$$P_p = K_p u + (C_{hp} + C_{vp} + C_{rp}) \frac{\partial u}{\partial t} \dots\dots\dots (V.41)$$

Siendo:

K_p : Coeficiente del resorte, calculado de acuerdo con el enfoque de LYSMER (1965) (EXPRESIÓN V.32)

C_{hp} : Amortiguamiento histerético en la punta.

C_{vp} : Amortiguamiento Viscoso en la punta.

C_{rp} : Amortiguamiento por radiación en la punta. (expresión V.33).

El componente estático de la resistencia es limitada a la resistencia de la punta última.

V.5.3. Evaluación de los parámetros del suelo para el Modelo de NGUYEN (1987):

NGUYEN (1987) presenta los procedimientos recomendados para la evaluación del coeficiente de amortiguamiento para aplicación del modelo propuesto.

V.5.4. Modelo del Suelo simplificado:

De forma que al reducir el tiempo de cálculo, el factor de amortiguamiento viscoso, C_v , es considerado como nulo. Según NGUYEN (1987), el amortiguamiento viscoso puede ser considerado, por ejemplo, por un pequeño incremento de la razón de amortiguamiento cuando la evaluación del amortiguamiento histerético.



PRUEBAS DINAMICAS

CAPITULO VI

PRUEBAS DINAMICAS

VI.1 PRUEBAS DINAMICAS:

Las pruebas dinámicas de fundaciones profundas normalmente consisten en tomar medidas de deformación unitaria (utilizando transductores ó *strain gages*) y de aceleración (utilizando acelerómetros) durante la hincada o rehincada de la fundación. La norma ASTM D-4945 detalla los procedimientos para realizar una prueba de carga dinámica (ASTM 2000). Los sensores suelen colocarse cerca de la parte superior de la fundación y sus medidas sirven para evaluar el desempeño del sistema de hincado, calcular esfuerzos inducidos durante la instalación de la fundación y estimar la capacidad estática de la suma.



FIGURA VI.1: Equipo PDA utilizado durante una prueba dinámica
(tomada de Pile Dynamics Inc.)

Las medidas dinámicas en estas pruebas se registran y procesan automáticamente usando un analizador de hincado de pilotes (PDA, por las siglas en inglés de *Pile Driving Analyzer*). Un registro típico de PDA, para un golpe dado del martillo de hincado, se muestra en la Figura VI.2.

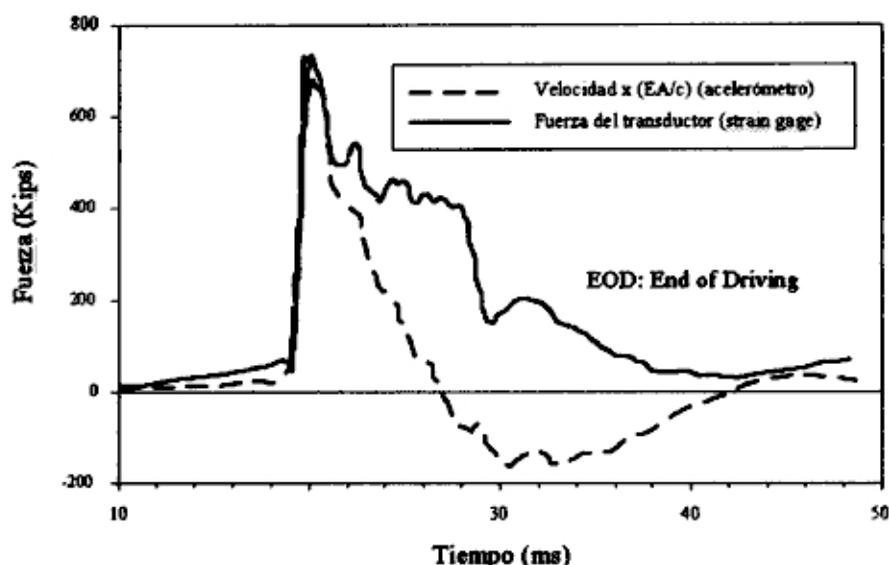


FIGURA VI.2: Resultados típicos prueba dinámica PDA

La Administración Federal de Carreteras (FHWA por sus siglas en inglés) ha encontrado que pruebas dinámicas normalmente cuestan menos y requieren menos tiempo que pruebas estáticas convencionales (Cheney y Chassie 1993). También han encontrado que éstas pruebas proveen importante información referente al sistema de hincado y el sistema suelo-fundación que no se suele obtener mediante pruebas estáticas.

Hoy en día pruebas dinámicas (PDA) son de uso muy común en la práctica geotécnica de EEUU y a nivel de Sud América (Brasil, Perú y otros).

El amortiguamiento global basado principalmente en las características del suelo cercano a la punta del pilote para el sistema suelo-fundación (Goble et al. 1975).

Estimados más precisos de la capacidad se pueden hacer usando el método CAPWAP, que envuelve el uso de un programa de computadora donde se modela la resistencia del suelo (estática y dinámica) en una forma más detallada y rigurosa. Este método no se suele hacer

en el campo ya que requiere preparar un modelo mas detallado del sistema suelo-fundación y normalmente incorpora distintos coeficientes de amortiguamiento a lo largo de la fundación. Este tipo de análisis se suele hacer al finalizar la hinca (EOD, por las siglas en ingles de *End of Driving*) o al inicio de la rehinca (BOR, por las siglas en ingles de *Beginning of Restrike*). Por ser un método más laborado y requerir más tiempo este método suele hacerse en la oficina un cierto tiempo después de las mediciones de campo.

VII

**EVALUACION DE PRUEBAS
DE CARGAS DINAMICAS
EN PILOTES**

CAPITULO VII

EVALUACIÓN DE PRUEBAS DE CARGAS DINÁMICAS EN PILOTES

VII.1. INTRODUCCION:

El presente estudio tiene por objetivo presentar los resultados de la instrumentación dinámica de 2 (dos) de los pilotes integrantes de las fundaciones de las obras de las estructuras del Reservorio R-9 del Sistema de Mejoramiento de Agua Potable en la ciudad de Iquitos, departamento de Loreto, Perú.

En este estudio serán presentados también los análisis elaborados posteriormente en gabinete.

El programa de instrumentación dinámica tuvo por objetivo principal verificar los criterios de rechazo, el estado mecánico del martinete, verificar eventuales fallas estructurales y evaluar las capacidades de carga axial de los pilotes. De esa forma fue realizada la instrumentación del final de la hincada de los pilotes denominados 5D y 6D.

Los ensayos dinámicos fueron ejecutados con un equipo Analizador de Hincada de Pilotes (PDA) fabricado por Pile Dynamics, Inc. De Cleveland, Ohio, Estados Unidos.

VII.2. CARACTERISTICAS DE LOS PILOTES:

Los pilotes ensayados son de acero padrón A53, de sección tubular, con diámetro externo de 457,2 mm (18 pulgadas) y espesor de pared de 9,525 mm. Los pilotes fueron instalados en sentido vertical.

Para el material de los pilotes fueron adoptados los parámetros usuales del acero, o sea, peso específico de $7,88 \text{ ton/m}^3$ y módulo de elasticidad de 2109 ton/cm^2 , los que corresponden a una velocidad de propagación de la onda de 5123 m/s.

La tabla VII.1, abajo presenta las demás características de los pilotes ensayados.

Pilote N°	Longitud Total	Longitud bajo los sensores (m)	Penetración en el suelo (m)	
			Inicial	Final
5D	12,00	11,30	7,00	7,20
6D	12,00	8,00	6,90	8,10

TABLA VII.1.

VII.3. SISTEMA DE HINCA

Los ensayos fueron efectuados con un martinete Diesel simple acción tipo DELMAG D-22, con masa 2,227 toneladas y capaz de suministrar una energía máxima de 5,614 ton.m, según informaciones del fabricante.

VII.4. PROGRAMA DE INSTRUMENTACIÓN

La instrumentación dinámica fue realizada a través de la fijación, en una sección ubicada por lo menos 1,5 veces la dimensión transversal del pilote debajo de su cabeza, de un par de transductores de deformación específica y de un par de acelerómetros, dispuestos dos a dos diametralmente opuesto, de modo a detectar y compensar los efectos de flexión en el pilote, los que eventualmente ocurren cuando de la aplicación de los golpes del martinete.

Los sensores fueron instalados tras los pilotes haber sido hincados hasta una penetración en el suelo de 7,0 m. (pilote 5D) o 6,9 (pilote 6D), respectivamente, con rechazo correspondiente a 53 golpes/10 cm. y 33 golpes/10 cm.

En seguida se reinició la hinca con instrumentación continua hasta alcanzar el rechazo final deseado. Las señales de los sensores fueron condicionadas, analizadas y almacenadas en un analizador de Hinca de Pilotes (PDA), modelo PAK. Los datos obtenidos fueron conveniente transferidos para archivo en computadora, para los análisis posteriores.

VII.5. ANALISIS CAPWAP

VII.5. Análisis CAPWAP:

Una señal seleccionada entre las últimas registradas para cada uno de los pilotes fue analizada por el programa CAPWAP. Este programa usa la señal gravada de velocidad para calcular, con base en un modelo asumido del suelo, la curva de fuerza en función del tiempo en la sección del pilote al nivel de los sensores electrónicos. El modelo del suelo es iterativamente mejorado, hasta que se obtenga el mejor ajuste posible entre las curvas de fuerza medida y calculada. Este modelo corresponde a la solución del análisis CAPWAP para el pilote considerado.

La Tabla VII.2 abajo presenta de manera resumida los principales resultados obtenidos.

Pilote N°	Golpe N°	Evento	Fricción de Manto (ton)	Resistencia de Punta (ton)	Capacidad Total (ton)
5D	20/142	Final de hinca	148,2	18,8	167,0
6D	654/657	Final de hinca	183,7	13,6	197,3

TABLA VII.2- Resultados de los análisis CAPWAP

La capacidad de carga de tracción puede ser estimada a partir de la fricción de manto determinada por el análisis CAPWAP. Los autores del método recomiendan que, para la determinación de la capacidad de tracción sea afectada por un factor de reducción igual a 0,80.

Sin embargo, como en el presente caso se trata de un pilote con una longitud hincada reducida y debido a una posible imprecisión del análisis CAPWAP en separar lo que es la resistencia del último elemento de fricción de lo que es resistencia de punta, sugerimos el uso de un factor un poco más bajo, del orden de 0,7.

Las figuras presentadas en seguida muestran las simulaciones hechas por el programa CAPWAP, del comportamiento de los pilotes bajo cargas de tracción, considerando un factor de reducción de la fricción de 0,7.

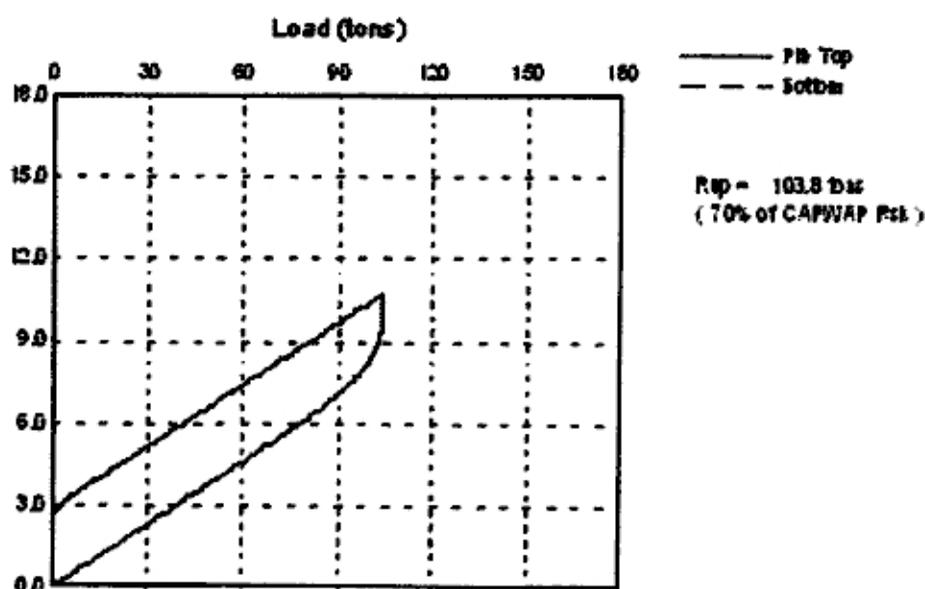


FIGURA VII.1: Curva carga de tracción (tons) – asentamiento (mm) Pilote 5D

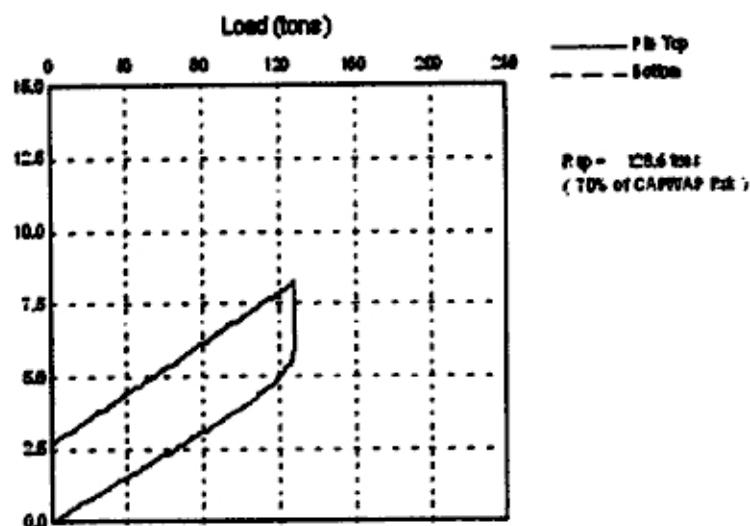


FIGURA VII.2: Curva carga de tracción (tons) – asentamiento (mm) Pilote 6D

VII.5.2. Observaciones:

El ensayo dinámico visa determinar la carga de ruptura del suelo para cargas verticales, axiales, de compresión en el momento de la ejecución del ensayo. La eventual existencia de efectos de asentamientos con el tiempo, debido al espesamiento de capas de suelos adyacentes o subyacentes, efectos de grupo, etc., pueden afectar la carga admisible de los pilotes, y deben ser llevados en consideración por el proyectista de las fundaciones.

La utilización de los resultados presentados, en el análisis del comportamiento de los pilotes como elementos de infra-estructura de la presente obra, considerando el tipo de carga a que estarán sometidos los pilotes, las cargas de proyecto y los asentamientos admisibles, debe ser verificada por el proyectista de las fundaciones y de las estructuras.

VIII

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

CAPITULO VIII

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

VIII.1. CONCLUSIONES:

En este trabajo se ha desarrollado un procedimiento de Evaluación numérico – Experimental del Comportamiento de Pilotes sometidos a carga axial que utiliza los métodos CASE y CAPWAP, basados en el modelo propuesto por Smith (1960), que da solución a la Ecuación de Onda.

En el desarrollo del mismo se ha demostrado que el uso de modelos numéricos constituye una herramienta tanto para el análisis numérico como para los Ensayos de Campo, para luego predecir el Comportamiento Mecánico de Pilotes bajo cargas de servicios y estimar su carga de ruptura.

Análisis de los principales capítulos:

- **FUNDAMENTOS DEL ANÁLISIS HINCADO DE PILOTES:**

La solución Analítica de la Ecuación Diferencial de Ondas Longitudinales a través del modelo numérico de Smith, permite determinar analíticamente componentes para diversos enfoques de pilotes.

- **APLICACIONES DE MEDICIONES DINÁMICAS:**

Para las mediciones dinámicas se usó el método de solución cerrada de la Ecuación de Onda (Método CASE), la cual es correcta si fuere asumidas algunas hipótesis simplificadas: El pilote es asumido uniforme, su material idealmente plástico y no ofreciendo ninguna resistencia a la propagación de onda; el suelo es asumido idealmente plástico; se desprecia los movimientos del suelo con relación al pilote.

La resistencia del suelo está dado por la suma de dos componentes: Componente Estática y Componente Dinámica.

El Método CAPWAP es un programa de Computador que utiliza los registros de variación con el tiempo de dos datos independientes obtenidos por el PDA; la fuerza y la velocidad en la región de los sensores.

Los datos del pilote son conocidos, y los parámetros del suelo son inicialmente asumidos; el programa resuelve la ecuación de onda, usando como condición de contorno una de las variables (ejemplo: velocidad), para obtener la otra variable, de la cual se posee un registro (ejemplo: la fuerza).

- **LA RESISTENCIA AL CORTE DEL SUELO CON CARGA DINÁMICA:**

En este capítulo se analiza los ensayos dinámicos realizados en los diversos tipos de suelo, para determinar la resistencia cortante de las mismas.

El incremento de la resistencia que el suelo presenta, sobre la carga es debido al amortiguamiento.

Existen dos tipos de amortiguamiento en los suelos: El amortiguamiento del material y el amortiguamiento por radiación geométrica.

El modelo de HOLEYMAN (1984) tenía más interés en los casos en que prevalece la resistencia de punta. En estos casos, el comportamiento no lineal del suelo en la punta debe ser significativo.

El presente trabajo no considera correcta, conceptualmente, la proposición de NGUYEN (1987) de agregar las partes de amortiguamiento histerético y viscoso del amortiguamiento geométrico en el cálculo de la variación del desplazamiento del suelo.

- **EVALUACION DE LOS MODELOS DE SUELO PARA EL ANÁLISIS UNIDIMENSIONAL DEL HINCADO DE PILOTES:**

En relación al modelo del SIMONS (1985), conviene resaltar que durante el hincado del pilote, en la realidad no es sometido a un movimiento armónico, más si a un movimiento transitorio que resulta en la propagación de ondas de tensión y de deformación a lo largo de su compresión. CLOUGH y PEZIEN (1975) obtuvieron el resultado de propagación de ondas de tensión y deformación a través de un análisis de superposición modal.

la simplificación de NOVAK (1977) que considera el movimiento como armónico sea válido para la formulación del modelo del suelo para una excitación del tipo transitorio.

Cabe mencionar los trabajos de CHOW (1981) y SMITH y CHOW (1982) que propusieron un modelo de elementos finitos tri-dimensionales (axial-asimétrico) para el análisis de hincado de pilotes. La disipación de ondas de tensión en el suelo se da naturalmente

Se concluye por lo tanto, las necesidades de implementación de un modelo uni-dimensional consistente, cuya aplicación han sido validada por la comparación con el análisis por el modelo 3D (tri-dimensional). SIMONS (1985) presenta comparaciones entre el modelo de SMITH (1960), el modelo de los elementos finitos, análisis 3D, y el modelo 1D para varios casos idealizados. Las repuestas previstas por el modelo de SIMONS – 1D se aproximan mucho a las previstas por el método de los elementos finitos 3D.

- **EVALUACION DE PRUEBAS DINÁMICAS EN PILOTES:**

Para las señales analizadas fueron determinados los factores de amortiguamiento "JC" que permiten una coincidencia entre la capacidad total (CAPWAP) y la capacidad calculada (CASE).

Los valores de capacidad de carga están correlacionados también con la penetración total del pilote en el suelo, con el desplazamiento máximo (DMX), con el desplazamiento permanente (rechazo) y con la energía transferida a los pilotes ensayados, en los golpes analizados

Pilote N°	Penetración (m)	DMX (mm)	Rechazo en el Golpe (mm)	Energía Transf. (ton.m)	Capacidad Movilizada (ton)	
					Compresión	Tracción
5D	7,20	10,69	0,9	1,42	167,0	103,8
6D	8,10	8,34	1,8	1,22	197,3	128,6

En la presente Tabla (Tensiones máximas durante los ensayos) adelante se presentan los valores máximos de las tensiones medidas en la región de los sensores durante los ensayos dinámicos.

Pilote N°	Tensión de Compresión –media de los 2 sensores (MPa)	Tensión de Compresión – máximo de los 2 sensores (MPa)	Tensión de tracción (MPa)
5D	139,20	158,10	14,90
6D	180,60	197,90	21,70

Los valores de eficiencia del sistema de hincado utilizado pueden ser vistos en bajo el título de "ETR". Los valores presentados corresponden a la relación entre la energía efectivamente transferida a los pilotes (EMX) y la energía potencial máxima del martinete especificada por el fabricante.

VIII.2. RECOMENDACIONES:

1. La revisión sobre la resistencia al corte del suelo bajo carga dinámica revela la necesidad de verificar, en investigaciones futuras, las dimensiones adecuadas de los recipientes de ensayo donde se viene realizando estudios dinámicos, de forma que se pueda manifestar la porción de amortiguamiento por radiación.
2. La influencia de las porciones de amortiguamiento geométrico y material en etapas distintas de cargas dinámicas merece ser mejor explorada experimentalmente.
3. Es necesario volver analizar señales de pilotes de diferentes diámetros hincados en un mismo depósito y señales de pilotes de mismo diámetro en depósitos de naturaleza distintas.
4. Los métodos semi empíricos, que nosotros modelemos a partir los pilotes en tierra usados, deban ser utilizados en comparaciones con retroanálisis de señales en pilotes "offshore". La creación de un Sistema de Base de Datos para cada tipo de pilote y naturaleza de material posibilitaría la revisión desde valores límites propuestos por Mc CLELLAND (1974), incorporando la experiencia local adquirido en los depósitos de arenas calcáreas brasileras.
5. La implementación de un Sistema de Base de Datos de registros de rehincada con energía creciente y su análisis en base al nuevo concepto de prueba de carga dinámica según AOKI (1989b) pueda contribuir al estudio de interpretación de las señales de rehincada.
6. Una pregunta que merece ser resuelta por vía numérica, y que trata de la determinación de la capacidad de carga en función del "repique" elástico.

BIBLIOGRAFIA

1. **ALVA HURTADO J. E.** “Dinámica de Suelos”, Facultad de Ingeniería Civil Sección de Post-Grado-Universidad Nacional de Ingeniería. Primera Edición, 2002.
2. **ALVA HURTADO J. E. Y GUILLEN N.**, “Diseño y Verificación de Carga Axial de Pilotes”, X Congreso Nacional de Ingeniería Civil, Lima, Noviembre 19994.
3. **AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIALS - ASTM**, (1994) “Standard method of testing piles under axial compressive load”, Annual Book of ASTM Standards D1143.
4. **AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIAL - ASTM**, (2000), “Standard method for high-strain dynamic testing of piles”, Annual Book of ASTM Standards D4995-89.
5. **ANGEMEER, J. e Mc NEILAN, T. W** (1987), “Surface Variability – The key to Investigation of a Coral Atoll”, Symposium on Geotechnical Properties, Behaviour and Performance of calcareous soils, ASTM Special Technical Publication STP 777, ASTM, Philadelphia, pp. 36-52. Citado por MURFF
6. **ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TECNICAS – ABTM – NBR 13208**, (1994), “Estacas–Ensaio de Carregamento Dinâmico”
7. **AOKI, N.** (1975), “Capacidad de Carga de Pilotes – Formulas Estáticas Empíricas a Pruebas de Carga”, Publicación interna da Frankl.
8. **APPENDINO, M.** (1977) “Analysis of Data from Instrumented Driven Piles”. Proc. IX Int. Conference on soil Mechanics and Foundatin Engineering, Tokyo, Vol 1, pp. 359 – 370.

9. **AVASARALA, S. K, Davidson, J. L. and McVay, M.C., 1994**, “An Evaluation of Predicted Ultimate Capacity of Single Piles From Spile and Unipile Programs”, Proceedings International Conference on Design and Construction of Deep Foundations, Orlando, FL, pp 234 – 247.
10. **BERMIGHAM, P. AND JAMES, M.** “An Innovative Approach to Load Testing of High Capacity of Single Piles From Spile and Unipile Programs”, Proceedings International Conference on Design and Construction of Deep Foundations, Orlando, FL, pp 234 – 247.
11. **BUSTAMANTE A, Y ALVA HURTADO J.E.**, “Características Geotécnicas del Suelo de Iquitos”, X Congreso Nacional de Ingeniería Civil, Lima, Noviembre 1994.
12. **CASTILLO J.Y ALVA HURTADO J.E.** “Peligro Sísmico en e Perú”, VII Congreso Nacional de Mecánica de Suelos e Ingeniería de Cimentaciones, Lima, Perú, Diciembre 1993.
13. **CAMP, W.M, Mayne, P.W. and Brown, D.A. (2002)**, “Drilled Shafts Axial Design Values: Predicted versus Measured Response in Calcareous Clay”, Geotechnical Special Publication No 116, Vol. 2, Orlando, FL, pp. 1518 – 1532
14. **CARTER, J.P.; RANDOLPH, M.F.; WROTH, C.P. (1980)**, “Numerical Methods in offshore piling”, the Institution of Civil Engineering, pp. 165-170, London.
15. **CASAGRANDE, A.; SHANNON, W.L. (1949)**, “Strength of soils under Dynamic Loads”, transactions A.S.C.E., 114, pp. 755-772.
16. **CASAGRANDE, A.; WILSON, S.D. (1951)**, “Effect of rate of Loading on the Strenght of Clays and Shales at Constant Water Content”, Geotechnique, n. 2, pp. 251-263.

17. **CLOUGH, R.W.; PENZIEN, J.** (1975), "Dynamics of Structures", Mc Graw-hill, Inc.
18. **CORTE, J.F.; BUSTAMANTE, M.** (1984), "Experimental Evaluation of the Determination of Pile Bearing Capacity from Dynamic tests", Proc. Second Int. Conference on the Application of Stress-wave theory on Piles. Pp. 17-24, Stockholm.
19. **COSTA, A.M.** (1978). "Análise Dinâmica Elasto-Plástica de transientes de Curta Duracao Incluindo os efeitos da interação Solo-Fluido-Estructura", Tese MSc. COPPE/UFRJ
20. **DIAZ J. Y AL VA HURTADO J.E.**, "Representación Hiperbólica del Suelo en el Análisis de Deformaciones", V Congreso Nacional de Ingeniería Civil, Tacna, Perú, Noviembre 1984.
21. **FELLENIUS, B. H.** 1991, "Chapter 13: Pile Foundation, Engineering Handbook", Second Edition, Van Nostrand Reinhold Publisher, New York, pp. 511-536.
22. **GOBLE, G.G., RAUSCHE, F. E LIKING, G.E.** (1980), "The Análisis of Pile Driving – A State of the Art", Seminar on Application of Stress Wave Theory on Piles, Royal Institute of Technology", Estocolmo, Suecia.
23. **GARAGORRI E. Y ALVA HURTADO J.E.** "Estabilización de Suelos para Carreteras en la Selva", VII Congreso Nacional de Mecánica de Suelos e Ingeniería de Cimentaciones, Lima, Perú, Diciembre 1993.
24. **HOLLEYMAN, A.E.** (1985) "Dynamic Non-Linear Skin Friction of Piles". Proccedings of the International Symposium on Penetrability an Drivability of Piles, Vol 1, pp. 173 – 176. San Francisco.

25. **HOLLEYMAN, A.E.** (1988) "Modelling of Dynamic Behaviour at the Pile Base", Proc. Third Int. Conference on Application of Stress-Wave Theory on Piles", pp. 174 – 185, Ottawa.
26. **SIMONS, H. A.** (1985) "A theoretical study of Pile Driving", PhD. Thesis, Cambridge University.
27. **SMITH, E. A. L.** (1960) "Pile Driving Analysis by the Wave Equation", Journal of Soil Mechanics and Foundations, ASCE, Vol 86.
28. **RAUSCHE, F.** (1970), "Soil response from Dynamic Analysis and Measurements on Piles", Tesis presentada a la Case Western Reserve University en Cleveland, Ohio, en 1970, en cumplimiento parcial de los requisitos para el grado de PhD.
29. **RAUSCHE, F., GOBLE G.G., LINKINS, G.E.** (1985), "Dynamic Determination of Pile Capacity", journal of Geotechnical Engineering, Vol. 111, Nº 3.
30. **TIMOSHENKO, S. P., GOODIER, J.N.** (1970), "Theory of Elasticity, Mc Graw-Hill Kogacusha ltd.
31. **VELLOSO, D. A.** (1981), "Problemas especiais de fundacoes profundas", publicao AMS, Núcleo Nord Este.