



Universidad Nacional Autónoma de México

Posgrado en Ingeniería

**MODELO BIDIMENSIONAL NO LINEAL PARA EL  
ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO DINÁMICO  
DE ESTRUCTURAS TÉRREAS**

Tesis para obtener el grado de Doctor en Ingeniería  
Mecánica de Suelos

Presenta

**Eduardo Botero Jaramillo**

Director: Dr. Miguel P. Romo Organista

Ciudad Universitaria, México, D.F.  
Noviembre de 2004



Universidad Nacional  
Autónoma de México



**UNAM – Dirección General de Bibliotecas**  
**Tesis Digitales**  
**Restricciones de uso**

**DERECHOS RESERVADOS ©**  
**PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

**ESTA TESIS NO SALE  
DE LA BIBLIOTECA**

*A Dios, a mi Padre, a mi Madre, a Luz Piedad*

Autorizo a la Dirección General de Bibliotecas de la UNAM a difundir en formato electrónico e impreso el contenido de mi trabajo recepcional.

NOMBRE: Eduardo Botero

Jaramilla

FECHA: 15/11/04

FIRMA: Botero

## **Agradecimientos**

Al Dr. Miguel P. Romo por su dirección, apoyo, confianza y paciencia a lo largo de todos estos años, por creer en mí y por enseñarme a que cada día se puede ser mejor.

Al Dr. Víctor Taboada por su amistad y apoyo para seguir adelante en todo momento.

Al Dr. Efraín Ovando por su amistad y colaboración.

A los Dr. Daniel Reséndiz, Raúl Flores Berrones y Xiangyue Li Liu y al Ing. Jesús Alberro por sus excelentes y acertados comentarios durante la realización y corrección de este trabajo.

A Los Ing. Roberto Rochell y Elias Correa por apoyarme y mostrarme nuevos caminos a recorrer.

A la M. I. Silvia García por su amistad, paciencia y colaboración durante todo este tiempo de estar juntos en el Instituto de Ingeniería.

Al M. I. Bogart Mendéz por su colaboración y comentarios sobre este trabajo.

A mis amigos y compañeros del Instituto de Ingeniería, Patricia, Claudia, Arabella, Mario, Yesenia, Luisa, Guillermo, Harry, Nubia, Daniel, Lidia Cesar, Carlos, Iris, Juan Manuel, Carlos Daniel, Hernan, Felix, Isaac, Juan Carlos, Francisco, Roberto, Arturo, Joel, Alexandra, Oswaldo, Sergio, Nefalí, Fernando, Gregorio, Ricardo, John Jairo, David, Edwin, Maria, Carolina, Raquel, Veronica R, Alvaro, Antonio, Sandra, Freddy, Zuny, Luís, Javier, Germán, Jaime, Esteban, Sofía, Esperanza y Malla, .

A TODA mi Familia por su apoyo y cariño.

Al instituto de Ingeniería de la Universidad Nacional Autónoma de México.

Y a todos los que de alguna forma han estado a mi lado.

**Índice**

	Página
Resumen	i
Abstract	ii
Nomenclatura	iii
Introducción	1
1.0 Antecedentes	5
1.1 Método de Newmark	5
1.2 Método de Ambraseys	6
1.3 Método de Makdisi y Seed	6
1.4 Método de Richards y Elms	6
1.5 Método de Nadim y Whitman	7
1.6 Método de Wong y Whitman	7
1.7 Método de Chopra y Zhang	8
1.8 Método de Dobry y Baziar	8
1.9 Método de Davis	9
1.10 Método de Romo y Aguilar	9
1.11 Método de Kramer y Smith	10
1.12 Método de Wartman, Riemer, Bray y Seed	11
1.13 Método de Vessely y Cornforth	11
1.14 Método de Rathje y Bray	12
1.15 Método de Elms	12
1.16 Método de Sarma y Chlimintzas	13
1.17 Método de Wartman, Bray y Seed	13
2.0 Método propuesto	14
2.1 Limitaciones de los métodos existentes	14
2.2 Justificación del método propuesto	16
2.3 Procedimiento de análisis	17
3.0 Planteamiento matemático	19
3.1 Ecuación de equilibrio	19
3.2 Ecuación de movimiento	21
3.3 Modelación del comportamiento dinámico de los materiales	22
3.4 Determinación de los desplazamientos relativos entre nodos	23
3.5 Criterio de generación de grietas	24
3.6 Cálculo del cambio en la inclinación de los apoyos	25
3.7 Cálculo del retraso en el arribo de las ondas	26
3.8 Cálculo del empuje hidrostático	27
4.0 Diseño, construcción y puesta en marcha de la Mesa Vibradora del Laboratorio de Dinámica de Suelos.	28
4.1 Justificación	28
4.2 Componentes mecánicos	28
4.2.1 Marco rígido	28

---

4.2.2	Base deslizante	29
4.2.3	Modelo para ensayos	30
	Modelo de placas rectangulares	30
	Modelo de placas cilíndricas	32
4.3	Componentes neumáticos	34
4.3.1	Actuador	35
4.3.2	Servo-válvula	35
4.3.3	Válvula reguladora de la presión	36
4.3.4	Válvulas reguladoras de caudal para la expulsión del aire	36
4.4	Componentes electrónicos	38
4.4.1	Tarjeta de adquisición de datos	38
4.4.2	Detector de Posición	38
4.4.3	Acelerómetros	39
4.4.4	Sensor de desplazamiento (Lvdt)	40
4.4.5	Tarjeta polarizadora	40
4.4.6	Acondicionador de señal	41
4.4.7	Tarjeta controladora del servo circuito	41
5.0	Resultados teóricos	44
5.1	Definición del concepto del espectro de desplazamientos permanentes	44
5.2	Comparación entre el método de Newmark y el Modelo Teórico Propuesto	45
5.3	Análisis de respuesta con modelos de una sección	46
	Efecto del número de grados de libertad	46
	Efecto de la variación del coeficiente de fricción	48
	Influencia del coeficiente de fricción cinética	49
	Influencia de la geometría de la superficie de falla	51
	Efecto de las propiedades no lineales de los materiales constitutivos	52
	Efecto cinético de la cuña deslizante	53
5.4	Modelos de múltiples secciones	54
5.4.1	Modelo de dos secciones	55
	Análisis del efecto del agrietamiento	56
	Análisis del efecto del agua en grietas preexistentes	58
5.4.2	Modelo de talud bidimensional (varias secciones)	59
	Definición del talud de referencia	60
	Influencia de la variación del coeficiente de fricción cinética en el talud	61
	Influencia del incremento en la pendiente de la superficie de falla del talud	62
	Análisis de la no linealidad de los materiales constitutivos del talud	63
	Análisis del efecto de la aceleración cinética en el talud	65
	Análisis de la formación de grietas en el talud	66
	Análisis del retraso en el arribo de las ondas al talud	67
6.	Resultados experimentales	69
6.1	Análisis de los resultados de los ensayos de laboratorio	71

---

6.1.1	Modelo de referencia	71
	Condiciones de Base Fija y Libre	71
6.1.2	Análisis del efecto de la configuración del modelo	80
	Modelo de Placas Rectangulares	80
6.1.3	Análisis del efecto de la distribución de la masa	87
	Modelo tercio medio	88
	Modelo tercio superior	91
6.1.4	Análisis del efecto de la rigidez	95
	Modelo rígido sobre un plano horizontal	95
6.1.5	Análisis del efecto de la inclinación del plano de deslizamiento	98
	Modelo flexible inclinado	98
	Modelo rígido inclinado	102
7	Comparación del modelo teórico con los resultados de laboratorio	106
7.1	Modelo sobre superficie de deslizamiento horizontal	106
	Modelo de base fija	106
	Modelo de base libre	110
7.2	Modelo sobre superficie de deslizamiento inclinada	115
	Modelo de base libre	115
7.3	Análisis de los registros de aceleración en los ejes Y y Z	118
7.4	Propuesta para el estudio de la influencia del índice de energía en los desplazamientos relativos	120
8	Conclusiones	123
9	Referencias	125

---

## **Resumen**

En este estudio se propone un nuevo método de análisis bidimensional para la evaluación de la estabilidad sísmica de taludes, rellenos sanitarios, presas de tierra y enrocamiento y estructuras aporticadas. El estudio se divide en dos partes: la primera comprende el desarrollo de un modelo matemático y la segunda consta de la comprobación del mismo y de las hipótesis propuestas por medio de ensayos de laboratorio en mesa vibradora.

El modelo matemático propone nuevas hipótesis y desarrollos respecto de los métodos utilizados tradicionalmente, con las cuales se pretende superar algunos de los vacíos y limitaciones existentes. Se considera el efecto de la discretización y del análisis dimensional, la variación del coeficiente de fricción, la influencia de la fricción cinética, la geometría de la superficie de falla y de la estructura, las propiedades no lineales de los materiales constitutivos, el efecto cinético, la flexibilidad, la incidencia de la formación de grietas y de la redistribución de esfuerzos, el efecto de la presión hidrostática en las discontinuidades y la variación espacial en el arribo de las ondas en estructuras de gran extensión.

Para los ensayos de laboratorio se construye una mesa vibradora de un solo eje, con la que se estudia el efecto de la distribución de la masa, la configuración geométrica, la rigidez, la inclinación de la superficie de deslizamiento, la transmisión de la energía de la excitación a través de la interfaz de deslizamiento y las condiciones de frontera.

Por último, se realiza la comprobación del modelo matemático mediante la reproducción de los resultados de laboratorio y se propone un índice de transmisión de energía como una forma de predecir en el futuro con más precisión la respuesta de estas estructuras.

## **Abstract**

In this study a new two dimensional method for evaluating slope seismic stability, solid waste landfills, rockfill dams and structural frames systems is proposed. The study is divided in two parts, the first part includes a mathematical model development and the second one is about of model verification and proposed hypothesis revision through laboratory shaking table tests.

The mathematical model suggests new hypothesis and developments respect to the traditional methods, with this is pretended to overcome some of the limitations of the actual methods. It considers the effect of body discretization and dimensional analysis, friction coefficient variation, kinetic friction influence, fault surface and structure geometry, non-linear properties of constitutive materials, kinetic effect; flexibility, crack formation incidence and strength redistribution, hydrostatic pressure in the discontinuities and spatial variation in wave arrive.

For laboratory test a one-axial shaking table was built. It was used to study the mass distribution effect, model configuration, stiffness incidence, sliding surface slope, excitation energy transmission thorough the sliding interface and boundary conditions.

Finally the mathematical model is verified by using the laboratory test results and it is proposed an energy transmission index as an improved methodology for prediction in structural response.

## Nomenclatura

$C_g$	Centro de gravedad
$F_r$	fuerza que se opone al deslizamiento
$F_a$	Fuerzas actuantes
$\mu_s$	Coefficiente de fricción estática
$\alpha$	Angulo de inclinación del talud
3D	Tridimensional
$g$	Aceleración de la gravedad
$N$	Fuerza normal
$\mu$	Coefficiente de fricción estática o cinética
$M_l$	Masa total del sistema
$\ddot{U}_g$	Aceleración del suelo
$\theta$	Inclinación de la superficie de deslizamiento
$m_i$	Masas concentradas del sistema discreto por encima de la superficie de deslizamiento
$m_b$	Masa colocada directamente sobre la superficie de deslizamiento
$F_s$	Fuerza de cortante en la base del modelo
$F_k$	Fuerza de rigidez
$k$	Rigidez del elemento
$U$	Desplazamiento relativo de los nodos con respecto a la base
$F_d$	Fuerza de amortiguamiento
$c$	Amortiguamiento del elemento
$\dot{U}$	Velocidad relativa de los nodos con respecto a la base
$F_i$	Fuerza de inercia
$\ddot{U}_0$	Aceleración debida al desplazamiento relativo del sistema
$F_a$	Fuerza resultante
$M$	Matriz de masa
$C$	Matriz de amortiguamiento
$K$	Matriz de rigidez
$m_i$	Masa
$c_i$	Amortiguamiento del elemento
$k_i$	Rigidez del elemento
$\ddot{U}$	Vector de aceleración relativa
$\dot{U}$	Vector de velocidad relativa
$U$	Vector de desplazamiento relativo
$\ddot{U}_i$	Aceleración relativa paralela a la superficie de deslizamiento del nodo $i$
$\ddot{U}_c$	Aceleración cinética
$\mu_c$	Coefficiente de fricción cinética
$n$	Número de elementos
$\ddot{U}_g$	Porcentaje de la aceleración que se transmite a la base del modelo
$G(\gamma)$	Módulo de corte para cualquier deformación
$G_{max}$	Máximo módulo de corte
$\gamma$	Distorsión angular en cualquier tiempo
$\gamma_r$	Distorsión angular de referencia
$A$	Parámetros del suelo

$B$	Parámetros del suelo
$\gamma_s$	Peso volumétrico del suelo
$V_s$	Velocidad de la onda de corte
$\lambda$	Relación de amortiguamiento para cualquier deformación de corte $\gamma$
$\lambda_{\max}$	Máximo valor de $\lambda$
$\lambda_{\min}$	Mínimo valor de $\lambda$
$U_2$	Desplazamiento relativo del nodo superior
$U_1$	Desplazamiento relativo del nodo inferior
$H$	Separación entre los nodos
$U_{\text{absoluto } i}$	Desplazamiento absoluto de cada nodo para el mismo tiempo $t_j$
$U_{\text{permanente } i}$	Desplazamiento permanente ocasionado por el deslizamiento ocurrido en el apoyo de la columna en el tiempo $t_j$
$U_{\text{relativo } i}$	Desplazamiento relativo entre los nodos adyacentes para cierto tiempo $t_j$
$U_{\text{relativo } i+l}$	Desplazamiento relativo entre nodos adyacentes en el mismo plano horizontal en el tiempo $t_j$
$L$	Separación entre nodos
$\delta$	Deformación unitaria de extensión
$\alpha$	Ángulo de inclinación del apoyo
$\theta$	Ángulo formado por la recta perpendicular a la tangente que pasa por el apoyo de la sección
$\xi$	Diferencia entre los ángulos $\theta$ y $\gamma$
$x$	Distancia que deslizó el apoyo de la sección
$r$	Radio de curvatura de la superficie circular de falla
$\gamma$	Ángulo formado por la recta perpendicular al apoyo de la sección
$\beta$	Ángulo de inclinación del apoyo de la sección después del deslizamiento.
$R$	Tiempo que tarda en recorrer la onda la distancia que separa a dos apoyos
$D_r$	Distancia que separa a los dos apoyos
$F_h$	Empuje hidrostático
$\gamma_h$	Densidad del fluido
$h$ y $a$	Definen el área de influencia $A$
$b$	Longitud de la fisura
ET	Espectro de talud
EDP	Espectro de desplazamientos permanentes
GDL	Grado de libertad
T	Período
Fs	Factor de seguridad
S <sub>1</sub>	Sección 1
S <sub>2</sub>	Sección 2
$ H(f) $	Función de transferencia
$\gamma_{xy}^2(f)$	Función de coherencia
$\Delta$	Deflexión medida en el extremo de la barra
$F$	Fuerza aplicada en el extremo de la barra
IE	Índice de energía

## **Introducción**

La ingeniería civil tiene como principales objetivos procurar una mejor calidad de vida por medio de la modificación del entorno, el entendimiento de la naturaleza, la determinación de las obras que suplan las necesidades actuales y futuras del país, el estudio de los riesgos potenciales a los que puede estar sometida la población y la infraestructura, la investigación continua e innovadora tanto para el mejoramiento de las técnicas aplicadas en la ingeniería práctica, como también, y de manera fundamental, la formulación de nuevas teorías que ayuden a la comprensión, interpretación y modelación de los fenómenos naturales. Dentro de este contexto nos encontramos ubicados en la idea fundamental de que debe ser mejorado, ampliado, corregido, innovado y sustentado el estado actual del conocimiento aplicado en la ingeniería, siendo ésta una responsabilidad que se lleve a cabo de manera permanente. Para lograr lo anterior, se deben plantear teorías y técnicas que sin ser revolucionarias en la gran mayoría de los casos, deberán ser lo suficientemente novedosas y capaces de romper o por lo menos cuestionar los paradigmas tradicionales y fundamentales que se vienen empleando. Por último, es importante considerar que los conocimientos tienen una validez temporal, la cual se cumple hasta que estos sean ampliados, replanteados o desmentidos.

Al proponer este estudio, de acuerdo con los criterios enumerados, se observó que el comportamiento estático y sísmico de los taludes ha sido materia de creciente investigación en las últimas décadas, debido al incremento significativo en la magnitud y la importancia de las obras que involucran este tipo de estructuras, como por ejemplo: las obras de infraestructura vial, disposición final de desechos, zonas de desarrollo urbano y obras hidroeléctricas, entre otras. Los problemas que puede generar la falla de un talud sobre algún elemento de la infraestructura o el daño ambiental y social que representa el colapso de un relleno sanitario pueden comprometer de manera considerable partes vitales del engranaje productivo, social y ambiental de un país.

Los daños que pueden causar los deslizamientos de taludes naturales y artificiales tienen un importante impacto socio-económico en muchos países. Se estima que son capaces de producir pérdidas entre 1% y 2% del producto interno bruto de los países en vías de desarrollo (Hutchinson, 1995). Sin embargo, debido a que los deslizamientos son frecuentemente incluidos en los reportes oficiales de daños junto con otros desastres naturales como terremotos, inundaciones, erupciones volcánicas o huracanes, además de que los deslizamientos pueden ser ocasionados por la acción conjunta de alguno de estos eventos, no se conoce con exactitud la magnitud real de su incidencia, la cual puede ser mayor a la que generalmente se les atribuye o se reporta en las investigaciones sobre los desastres naturales (Schuster, 1996).

Desde el punto de vista de la estabilidad estática de taludes, la frecuencia con que ocurren los deslizamientos se ha incrementado en los últimos años debido a la acción directa del hombre, motivados principalmente por la falta de planeación tanto en el crecimiento poblacional como en la administración de los recursos, debido primordialmente a la carencia de una visión crítica de los problemas que estos cambios puedan desarrollar. En esto influye directamente la falta de controles efectivos por parte del estado en las obras civiles, las políticas de desarrollo a mediano plazo o coyunturales y el afán de obtener

dividendos a cualquier costo. Actualmente se están presentando graves problemas como por ejemplo, la deforestación continua, el incremento en la urbanización y desarrollo de áreas propensas a deslizamientos y el incremento de la población en ciertas regiones sensibles que pueden causar cambios importantes en los patrones climáticos, alterando de esta manera el comportamiento histórico de las épocas de lluvia y sus volúmenes de precipitación. La deforestación trae como consecuencia que taludes inicialmente estables ante cierto grado de precipitación podrían tornarse inestables, en un futuro, para una precipitación similar.

También es importante considerar en el estudio del comportamiento de los taludes, los factores que son parte de su constitución, génesis, evolución y de las sollicitaciones a las que pueden ser sometidos. Primero que todo, es indudable que la geología juega el rol más importante, pero sin embargo los movimientos de los taludes son también función de la respuesta del suelo o la roca a los cambios de geometría, condiciones de frontera, presión de poro, variación de la resistencia en función del tiempo (Leroueil, 2001), de la sismicidad de la zona y de la acción del hombre. Estos cambios deben ser analizados desde el punto de vista mecánico y geotécnico, de hecho el adecuado entendimiento del fenómeno que causa los desplazamientos de los taludes debe ser estudiado por medio del trabajo conjunto de geólogos, geomorfólogos, sismólogos e ingenieros geotécnicos y, además, al considerar la importancia del agua se debe tener en cuenta la contribución de los hidrólogos e hidrogeólogos. Dando como resultado final, que el estudio del comportamiento de los taludes sea un trabajo multidisciplinario, aspecto ampliamente soslayado por la comunidad responsable de resolver este tipo de problemas.

En este estudio nos enfocaremos concretamente a los aspectos geotécnicos y sísmicos del comportamiento de los taludes. Para esto, se parte del desarrollo de una metodología para el análisis de estabilidad de taludes naturales y artificiales, terraplenes y rellenos sanitarios. Parte de la fundamentación del método propuesto se basa en conceptos extraídos de una extensa exploración bibliográfica. Se podría considerar como punto inicial, los estudios formales en el área relacionada con movimientos permanentes inducidos por sismos, posiblemente de una manera un poco abrupta y arbitraria, el año de 1965 cuando Newmark expuso su famoso artículo "Effects of earthquakes on dams and embankments". Conviene, sin embargo, señalar que años antes de que Newmark diera a conocer su método, otros investigadores habían realizado propuestas similares en este campo. Taylor realizó una analogía similar del bloque rígido, con el mismo propósito, mientras trabajaba en un proyecto para el cuerpo de ingenieros del ejército de Estados Unidos en los años 50 (Taylor, 1953; Wartman, 2003). También, otros investigadores habían formulado de manera independiente analogías similares del bloque rígido mientras realizaban investigaciones a mediados de la década de los 60, como por ejemplo Goodman y Seed (Goodman, 1965). Ahora, retomando a Newmark como el punto de partida, su artículo dio pie para el desarrollo de muchos métodos, los cuales en su mayoría parten de hipótesis semejantes a las utilizadas por Newmark (*op. cit.*).

Los métodos desarrollados, en cierta manera, han ido de la mano con las limitaciones de cada época, pero también han mostrando la evolución del conocimiento y han marcado en ciertos aspectos algunas pautas para propuestas futuras. En la actualidad, por medio de los reportes de los casos históricos, de los resultados de investigaciones pasadas, de los

estudios de nuevos casos y su documentación, de la evolución en el enfoque de los problemas y de las herramientas actuales de adquisición y procesamiento de datos, es posible realizar análisis más detallados, formular nuevas hipótesis de manera más clara y apegadas al comportamiento natural del problema. También, es posible evaluar la capacidad predictiva de los modelos analíticos utilizando casos históricos bien documentados o por medio de modelos físicos.

Cada clase de estructuras geotécnicas presenta problemas particulares en su comportamiento, los cuales deben ser evaluados de igual manera con métodos que analicen sus condiciones particulares, pero sin perder de vista la generalidad del problema. Además de que se tenga conciencia de que el talud es una masa de suelo y que la complejidad de su comportamiento requiere más que una idealización con un modelo físico simplista. Este punto es fundamental tenerlo siempre presente a lo largo de ésta y cualquier otra investigación, para evitar que los resultados sean los “esperados” y no los reales. Sin perder de vista las explicaciones racionales y críticas que se puedan suscitar por el tipo de resultados obtenidos.

Con base en lo expuesto, los **objetivos y los alcances** de esta investigación son los siguientes:

- Formulación de un modelo teórico que cubra parte de las deficiencias de los métodos existentes.
- Comprobación y calibración del método teórico propuesto por medio de ensayos de laboratorio en mesa vibradora.
- Acotamiento del alcance de aplicación del método y sus limitaciones.
- Planteamiento de desarrollos a partir de esta investigación.

La primera parte del estudio se aboca a la formulación de un modelo matemático, el cual represente a la geoestructura por medio de elementos discretos y que incluya en el método los efectos cinéticos del deslizamiento de la cuña, la variación del coeficiente de fricción, la formación de grietas a tensión, el efecto de la degradación cíclica del módulo de rigidez y el incremento en el de amortiguamiento crítico de los materiales constitutivos, la incidencia del empuje hidrostático en las grietas, la geometría de la superficie de falla, la variación espacial en el arribo de la excitación y el efecto de la discretización del modelo.

La segunda etapa de la investigación consiste en la construcción de una mesa vibradora y de una serie de modelos metálicos sencillos de 1 a 3 grados de libertad, instrumentados con acelerómetros y un sensor de desplazamiento lineal, que permitan estudiar la influencia de la frecuencia de la excitación, la inclinación de la superficie de deslizamiento, el coeficiente de fricción, la geometría del modelo, la distribución de la masa y la rigidez.

En la tercera sección se comparan las respuestas del modelo teórico con las experimentales y con base en esto, la calibración del modelo teórico y la delimitación de sus capacidades de cálculo. También incluye la formulación de nuevas hipótesis y líneas de investigación.

Queda fuera del alcance de esta investigación el ensaye de modelos con geomateriales o que representen a escala estructuras térreas. También, el estudio de la dependencia del coeficiente de fricción con la velocidad de desplazamiento y la formulación de una ley de transferencia de energía de la mesa vibradora al modelo, cuando éste desliza, exceden los propósitos de esta tesis.

## 1. Antecedentes

Los métodos desarrollados para evaluar la estabilidad de estructuras debido a solicitaciones sísmicas se pueden dividir en tres grupos (Al-Homoud, 2000). El primero incluye a los que se basan en el método de equilibrio límite, mediante el cual se calcula un factor de seguridad para el talud y cuando éste es menor que la unidad, se presenta la falla. El segundo grupo es el conformado por los procedimientos basados en el análisis de esfuerzos y deformaciones usando la técnica de elementos finitos. Por último, el tercer grupo son los que se sustentan en la hipótesis de un bloque rígido sobre un plano (Newmark, 1965).

El desarrollo de los métodos del primer grupo incluye los trabajos de Fellenius (1936), Bishop (1955) y otros. El segundo grupo de métodos es más complejo y requiere precisión en los datos de entrada, como en los métodos desarrollados por Al-Homoud (1990) y Al-Homoud y Whitman (1995), quienes usaron el método de elementos finitos para modelar el comportamiento dinámico de las presas de gravedad sometidas a carga sísmica. Romo (1971) propuso un procedimiento híbrido para calcular desplazamientos en presas durante su construcción y Romo y Reséndiz (1980) propusieron un método combinando el anterior con técnicas seudo estáticas, con el cual desarrollaron un procedimiento para calcular la pérdida de bordo libre en las presas durante eventos sísmicos. Este método hace uso de modelaciones numéricas mediante la técnica del elemento finito y del equilibrio límite. El tercer grupo fue el impulsado por Newmark (1965) y es en el que nos enfocaremos en este estudio. Debido a que estos métodos son aplicados ampliamente en el diseño de gran variedad de geoestructuras, como taludes, presas o estructuras de retención, se describen en orden cronológico con el objetivo de mostrar la evolución en el tiempo a medida que se han ido involucrando nuevas hipótesis.

### 1.1 Método de Newmark

Como es bien conocido, en este procedimiento se modela a la cuña deslizante como si fuera un bloque rígido y el desplazamiento relativo del bloque es causado por un pulso simple (esto en la propuesta original, Newmark, 1963), cuando éste induce una aceleración superior a la aceleración de fluencia. El deslizamiento del bloque cesa cuando su aceleración es menor que la de fluencia y las velocidades de la base en que se apoya el bloque y la de éste son iguales.

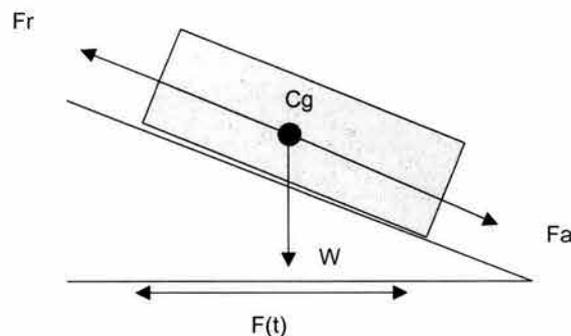


Figura 1.1. Esquema del método propuesto por Newmark

La única fuerza desequilibrante sobre el sistema es la de inercia causada por la aceleración horizontal, la cual actúa únicamente en el intervalo en el que se produce el movimiento, mientras que la fuerza desaceleradora participa hasta que el sentido del movimiento se invierte. La resistencia al movimiento es proveída por una fuerza de corte constante a lo largo de toda la superficie de falla (Figura 1.1). En este método se asume que las fuerzas actúan en el centro de gravedad del bloque rígido y que la fuerza resistente es continua durante la excitación. Además, supone al coeficiente de fricción estática igual al coeficiente de fricción dinámica. Los desplazamientos por sismo, calculados con este método, generalmente difieren de los desplazamientos reales, debido a la sobresimplificación del problema.

### **1.2 Método de Ambraseys**

El método de Ambraseys (1972) considera que la aceleración de fluencia es constante durante la acción del sismo y que la dirección del movimiento ocurre a lo largo del plano horizontal. El método asume a la estructura idealizada como una cuña triangular y que ésta se deforma por cortante simple, en una sola dimensión; los materiales tienen un comportamiento elástico lineal. También, es preciso predeterminedar las superficies potenciales de falla y evaluar la duración de los intervalos del sismo en los cuales la masa deslizante tendrá un factor de seguridad menor que uno. Los desplazamientos durante este período de inestabilidad se determinan usando los mismos principios propuestos por Newmark (1965). Una de las limitantes del procedimiento es que no considera que durante el sismo la aceleración de fluencia decrezca, como resultado de la reducción de la resistencia al esfuerzo cortante por el efecto de los ciclos de carga.

### **1.3 Método de Makdisi y Seed**

El método propuesto por Makdisi y Seed (1978) hace uso del concepto propuesto originalmente por Newmark (1965), pero considera que la cuña deslizante es flexible. Éste se basa en el método de evaluación de la respuesta dinámica de terraplenes propuesto por Seed y Martin (1966). El método requiere de la determinación de la aceleración de fluencia a partir de la cual se generan desplazamientos de la cuña a lo largo de la superficie de falla. Los valores de la aceleración de fluencia son función de la geometría del terraplén, la resistencia no drenada del material (o de la resistencia reducida por la acción cíclica del esfuerzo aplicado) y de la localización de la cuña deslizante. También tiene en cuenta que el sismo induce aceleraciones en el terraplén que son determinadas mediante el análisis de su respuesta dinámica. Para el cálculo de los desplazamientos usan el promedio de las historias de aceleraciones en la cuña de deslizamiento más crítica. Por último, para una cuña específica, en el momento en que las aceleraciones inducidas exceden a la de fluencia calculada, asumen que el movimiento ocurre a lo largo del plano de falla y la magnitud del desplazamiento es evaluada por medio de la doble integración de las aceleraciones resultantes en la masa, durante el tiempo que es excedida la de fluencia.

### **1.4 Método de Richards y Elms**

Richards y Elms (1979) sugieren que la aceleración de diseño debe ser menor que la máxima aceleración de campo esperada. Esto significa que pueden ocurrir algunos

desplazamientos relativos entre la estructura de retención y el suelo que la soporta, y consideran que el comportamiento del muro de contención es satisfactorio, si el deslizamiento es menor que el aceptable. El método propuesto es idéntico al modelo del bloque rígido deslizante de Newmark para presas y rellenos. En este modelo, la estructura de retención y la cuña rígida del respaldo son modeladas como un bloque y la superficie de falla en el suelo (por la que se desplazan) como un plano (Figura 1.2). Estas suposiciones tornan al método más conservador.

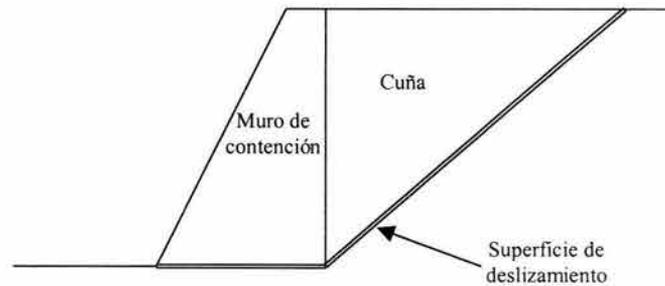


Figura 1.2. Método de Richards y Elms

Otra de las simplificaciones consiste en que la aceleración de campo es uniforme en la estructura; esta condición es una consecuencia del uso de una relación esfuerzo deformación rígido-plástica del suelo. En ciertos casos esta hipótesis es adecuada, sin embargo, la variación espacial de las aceleraciones en el relleno pueden afectar de manera significativa la magnitud de las presiones y, por tanto, de los movimientos de la estructura de retención.

### 1.5 Método de Nadim y Whitman

El método de Nadim y Whitman (1983) se basa en un modelo de elementos finitos bidimensional de deformación plana que puede calcular los desplazamientos permanentes mientras que tiene en cuenta la amplificación de los movimientos del suelo. Asumen que todas las distorsiones irreversibles ocurren en la superficie de falla y estas superficies son modeladas con elementos deslizantes muy delgados (elementos de contacto) que limitan la resistencia al esfuerzo cortante. El análisis se realiza en el dominio del tiempo y el comportamiento del suelo en la zona en que no se presenta la falla se considera elástico. Sin embargo, el módulo de corte y la relación de amortiguamiento de cada elemento pueden ser ajustados en función de la deformación de cortante que experimenten los materiales durante el sismo. Cabe anotar que este método es una ampliación del método propuesto por Richards y Elms (*op. cit.*), en el que consideran el efecto de la inercia de la estructura de retención, la influencia de la aceleración vertical y el hecho de que la estructura de retención pueda fallar de manera progresiva. El método es poco realista para estructuras de gran tamaño, asume constante la aceleración de la pared y sólo es aplicable a deslizamientos horizontales.

### 1.6 Método de Wong y Whitman

El método propuesto por Wong y Whitman (1983) se basa en las siguientes hipótesis: el movimiento del cuerpo rígido incluye tanto el deslizamiento como el volcamiento,

desprecia todas las deformaciones elásticas, la estructura de retención es rígida y el centro de rotación se encuentra ubicado en la base, también el muro es lo suficientemente largo para despreciar los efectos de borde, y cuando el muro se encuentre en la condición activa por el deslizamiento causado por la acción del sismo, los planos de falla se desarrollan en el respaldo debido a la poca capacidad del suelo de resistir esfuerzos de tensión. Esto es equivalente a suponer que una vez que se alcanza esta condición cesan los empujes sobre el muro, lo cual no concuerda con lo que se observa en casos reales.

### 1.7 Método de Chopra y Zhang

El método propuesto por Chopra y Zhang (1991) para presas de concreto, considera que el deslizamiento es resistido únicamente por la fuerza de fricción desarrollada entre la presa y el suelo. Éste incluye el comportamiento cinemático de la masa deslizante y la influencia del primer modo de vibración. El método se basa en la hipótesis de que el desplazamiento permanente de la presa varía con el módulo elástico de los materiales constitutivos y con el contenido de frecuencias del sismo. Con base en el modelo, concluyen que su flexibilidad incrementa los desplazamientos (Figura 1.3).

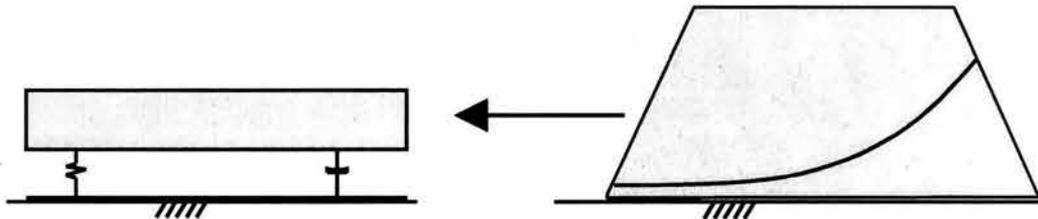


Figura 1.3. Esquema del método propuesto por Chopra y Zhang

En este método, la selección adecuada del coeficiente de fricción estático ( $\mu_s$ ) es crítica, debido a la generación de una superficie rugosa cuando se vence el vínculo entre la presa y la roca, la cual puede presentar variaciones durante el sismo, especialmente cuando los materiales en contacto sean materiales blandos, debido a que habrá un pulimento de las rugosidades a medida que el cuerpo se desplace. El desplazamiento permanente al final del sismo, lo relacionan de manera directa con la aceleración crítica necesaria para iniciar el deslizamiento. También proponen que el desplazamiento aumente a medida que disminuye el coeficiente de fricción debido a la disminución de la rugosidad de las superficies en contacto. La duración de cada fase de deslizamiento y la distancia recorrida dependen de la amplitud y la variación en el tiempo de la aceleración, durante la fase de deslizamiento.

### 1.8 Método de Dobry y Baziar

La Figura 1.4 muestra el modelo propuesto por Dobry y Baziar (1992) para la evaluación de los desplazamientos laterales causados por la licuación del suelo a lo largo del plano A - B. Utilizan un bloque rígido de suelo totalmente sumergido, éste se desliza únicamente hacia abajo a lo largo de la superficie plana de falla debido al efecto combinado de la gravedad y de la fuerza de inercia asociada con la aceleración en la base. Asumen que el suelo inmediatamente debajo de la superficie de falla está suelto y es licuable. Para detener el deslizamiento del bloque consideran que únicamente influye el comportamiento

(favorable) del suelo cuando cesa su licuación, el estado estable, el esfuerzo residual de corte o la tendencia a la dilatación después de grandes desplazamientos. Todas las fuerzas dinámicas que se puedan desarrollar en las fronteras del bloque son despreciadas.

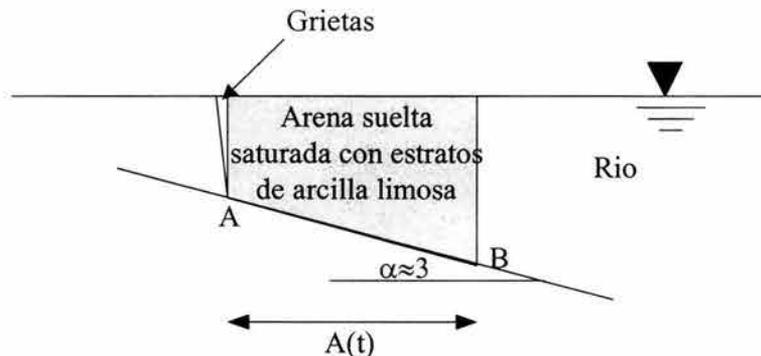


Figura 1.4. Esquema del método de Dobry y Baziar

El método presenta simplificaciones importantes como la de que un material sin cohesión sumergido pueda conservar una pendiente vertical en su cara libre. Además de que al ser considerado un bloque rígido los efectos de la licuación no lo llegan a afectar, hipótesis irreal para suelos arenosos. Por último, no asume que en el caso de que se presente el desplazamiento del bloque, éste debería terminar mediante un mecanismo físicamente admisible, ya sea por la disipación de la energía al alcanzar una zona horizontal o por algún elemento que le impida continuar el movimiento (*i.e.*, una barrera formada por la acumulación de material delante del “bloque” deslizante).

### 1.9 Método de Davis

Davis (1993) propone un método generalizado de análisis de estabilidad para fallas translacionales simples. En este método se propone una superficie de falla plana paralela a la del terreno y una cuña de deslizamiento rígida. En el análisis se tiene en cuenta la inercia de la cuña y el esfuerzo límite de corte en la superficie de falla, el cual se considera como dependiente de la velocidad de deslizamiento. Por último, plantea la división de la cuña de deslizamiento en bloques discretos con vínculos elásticos, lo cual permite estudiar al modelo bajo la hipótesis de un medio continuo elástico. También, supone que las dimensiones horizontales de la cuña de deslizamiento son lo suficientemente grandes como para poder despreciar los efectos de las fronteras laterales (3D). Finalmente, llega a la conclusión de que son posibles comportamientos más complejos, pero las propiedades de estabilidad global del talud no son muy diferentes a las obtenidas con el método de análisis del bloque rígido simple.

### 1.10 Método de Romo y Aguilar

Romo y Aguilar (1995a) plantean un método tridimensional el cual toma en cuenta las deformaciones asociadas tanto a la distorsión del terraplén, como al cambio volumétrico que éste experimenta durante la excitación. En cuanto a lo primero, plantea una ecuación de equilibrio dinámico de un cuerpo rígido sobre una superficie potencial de falla, y por medio de un análisis de respuesta en el tiempo calculan los giros acumulados. A partir del giro

total acumulado obtienen los respectivos componentes vertical y horizontal de desplazamiento. En el caso de las deformaciones volumétricas utiliza los resultados (en términos de esfuerzos y deformaciones dinámicos) de análisis tridimensionales de un talud (o terraplén), en conjunto con un modelo de comportamiento del suelo que considera cambios volumétricos para evaluar los desplazamientos permanentes en terraplenes o taludes. Como alternativa, ellos sugieren simplificar el análisis del terraplén, idealizándolo como una serie de columnas de material estratificado horizontalmente cuyas propiedades son función de la ubicación de la columna en el terraplén (Figura 1.5). Por medio del análisis dinámico (unidimensional) de las columnas sometidas a una excitación en su base, se obtienen las historias de deformaciones a diferentes niveles que posteriormente son utilizadas para cuantificar los asentamientos permanentes.

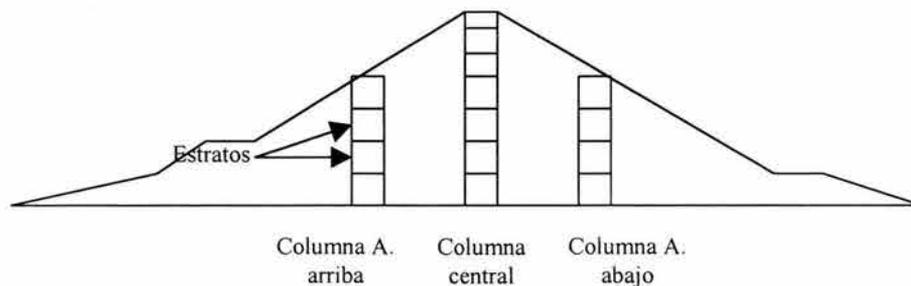


Figura 1.5. Esquema del método simplificado propuesto por Romo y Aguilar

### 1.11 Método de Kramer y Smith

Este método (Kramer y Smith 1997) toma parte del método propuesto por Newmark (1965), con la variante de que reemplaza el bloque rígido por dos o más bloques conectados por resortes y amortiguadores, Figura 1.6. Las características de estos son seleccionadas de acuerdo con las propiedades dinámicas aproximadas de los materiales constitutivos.

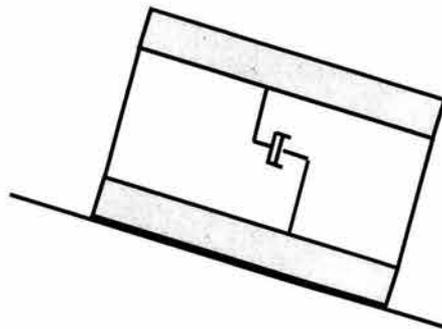


Figura 1.6. Esquema del método propuesto por Kramer y Smith

Los desplazamientos se calculan mediante la doble integración del acelerograma obtenido en la masa inferior, producido por la fuerza desequilibrada resultante de la acción de las fuerzas actuantes y resistentes. La determinación de los desplazamientos permanentes involucra el cálculo de la respuesta dinámica de la masa superior y el desplazamiento permanente de la masa inferior al mismo tiempo.

También suponen que los desplazamientos sólo ocurren en la superficie de deslizamiento, por lo cual las características más importantes del sistema son la rigidez de los elementos y la distribución de masas en la cuña de deslizamiento. Estas características influyen en la frecuencia natural y en las formas modales de la masa de deslizamiento. Los resultados obtenidos muestran que los desplazamientos permanentes producidos por un sismo están fuertemente influenciados por el período natural de la cuña de falla.

### 1.12 Método de Wartman, Riemer, Bray y Seed

Wartman, Riemer, Bray y Seed (1998) realizaron ensayos de mesa vibradora (Figura 1.7) para evaluar el método desarrollado por Newmark (1965). Ellos investigaron la validez del método de Newmark para una aceleración de  $1g$  ( $g$  = aceleración de la gravedad) en el modelo de un talud conformado por arcilla moderadamente sensitiva sujeto a una fuerte vibración. Las observaciones realizadas durante el ensaye indicaron que el talud oscilaba de manera considerable durante la prueba y las deformaciones permanentes ocurrían a lo largo de una o más superficies de deslizamiento. Las deformaciones se desarrollaron a lo largo de los planos principales de esfuerzo. La fricción con las paredes del contenedor fue despreciable. También observaron que luego de la terminación del movimiento, el desplazamiento de la masa de suelo continuó a lo largo de la superficie de deslizamiento, como resultado de la energía cinética de la cuña deslizante.

Los resultados de este estudio indican que las deformaciones inducidas sísmicamente en los taludes conformados por suelos moderadamente sensitivos pueden ser delimitadas por medio de la estimación de desplazamientos usando tanto la resistencia pico como la resistencia residual del suelo en el método de Newmark.

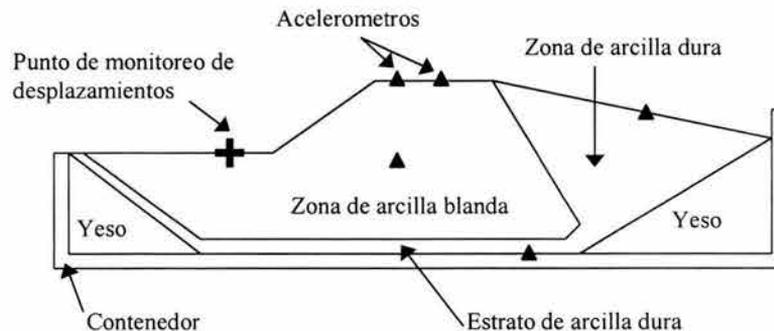


Figura 1.7. Esquema del modelo ensayado en la mesa vibradora de Wartman, Riemer, Bray y Seed

### 1.13 Método de Vessely y Cornforth

Vessely y Cornforth (1998) presentan una aproximación al método propuesto por Newmark (1965), teniendo en cuenta la relación de los efectos visco-dinámicos en taludes, conformados por suelos arcillosos, poco estables durante sismos. Una de las hipótesis del método propuesto por Newmark, considera que el esfuerzo de corte permanece constante durante el desplazamiento. Vessely y Cornforth realizaron ensayos de laboratorio y concluyeron que hay un aumento del esfuerzo residual debido al incremento en la velocidad

de corte o también durante condiciones de carga rápida. En el método que proponen consideran que el esfuerzo de corte es función creciente de la velocidad de aplicación de la carga.

### 1.14 Método de Rathje y Bray

El método de Rathje y Bray (2000) es una modificación del método presentado por Chopra y Zhang (1991). Proponen un modelo discreto, Figura 1.8, en el que incluyen amortiguadores y resortes no lineales para considerar las propiedades dinámicas no-lineales de la masa de suelo.

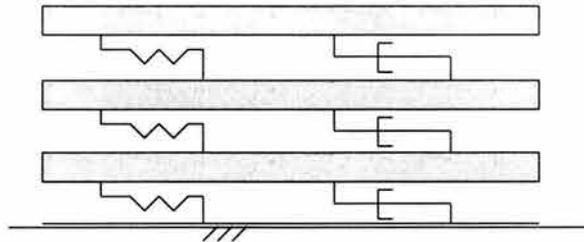


Figura 1.8. Esquema del método propuesto por Rathje y Bray

### 1.15 Método de Elms

Elms (2000) postula que una de las principales limitaciones del modelo original del bloque rígido deslizante propuesto por Newmark radica en que sólo considera el componente longitudinal de la excitación sísmica y en realidad el ambiente sísmico es tridimensional (Figura 1.9).

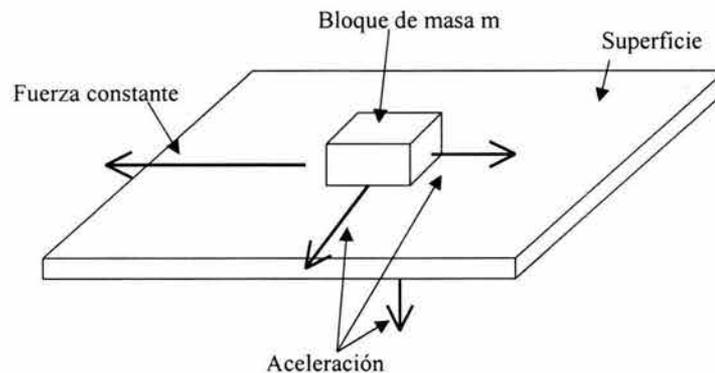


Figura 1.9. Modelo propuesto por Elms

Por lo tanto, asume que el bloque es libre de deslizarse en un plano horizontal, pero con la fuerza de fricción restringiendo el movimiento. El modelo difiere del de Newmark en dos aspectos importantes. El primero es que el modelo es tridimensional, los tres componentes de la excitación son considerados y el bloque puede deslizarse en cualquier dirección. El segundo aspecto considera que una fuerza preferente es aplicada al bloque generando una tendencia de movimiento en la dirección longitudinal. Finalmente, concluye que la adición de la excitación lateral y vertical pueden incrementar los desplazamientos del bloque de manera significativa. Esto es evidente ya que la inercia neta se incrementa debido a que la

resultante de los dos componentes horizontales es mayor que cualquiera de ellos. Además, al considerar el componente vertical se propicia, de manera intermitente, la disminución de la fricción cinética.

### 1.16 Método de Sarma y Chlimintzas

El método de Sarma y Chlimintzas (2001) se basa en un modelo que puede ser considerado como una extensión del modelo de Ambraseys y Srbulov (1995), el cual consiste en dividir la masa potencial de deslizamiento en múltiples bloques para permitir su desplazamiento a lo largo de superficies de forma variada y teniendo en cuenta las deformaciones, Figura 1.10.

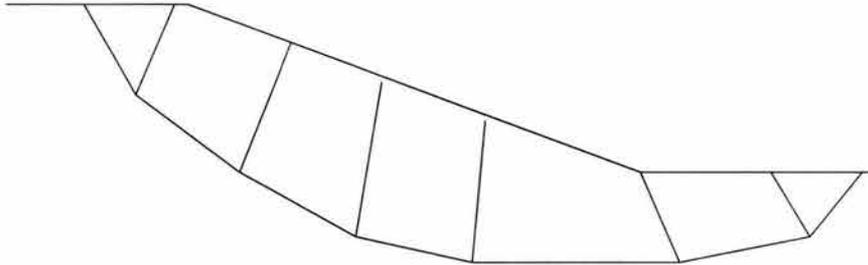


Figura 1.10. Esquema del método propuesto por Sarma y Chlimintzas

En este modelo adoptan el análisis de estabilidad desarrollado por Sarma (1979), usando el método del equilibrio límite de secciones con un mecanismo de falla cinemáticamente admisible y fronteras inclinadas entre las secciones. El método puede ser usado para determinar el valor crítico de la aceleración del suelo que conducirá al talud a la condición de equilibrio límite. Cuando el equilibrio límite es alcanzado, el conjunto de superficies de corte representa el mecanismo cinemático de falla admisible. Cuando la aceleración crítica es excedida, el modelo usa el mecanismo de falla que se supuso y se calculan los desplazamientos de corte por medio del método de análisis dinámico multibloque. Durante el proceso de deslizamiento asumen una movilización total de la resistencia al corte a lo largo de la superficie de falla. Los desplazamientos relativos de corte entre los bloques permiten una mayor disipación de energía sísmica.

### 1.17 Método de Wartman, Bray y Seed

En el estudio de Wartman, Bray y Seed (2003) se evalúa el desplazamiento debido a una excitación por sismo sobre un bloque rígido y columnas de suelo deformables colocadas en un plano inclinado. En este trabajo intentan demostrar que a causa del deslizamiento de la masa de suelo, los cálculos de las deformaciones por medio de este método pueden variar significativamente respecto de los determinados con el método del bloque rígido propuesto por Newmark (1965). Concluyen que el método del bloque rígido subestima los desplazamientos permanentes cuando la frecuencia predominante de la excitación es menor que la frecuencia natural de la masa deslizante. Pero cuando la frecuencia natural de ésta es superior a la frecuencia predominante de la excitación, el procedimiento del bloque rígido da resultados conservadores. También, afirman que la superficie de deslizamiento puede limitar la transmisión de la energía y se pueden desarrollar de igual manera altas fuerzas de inercia.

## 2. Método propuesto

### 2.1 Limitaciones de los métodos existentes

En este apartado se analizan las limitaciones en el planteamiento y las hipótesis en las que se basan los métodos de análisis existentes. Esto da un punto de partida para explicar y justificar el método que se propone en el presente estudio, cuyo propósito es superar algunas de las deficiencias de los disponibles.

El procedimiento desarrollado por Newmark (1965) y varios de los expuestos anteriormente idealizan la cuña de deslizamiento como una masa rígida de suelo, condición que en muchos casos prácticos se sabe que no es aceptable. La masa de suelo que conforma la cuña de deslizamiento en general tiene una flexibilidad tal que puede influir apreciablemente en la respuesta sísmica. Tal flexibilidad puede incrementar o disminuir de manera sustancial los desplazamientos calculados, pues puede dar lugar a amplificaciones o atenuaciones de las ondas sísmicas.

La formulación inicial de Newmark (1963) plantea que el movimiento es inducido por un pulso simple, por lo que soslaya los efectos de la duración del sismo, del comportamiento de los materiales ante carga cíclica, del contenido de frecuencias, y de las inversiones en la dirección de la aceleración. Es deseable incorporar estos aspectos porque cada uno de los elementos en que se discretiza el modelo sufre de manera particular el efecto de todos ellos ocasionando que el comportamiento de un mismo talud sea diferente ante cada sismo. El propio Newmark (1965) replantea su modelo y propone un nuevo método considerando una serie de registros sísmicos con los que desarrolla diagramas para el cálculo de los desplazamientos. Posteriormente, otros investigadores agregaron más registros a estos diagramas (Franklin y Zhang, 1977). Esto, aunque es un avance, no permite superar el hecho de que sólo se incluye cierto tipo de temblores, que pueden ser muy diferentes a los sismos característicos de otras regiones.

Otra hipótesis común en muchos de los métodos disponibles es que el desplazamiento relativo del bloque rígido es causado sólo por la excitación. Esto ignora que puede haber desplazamientos adicionales causados por las fuerzas cinéticas generadas cuando se inicia el deslizamiento del bloque. Esto puede dar como resultado una subestimación cuantiosa de los desplazamientos ya que el fenómeno puede ocurrir múltiples veces durante la acción de un evento telúrico.

Muchos de los métodos expuestos anteriormente suponen que la masa de la cuña deslizante se concentra en el centro de gravedad. Esto es importante tenerlo en cuenta en la modelación de un talud mediante elementos discretos, debido a que en la medida en que se incrementa el grado de discretización del modelo (considerado flexible), aumentan los modos de vibración del sistema, lo cual puede llevar a la condición de que no todas las masas concentradas induzcan fuerzas inerciales actuando (en un instante dado) en el mismo sentido, por lo que su contribución al deslizamiento del sistema es en general inferior al caso en que se considera un bloque rígido o un elemento flexible con un grado de libertad. Esto puede propiciar diferencias en el patrón de desplazamientos y, por consiguiente, en su magnitud.

Los procedimientos disponibles asumen que el esfuerzo de corte es constante a lo largo de la superficie de deslizamiento y la mayoría consideran que la resistencia del suelo se mantiene constante durante la acción del sismo. Estas hipótesis no se apegan a la condición real del problema debido a que en un talud, presa o relleno sanitario, generalmente los materiales están estratificados, por lo cual la superficie de falla puede atravesar estratos de diversas resistencias y los parámetros de fricción necesariamente varían espacialmente. Además, los esfuerzos normales son, en general, diferentes a lo largo de la superficie de falla. Estas condiciones generan variaciones espaciales en los esfuerzos de tensión o de compresión en el cuerpo de la cuña de deslizamiento, ya que las condiciones de frontera en la interfaz de deslizamiento varían en función de los esfuerzos normales, intensidad de la excitación y coeficientes de fricción. Esto puede redundar en la formación de fisuras, las cuales posiblemente ocasionarán cambios en la respuesta del talud y por ende en la magnitud de los desplazamientos relativos. Por otro lado, se sabe que la resistencia al corte (y por tanto el coeficiente de fricción), en general, disminuye por el efecto cíclico de los esfuerzos cortantes.

Los métodos existentes sólo consideran el coeficiente de fricción estática, el cual en la mayoría de los casos es mayor que el coeficiente de fricción cinética. Esto contribuye a que las magnitudes de los desplazamientos sean menores debido a que se está considerando una fuerza resistente mayor durante la fase de deslizamiento.

La aceleración de fluencia necesaria para que la cuña deslice se supone constante a lo largo de la superficie de deslizamiento, mientras que la heterogeneidad de los materiales que integran la estructura indica que esta aceleración puede variar a lo largo de la superficie de falla. También es importante tener en cuenta que en estructuras muy extensas, el paso de las ondas sísmicas podría hacer que diferentes partes del talud experimenten movimientos fuera de fase, ocasionando variaciones en el comportamiento global del talud. El arribo no-simultáneo de las ondas sísmicas a diferentes secciones de la superficie potencial de falla, obliga a considerar el análisis del terraplén como una estructura de apoyos múltiples (variación espacial de los movimientos sísmicos).

Una de las hipótesis que sirve como punto de partida en muchos métodos, se basa en que la superficie de falla es única, bien definida y con una geometría simple, ya sea plana o curva. Esta conjetura genera limitaciones que pueden ser importantes, sobre todo si no se conoce de manera adecuada la estratigrafía del talud o no se exploran diferentes mecanismos potenciales de falla. También es trascendental tener en cuenta la posible formación de varias superficies de falla o grietas dentro del talud, lo cual repercute en la capacidad de éste para disipar energía sísmica y alterando la respuesta global.

Un concepto que se ha soslayado y que se analizará extensamente en los siguientes incisos, es el referente a la aceleración cinética generada en la cuña por efecto del deslizamiento (Ecuación 3.12), cuando ésta es flexible con varios grados de libertad. Esta aceleración debe incluirse en el vector de carga que resulta de la aplicación de la Segunda Ley de Newton. La energía cinética resultante en la cuña como consecuencia de la excitación y del deslizamiento en la masa deslizante se conserva más allá de cuando la aceleración máxima del sismo de excitación es menor que la aceleración de fluencia, lo cual genera que el deslizamiento inducido en el cuerpo continúe por algunos instantes más, repercutiendo en

la magnitud de los desplazamientos acumulados al final de la excitación. Por otra parte, esta energía cinética, acoplada con la excitación, puede modificar radicalmente los patrones de vibración del sistema (talud), ya que se trata de un cuerpo estático sometido a una acción sísmica versus el mismo cuerpo en movimiento sujeto a una acción sísmica diferente.

Por simplicidad, la mayoría de los métodos consideran que sólo se presenta el primer modo de vibración, por lo que no permiten la evaluación de los efectos de modos superiores. Al tener en cuenta estos modos, se puede evaluar en todo instante la tendencia de movimiento de cada uno de los nodos del sistema discreto y cuantificar su participación en la respuesta final del sistema.

La consideración del uso de los tres componentes del sismo en los análisis dinámicos de los taludes en principio debe ser contemplada, pero deben realizarse estudios adicionales para determinar su contribución en la magnitud de los desplazamientos permanentes. En este trabajo sólo se considera el movimiento sísmico actuando en la dirección preferente de deslizamiento.

### **2.2 Justificación del método propuesto**

El método planteado busca suplir la mayoría de las limitaciones descritas anteriormente mediante la reformulación de algunas de las hipótesis de partida de muchos de los métodos existentes, la inclusión variables que no han sido consideradas y la proposición de hipótesis adicionales sobre el comportamiento dinámico de cuerpos en movimiento.

El método desarrollado se basa en una formulación discreta del talud por medio de elementos del tipo Voigt. La cuña de deslizamiento está conformada por  $n$  elementos discretos cuyo número y distribución varían de acuerdo con la geometría del talud y la conformación interior de éste. Cada uno de estos elementos posee características de rigidez y amortiguamiento específicos de acuerdo con el material que representan. Los materiales que conforman el talud se caracterizan de acuerdo con su comportamiento dinámico ante cargas cíclicas, pudiéndose definir la degradación del módulo rigidez y la variación del amortiguamiento histerético. Con base en esto, los efectos de la duración del sismo, de la alternancia de las cargas y del contenido de frecuencias de la excitación, se tienen directamente en cuenta. Además, el procedimiento que se propone permite la evaluación del efecto de la aceleración cinética.

La masa de suelo que conforma el talud se concentra en los nodos conforme a la discretización del éste, lo cual permite evaluar el efecto de los modos superiores de vibración. El modelo matemático considera un coeficiente de fricción estática cuando no se presentan movimientos relativos entre la cuña de deslizamiento y la superficie de falla, pero cuando esta resistencia al desplazamiento es vencida, el coeficiente cambia a su valor cinético y con éste se continúan calculando los desplazamientos durante la acción del sismo; al mismo tiempo, se adecua la excitación sísmica que actúa en el cuerpo deslizante, en función de la energía disipada en la interfaz de deslizamiento. Si se frena el deslizamiento, se retorna al coeficiente de fricción estática inicial, y así sucesivamente. Siendo esta última condición, una simplificación en la que no se tiene en cuenta el

coeficiente de fricción residual y el efecto de los ciclos de carga en el coeficiente de fricción estático.

La superficie de falla es definida *a priori* de acuerdo a la geometría del talud y la estratificación de los materiales que la conforman (juntas, grietas, estratos suaves, etc.). Ésta puede tener cualquier geometría que sea cinemáticamente admisible. Es importante aclarar que el modelo no cuenta con la capacidad de calcular las deformaciones o desplazamientos resultantes de la deformación distorsional y volumétrica de cada elemento del material.

### 2.3 Procedimiento de análisis

1. Definición del problema.
2. Se define la geometría del talud de acuerdo con la zona que se va a estudiar y la conformación interna de éste.
3. Se discretiza el talud de acuerdo con las características de la estratigrafía, superficies potenciales de falla e incertidumbres que estén presentes. Para esto, se utilizan elementos discretos del tipo Voigt (Figuras 2.1 y 2.2).

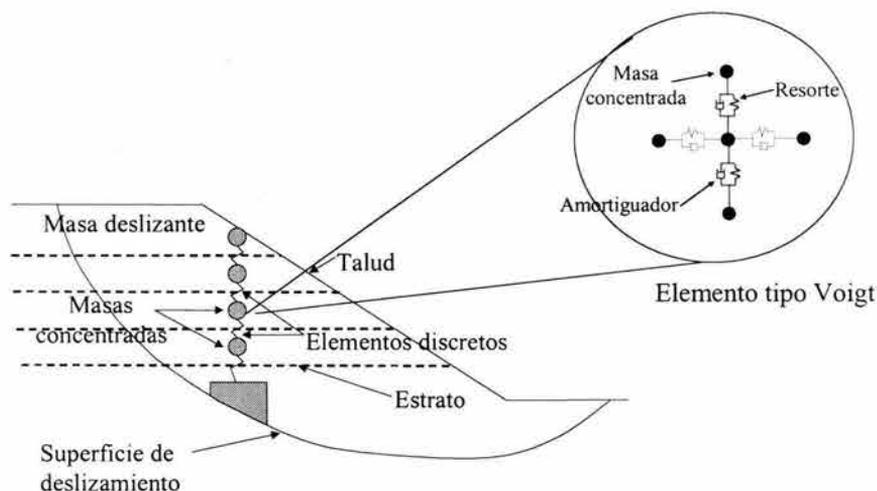


Figura 2.1. Modelo propuesto para una sección

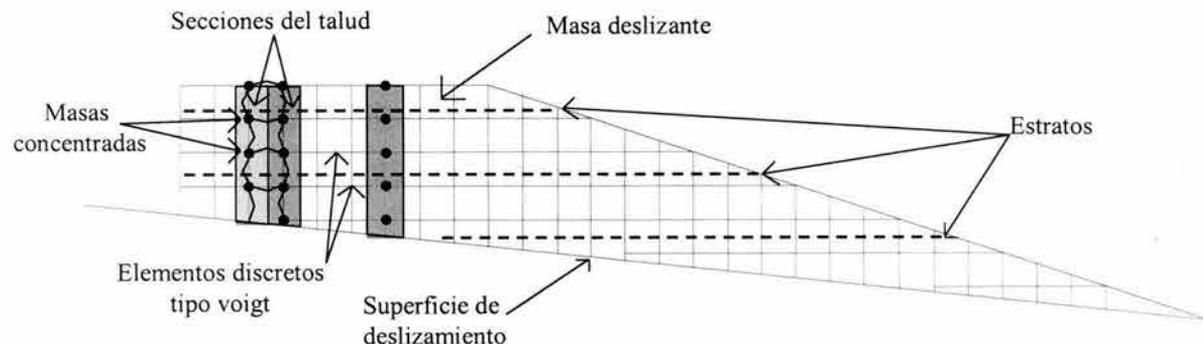


Figura 2.2. Modelo propuesto para múltiples secciones

4. Se definen las características de rigidez y amortiguamiento de cada uno de los elementos.
5. Se cuantifican las masas que se concentran en los nodos de acuerdo al criterio de las áreas de influencia.
6. Determinación de la superficie de falla a estudiar.
7. Caracterización de los coeficientes de fricción estática y cinética de los materiales.
8. Determinación de la relación de masas para la definición del efecto inercial de la cuña deslizante.
9. Selección del sismo de diseño y su variación espacial.
10. Determinación del intervalo de períodos que se quiere estudiar.
11. Selección de los resultados que se quieran guardar y en que sitios específicos del talud.
12. Cálculo de las matrices de masa, rigidez y amortiguamiento.
13. Determinación del período de la estructura.
14. Cálculo de las fuerzas resistentes.
15. Cálculo de las fuerzas actuantes.
16. Determinación del equilibrio de fuerzas.
17. Cálculo de los componentes cinéticos durante el deslizamiento de la masa de suelo.
18. Cálculo del vector de carga externa.
19. Determinación de la ecuación de movimiento.
20. Cálculo de la aceleración, velocidad y desplazamiento en cada uno de los nodos debido a la excitación.
21. Cálculo de los desplazamientos en la base de cada sección.
22. Evaluación de la degradación del módulo de rigidez y del amortiguamiento hysterético.
23. Cálculo de la nueva inclinación de los apoyos discretos a medida que se presenta el desplazamiento de la cuña de falla.
24. Determinación de la formación de grietas.
25. Regresar al numeral 12 y repetir las acciones subsecuentes hasta que cese el sismo.

### 3. Planteamiento matemático

El modelo considera el efecto combinado de cada una de las variables, para lo cual ha evolucionado paso a paso (Botero y Romo, 2000, 2001, 2002a,b y 2003 a,b,c).

#### 3.1 Ecuación de equilibrio

Las fuerzas inducidas por la acción del sismo en la cuña deslizante (representada con masas concentradas y elementos mecánicos discretos) dependen del peso propio de la cuña, de las propiedades de amortiguamiento y de rigidez de los elementos que representan a los diferentes estratos de suelo y de la resultante de las fuerzas de inercia.

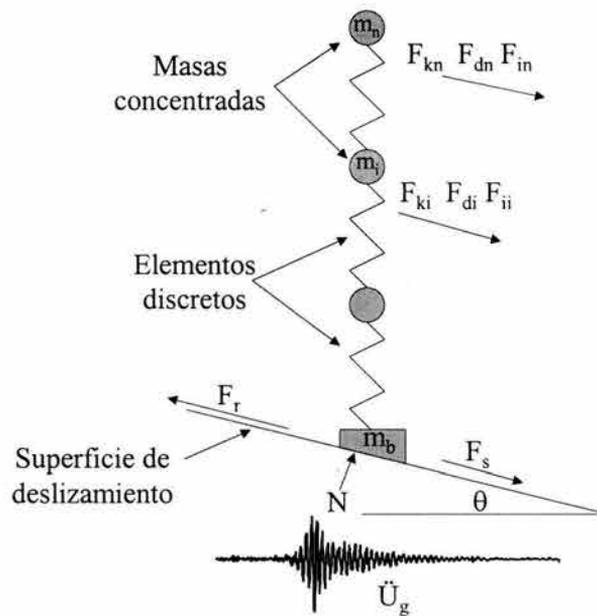


Figura 3.1. Fuerzas actuantes sobre una sección de la cuña de deslizamiento

Las fuerzas que actúan (Figura 3.1) sobre una sección de la masa deslizante se calculan con base en las siguientes consideraciones. La fuerza resistente (Ecuación 3.1) depende de la presión normal y del coeficiente de fricción estática desarrollados entre la base de la cuña deslizante y la superficie de falla. El coeficiente de fricción se modifica cuando la masa de suelo empieza a deslizarse. En adelante, se considera el coeficiente de fricción cinética, el cual, en este estudio, se asumió entre un 70% y 100% (Houston, 1987) del coeficiente estático, debido a que no existen datos confiables sobre su real valor en los geomateriales.

$$F_r = N \tan(\mu) \quad (3.1)$$

Donde  $F_r$  es la fuerza que se opone al deslizamiento,  $N$  es la fuerza normal definida por la Ecuación 3.2 y  $\mu$  es el coeficiente de fricción estática o cinética.

La fuerza normal es la resultante de las acciones de la aceleración del suelo y de la aceleración de la gravedad sobre la masa total del sistema. Esta fuerza varía en el tiempo debido a que la aceleración del suelo no es constante.

$$N = M_1 \left[ g \cos(\theta) - \ddot{U}_g \sin(\theta) \right] \quad (3.2)$$

$M_1$  es la masa total del sistema definida por la Ecuación 3.3,  $g$  es la aceleración de la gravedad,  $\ddot{U}_g$  es la aceleración del suelo (excitación) y  $\theta$  es la inclinación de la superficie de deslizamiento. La masa total del sistema está dada por la sumatoria de todas las masas del sistema.

$$M_1 = \sum_{i=1}^n m_i + m_b \quad (3.3)$$

Donde  $m_i$  son las masas concentradas del sistema discreto por encima de la superficie de deslizamiento y  $m_b$  es la masa directamente sobre dicha superficie. La relación entre  $m_i$  y  $m_b$  representa la distribución de la inercia en la masa de deslizamiento y puede ser definida a través de análisis de taludes que hayan sido monitoreados o de retroanálisis de taludes que hayan fallado. Actualmente se ha venido utilizando una relación de 0.50 (Kramer y Smith, 1997) con base en los resultados de una serie de análisis teóricos, pero puede ser modificada de acuerdo al tipo de materiales que conformen el talud y su distribución, y por último por el criterio mismo del ingeniero de diseño.

La fuerza actuante total (Ecuación 3.8), es la resultante de las fuerzas que actúan sobre el sistema y están definidas por las ecuaciones 3.4 a 3.7.

$$F_s = M_1 g \sin(\theta) \quad (3.4)$$

$$F_k = k U \quad (3.5)$$

$$F_d = c \dot{U} \quad (3.6)$$

$$F_i = m_b \left( \ddot{U}_g + \ddot{U}_0 \right) \quad (3.7)$$

$$F_a = F_s + F_k + F_d + F_i \quad (3.8)$$

Donde  $F_s$  es la fuerza cortante en la base del modelo, debida al peso de la masa potencialmente deslizante que se encuentra encima de ésta;  $F_k$  es la fuerza de rigidez causada por el desplazamiento relativo de los nodos con respecto a la base; y  $k$  es la rigidez del elemento.  $U$  es el desplazamiento relativo de los nodos con respecto a la base inclinada ( $\theta$ );  $F_d$  es la fuerza de amortiguamiento debida a la velocidad relativa de los nodos con respecto a la base;  $c$  es el amortiguamiento del elemento.  $\dot{U}$  es la velocidad relativa de los nodos con respecto a la base inclinada ( $\theta$ );  $F_i$  es la fuerza de inercia debida a la masa  $m_b$  y la aceleración ( $\ddot{U}_0 + \ddot{U}_g$ ), donde  $\ddot{U}_0$  es la aceleración debida al desplazamiento relativo del sistema (considerando el componente conforme a la inclinación del plano de deslizamiento), y  $F_a$  es la fuerza resultante de todas estas componentes.

Tomando las Ecuaciones 3.4 a 3.7 y reemplazándolas en la Ecuación 3.8, tenemos lo siguiente:

$$F_a = M_1 g \sin(\theta) + kU + c\dot{U} - m_b \left( \ddot{U}_g + \ddot{U}_0 \right) \quad (3.9)$$

Durante la excitación sísmica del talud, el equilibrio es evaluado usando las Ecuaciones 3.1 a 3.8. Cuando  $F_a > F_r$  ocurren desplazamientos permanentes hasta que la fuerza actuante esté por debajo de la fuerza resistente, esto es, cuando la velocidad del suelo de apoyo de la cuña deslizando y la de ésta sean iguales. La energía cinética aparece cuando la velocidad de la masa deslizando es mayor que la de la base.

### 3.2 Ecuación de movimiento

La respuesta de cada nodo, cuando el sistema no desliza, se puede calcular con la siguiente ecuación de movimiento:

$$[M]\left(\ddot{U}\right) + [C]\left(\dot{U}\right) + [K]\left(U\right) = -M_1 \left( \ddot{U}_g \cos(\theta) \right) \quad (3.10)$$

Donde  $M$  es la matriz de masa formada con las masas  $m_i$ ,  $C$  es la matriz de amortiguamiento formada por el amortiguamiento  $c_i$  de cada uno de los elementos y  $K$  es la matriz de rigidez formada por la rigidez  $k_i$  de cada uno de los elementos,  $\ddot{U}$  es el vector de aceleración relativa,  $\dot{U}$  es el vector de velocidad relativa y  $U$  es el vector de desplazamiento relativo, los tres con respecto al plano de deslizamiento.

Cuando el sistema entra en la fase de deslizamiento, el equilibrio de fuerzas en la interfaz define a la aceleración cinética. La ecuación de movimiento para esta condición está dada por:

$$M_1 \ddot{U}_c = -\mu_c \left[ M_1 g \cos(\theta) - M_1 \ddot{U}_g \sin(\theta) \right] - \sum_{i=1}^n \ddot{U}_i m_i - M_1 \ddot{U}_g \cos(\theta) \quad (3.11)$$

Donde  $\ddot{U}_i$  es la aceleración relativa paralela a la superficie de deslizamiento del nodo  $i$ ,  $\ddot{U}_c$  es la aceleración cinética,  $\mu_c$  es el coeficiente de fricción cinética y  $n$  es el número de elementos. En la Ecuación 3.11  $\ddot{U}_g$  representa el porcentaje de la aceleración que se transmite a la base del modelo. En general, cuando hay deslizamiento esta aceleración es menor que la excitación en el plano de deslizamiento (en el Capítulo 7 se ampliará la explicación de este concepto). De la ecuación 3.11 se deriva que la aceleración cinética está dada por:

$$\ddot{U}_c = -\mu_c \left[ g \cos(\theta) - \ddot{U}_g \sin(\theta) \right] - \frac{1}{M_1} \sum_{i=1}^n \ddot{U}_i m_i - \ddot{U}_g \cos(\theta) \quad (3.12)$$

Cuando el sistema está deslizando, la ecuación de movimiento de todo el sistema queda de la siguiente manera:

$$[M]\left(\ddot{U}\right)+[c]\left(\dot{U}\right)+[k]\left(U\right)=-M_1\left(\ddot{U}_c+\ddot{U}_g \cos(\theta)\right) \quad (3.13)$$

### 3.3 Modelación del comportamiento dinámico de los materiales

Las propiedades de los materiales pueden sufrir modificaciones debido a la generación de deformaciones inelásticas por la acción del sismo. Para tener en cuenta el comportamiento del suelo (*i.e.*, degradación del módulo de corte, incremento del amortiguamiento) se usa un modelo tipo Masing (Romo, 1995b), definido por las Ecuaciones 3.14 a 3.17.

$$\frac{G(\gamma)}{G_{\max}}=[1-H(\gamma)] \quad (3.14)$$

Donde  $G(\gamma)$  es el módulo de corte para cualquier deformación y  $G_{\max}$  es el máximo módulo de corte.

$$H(\gamma)=\left[\frac{\left(\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)^{2B}}{1+\left(\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)^{2B}}\right]^A \quad (3.15)$$

Donde  $\gamma$  es la distorsión angular en cualquier tiempo,  $\gamma_r$  es una distorsión angular de referencia (Figura 3.2),  $A$  y  $B$  son parámetros del suelo que al igual que  $\gamma_r$ , dependen del índice de plasticidad (Figuras 3.3 y 3.4).

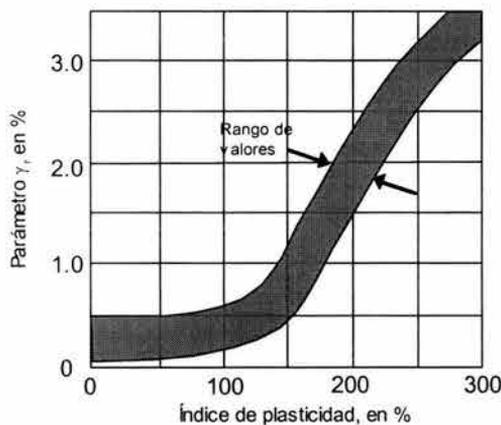


Figura 3.2. Parámetro  $\gamma_r$

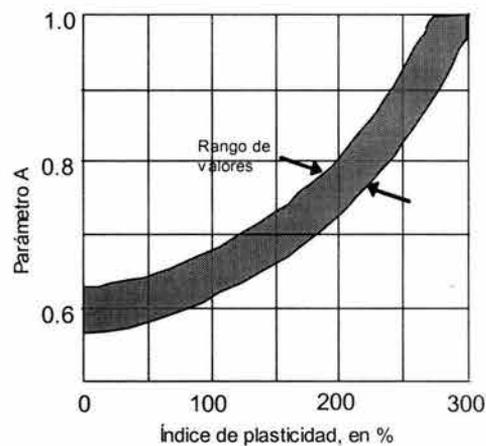


Figura 3.3. Parámetro A

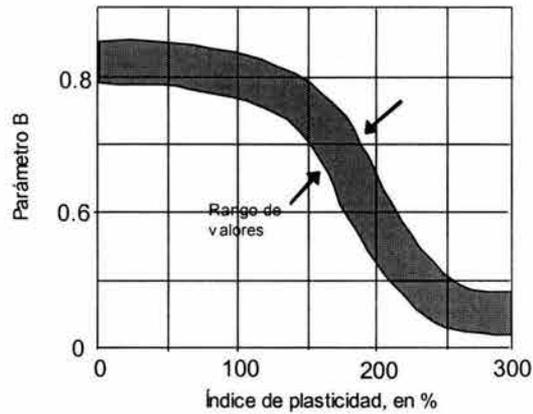


Figura 3.4. Parámetro B

Las figuras 3.2 a 3.4 fueron obtenidas con base en información reportada en la literatura y numerosos ensayos en los suelos blandos de la ciudad de México. Se recomienda, sin embargo, realizar ensayos de verificación para cada caso específico. Esto tendría como subproducto que la base de datos se enriqueciera.

$$G_{\max} = \frac{\gamma_s}{g} V_s^2 \quad (3.16)$$

Donde  $\gamma_s$  es el peso volumétrico del suelo y  $V_s$  es la velocidad de la onda de corte.

$$\lambda = (\lambda_{\max} - \lambda_{\min})(H(\gamma)) + \lambda_{\min} \quad (3.17)$$

Aquí,  $\lambda$  es la relación de amortiguamiento para cualquier deformación de corte  $\gamma$ ,  $\lambda_{\max}$  es el máximo valor de  $\lambda$  (grandes deformaciones de corte, por ejemplo, mayores que 1.0%) y  $\lambda_{\min}$  es el mínimo valor de  $\lambda$  (bajas deformaciones de corte, del orden de  $10^{-4}\%$ ).

### 3.4 Determinación de los desplazamientos relativos entre nodos

Al considerar la cuña de deslizamiento como un cuerpo flexible y el efecto del comportamiento cíclico de los materiales que la constituyen, es necesario calcular la deformación angular que ocurre entre los nodos (Figura 3.5), y luego utilizar las ecuaciones anteriores para determinar en el tiempo la variación del módulo de rigidez. Dicha deformación es:

$$\gamma = \frac{U_2 - U_1}{2H} \quad (3.18)$$

Donde  $U_2$  es el desplazamiento relativo del nodo superior,  $U_1$  es el desplazamiento relativo del nodo inferior,  $H$  es la separación entre los nodos y  $\gamma$  es la deformación angular.

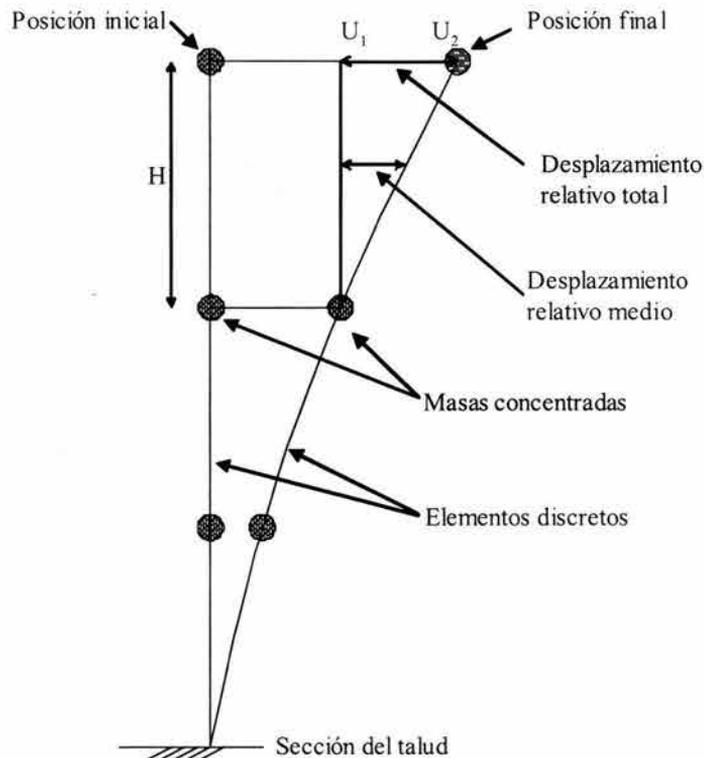


Figura 3.5. Esquema para el cálculo de los desplazamientos relativos entre nodos

### 3.5 Criterio de generación de grietas

El criterio propuesto para definir la formación de grietas en el talud resulta de calcular los desplazamientos absolutos en cada nodo para el mismo intervalo de tiempo, como se aprecia en la Figura 3.6, y luego revisar la deformación límite del elemento horizontal a tensión, que al alcanzarse genera una grieta (Ecuaciones 3.19 a 3.21).

$$U_{absoluto\ i} = U_{permanente\ i} + U_{relativo\ i} \quad (3.19)$$

$$U_{relativo\ i+1} = U_{absoluto\ i+1} - U_{absoluto\ i} \quad (3.20)$$

Donde  $U_{absoluto\ i}$  es el desplazamiento absoluto de cada nodo para el mismo tiempo  $t_j$ ;  $U_{permanente\ i}$  es el desplazamiento permanente ocasionado por el deslizamiento ocurrido en el apoyo de la columna en el tiempo  $t_j$ ;  $U_{relativo\ i}$  es el desplazamiento relativo entre los nodos adyacentes para cierto tiempo  $t_j$ ;  $U_{relativo\ i+1}$  es el desplazamiento relativo entre nodos adyacentes en el mismo plano horizontal, en el tiempo  $t_j$ .

Por tanto, el criterio de falla a tensión está dado por la Ecuación 3.21.

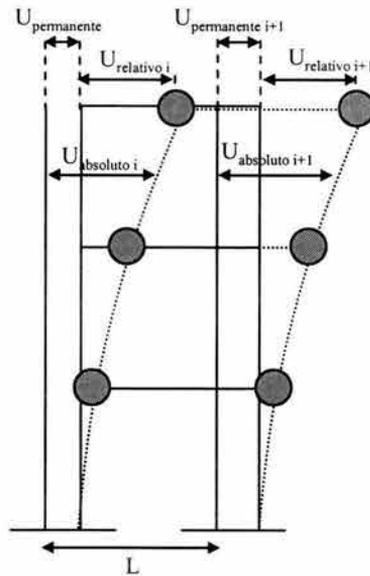


Figura 3.6. Modelo para la determinación de fisuras

$$U_{nodos} > L \times \delta \tag{3.21}$$

Donde  $L$  es la separación entre nodos y  $\delta$  es la deformación unitaria de extensión. Cuando  $U_{nodos} > U_{umbral}$  (desplazamiento para el cual se inicia el agrietamiento, considerado 0.5% en este trabajo) se genera la falla por tensión del elemento mecánico, luego de que el elemento discreto falla, éste se elimina del sistema, generando una redistribución de esfuerzos en los elementos discretos vecinos. De este modo puede reproducirse la propagación de las grietas verticales en el talud.

### 3.6 Cálculo del cambio en la inclinación de los apoyos

Las superficies de falla pueden ser idealizadas como planas, circulares o de cualquier otra geometría cinemáticamente admisible. En el caso de una superficie circular al producirse el deslizamiento de la cuña sobre la superficie de falla, la posición de los apoyos irá variando como se muestra en la Figura 3.7. En ésta se cumplen las siguientes relaciones:

$$\alpha = \theta \tag{3.22}$$

$$\xi = 2 \left[ \text{Sen}^{-1} \left( \frac{x/2}{r} \right) \right] \tag{3.23}$$

$$\gamma = \theta - \xi \tag{3.24}$$

$$\beta = \gamma \tag{3.25}$$

Donde  $\alpha$  es el ángulo de inclinación del apoyo de la sección antes del deslizamiento,  $\theta$  es el ángulo formado por la recta perpendicular a la tangente que pasa por el apoyo de la sección antes del deslizamiento y una recta perpendicular a la tangente horizontal a la superficie potencial de deslizamiento o, en general, a la línea que pase por el punto más bajo de la

superficie crítica,  $\xi$  es la diferencia entre los ángulos  $\theta$  y  $\gamma$ ,  $x$  es la distancia que deslizó el apoyo de la sección,  $r$  es el radio de curvatura de la superficie circular de falla,  $\gamma$  es el ángulo formado por la recta perpendicular al apoyo de la sección después del deslizamiento y una recta perpendicular al suelo y  $\beta$  es el ángulo de inclinación del apoyo de la sección después del deslizamiento.

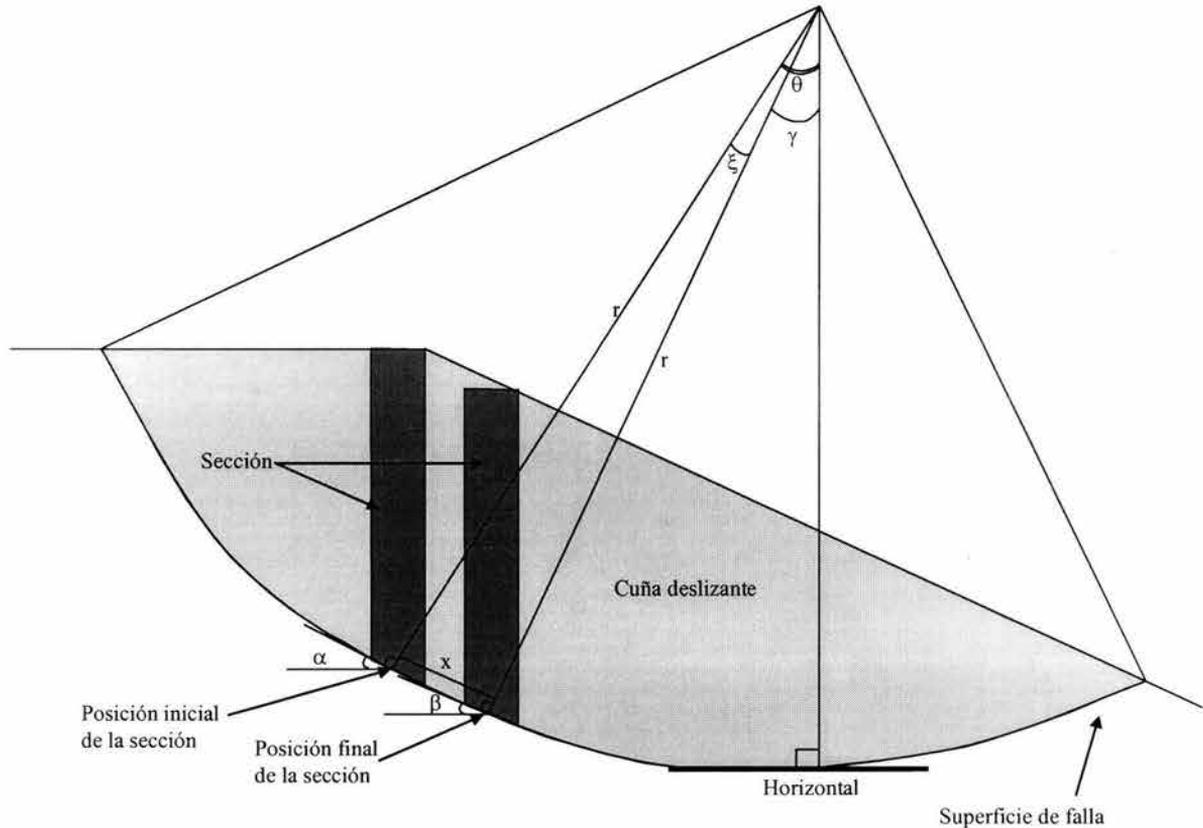


Figura 3.7. Cambio en la inclinación de los apoyos, para el caso en el que se supone una superficie de falla circular

### 3.7 Cálculo del retraso en el arribo de las ondas

El tiempo que tardaría una onda de corte en recorrer la distancia que separa los apoyos está dada por la Ecuación 3.26, suponiendo que la propagación ocurre en la dirección correspondiente.

$$R = \frac{V_s}{D_r} \quad (3.26)$$

Donde  $R$  es el tiempo que tarda en recorrer la onda la distancia que separa a dos apoyos,  $V_s$  es la velocidad de la onda de corte y  $D_r$  es la distancia que separa a los dos apoyos.

### 3.8 Cálculo del empuje hidrostático

El empuje hidrostático (Figura 3.8) que actúa en una grieta que contiene un fluido se determina por medio de la Ecuación 3.27 y la resultante de ésta se coloca en la posición correspondiente del vector de carga externa, en el nodo que afecte y en la dirección y sentido en que actúe dicha fuerza, que se considera constante durante todo el evento sísmico.

$$F_h = \frac{1}{2} \gamma_h \times h \times a \times b \quad (3.27)$$

Donde  $F_h$  es el empuje hidrostático,  $\gamma_h$  es la densidad del fluido,  $h$  y  $a$  definen el área de influencia  $A$  y  $b$  es la longitud de la fisura.

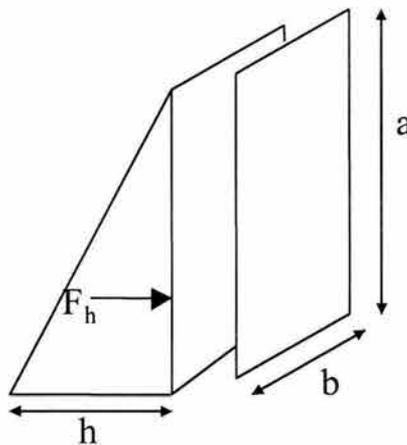


Figura 3.8. Esquema de la presión hidrostática actuando en una grieta

## 4. Diseño, construcción y puesta en marcha de la mesa vibradora del laboratorio de dinámica de suelos.

### 4.1 Justificación

Después de una extensa búsqueda de información sobre el comportamiento sísmico de taludes, se concluyó que la información disponible es escasa y poco confiable. Además, los resultados reportados no incluyen la mayoría de los parámetros que requiere el modelo propuesto. Debido a estas limitaciones se decidió diseñar y construir una mesa vibradora de desplazamiento lineal, que se consideró suficiente para producir los datos necesarios para esta investigación, y un modelo de laboratorio que permitiera considerar los parámetros involucrados y que cumpliera con las características requeridas. El diseño de la mesa se planteó de manera modular, lo cual permite una adaptación fácil a las particularidades de los ensayos requeridos tanto en los modelos mecánicos aquí usados como en los de material térreo. La investigación experimental propuesta se concibió para calibrar el modelo analítico, mediante varios modelos mecánicos a base de masas concentradas ligadas por varillas a una base rígida que puede deslizarse sobre una superficie plana con cualquier inclinación. **Los modelos no utilizan materiales térreos ni se pretende modelar taludes en sí.** El sistema de excitación utilizado aplica movimientos armónicos y tiene una capacidad máxima de carga de 50 kg.

### 4.2 Componentes mecánicos

#### 4.2.1 Marco rígido

La mesa (Figuras 4.1 y 4.2, Foto 4.1) esta compuesta por un marco rígido sobre la cual descansa la base deslizante. En éste marco, están montados el actuador o pistón neumático, el potenciómetro que sirve de indicador de posición, la válvula reguladora de caudal, la servo-válvula, el tanque para altas demandas de aire, la tarjeta de conexión de la instrumentación y el acondicionador del sensor de posición (Lvdt).

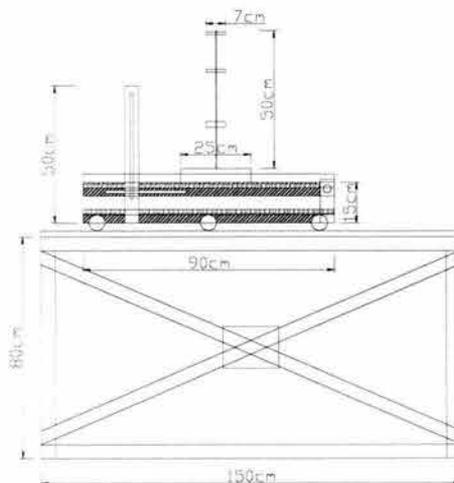


Figura 4.1. Vista lateral

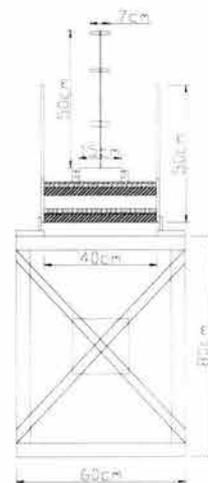


Figura 4.2. Vista frontal

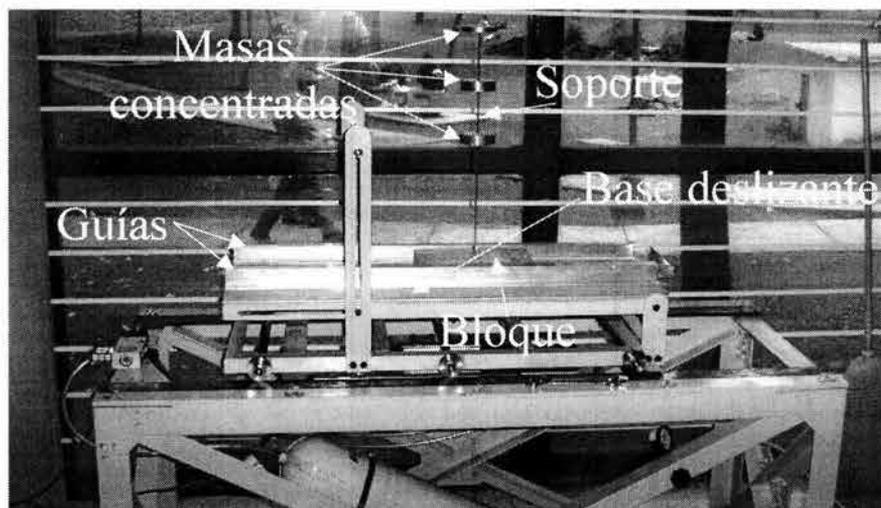


Foto 4.1. Vista lateral de la mesa vibradora

#### 4.2.2 Base deslizante

La base deslizante (Figuras 4.3 y 4.4) está conformada por dos marcos de acero los cuales se encuentran unidos por medio de cuatro soportes y están colocados uno sobre el otro. El marco inferior se encuentra fijo al actuador y el marco superior puede variar su inclinación hasta  $45^\circ$  aproximadamente.

Sobre el marco superior se encuentra colocada una lámina de madera, la cual tiene dos funciones: una es la de brindarle mayor rigidez al marco y la otra es la de servir como base para el modelo deslizante. Para efectos de otros estudios, se puede optar por colocar sobre la lámina de madera cualquier tipo de material que sea requerido, por ejemplo geotextil o polietileno, o se puede modificar el marco para colocar suelo en éste y representar taludes, terraplenes y cimentaciones, entre otras muchas posibilidades.

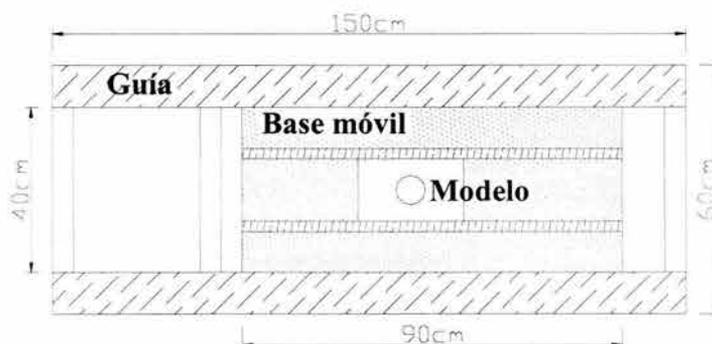


Figura 4.3. Vista superior del marco rígido

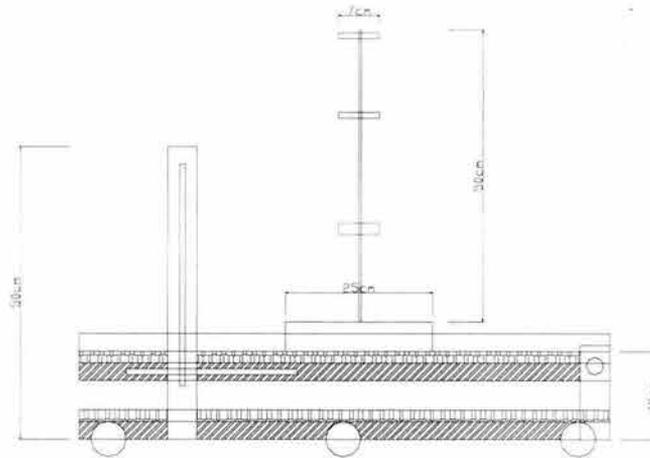


Figura 4.4. Base deslizante

### 4.2.3 Modelo para ensayos

El modelo propuesto evolucionó a medida que se fueron realizando los ensayos de montaje del equipo y a lo largo de las calibraciones, hasta llegar a uno de masas rectangulares y otro de masas cilíndricas que no presentaron problemas que afectaran las mediciones. Éstos constan de una base de aluminio (Figuras 4.5 y 4.6) apoyada sobre una lámina de madera. En el diseño de la base se optó por una longitud de 25 cm, con el fin de disminuir los efectos del posible cabeceo de la estructura cuando se presentaran desplazamientos relativos, especialmente en los casos de plano de deslizamiento inclinado.

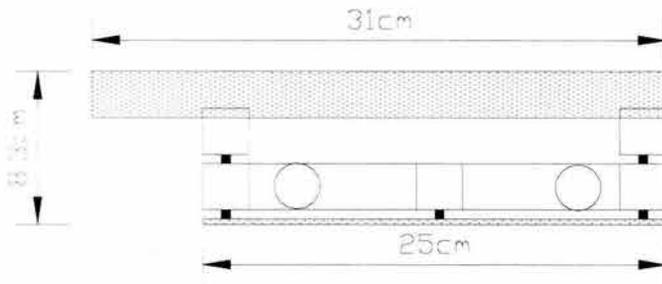


Figura 4.5. Base vista lateral

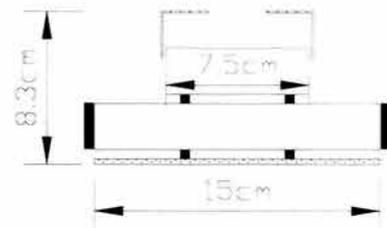


Figura 4.6. Base vista frontal

### Modelo de placas rectangulares

De la base del modelo parten cuatro soportes de acero (o bronce), que se encuentran empotrados a ésta (Figuras 4.7 y 4.8, Fotos 4.2 y 4.3), los cuales sostienen las masas que están conformadas por láminas de aluminio de 5 mm de espesor (Figura 4.9).

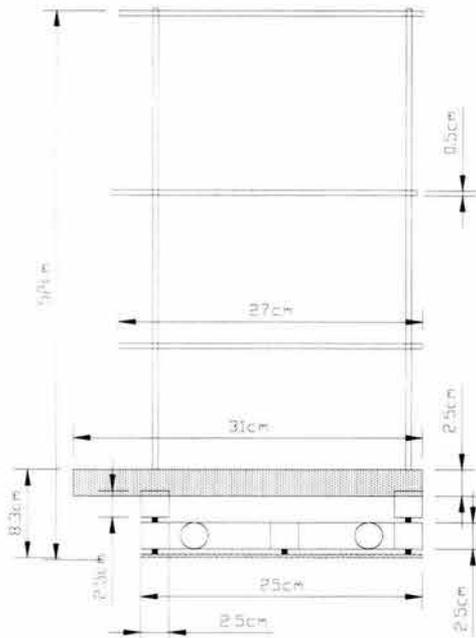


Figura 4.7. Base vista lateral

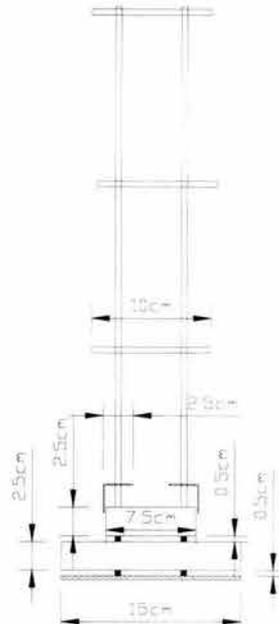


Figura 4.8. Base vista frontal

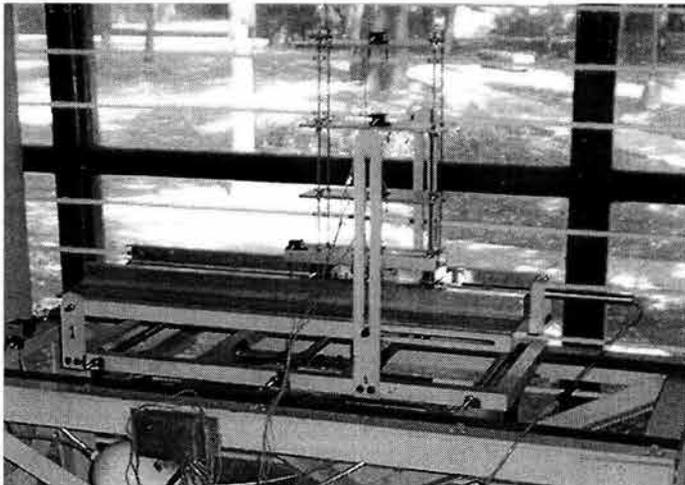


Foto 4.2. Modelo propuesto, vista lateral

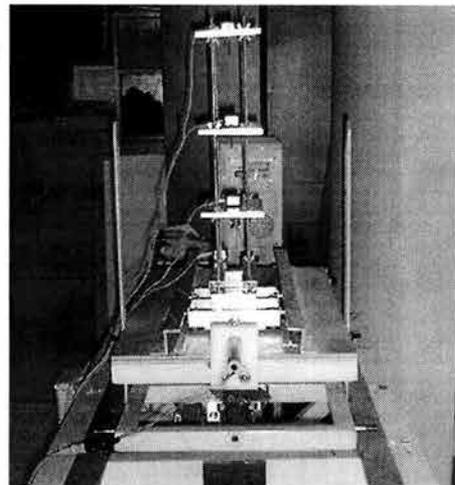


Foto 4.3. Modelo propuesto, vista frontal

Las láminas de aluminio colocadas en los soportes representan la masa de la cuña deslizante ubicada por encima de la superficie de falla, pudiéndose variar el peso de éstas de acuerdo con las características de los materiales que se desee representar, teniendo en cuenta que para estas variaciones se debe conservar la simetría en la distribución de cargas y por ende mantener la ubicación del centro de masa del elemento. El cumplimiento de estos aspectos evita efectos de cabeceo, torsión o mayores respuestas en una dirección no prevista. Las placas de aluminio también tienen la finalidad de fijar sobre ellas a los acelerómetros (Foto 4.4), los cuales están alineados de manera que registren las aceleraciones en el mismo eje. En la base del modelo se coloca un acelerómetro con el fin de comparar la señal con la que es alimentado el sistema y la respuesta en la base del modelo. De esta forma, se puede evaluar el efecto de la interfaz, cuando el modelo está deslizando.

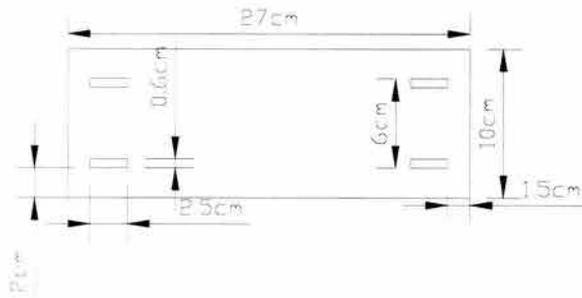


Figura 4.9. Placa de soporte del acelerómetro (vista superior)

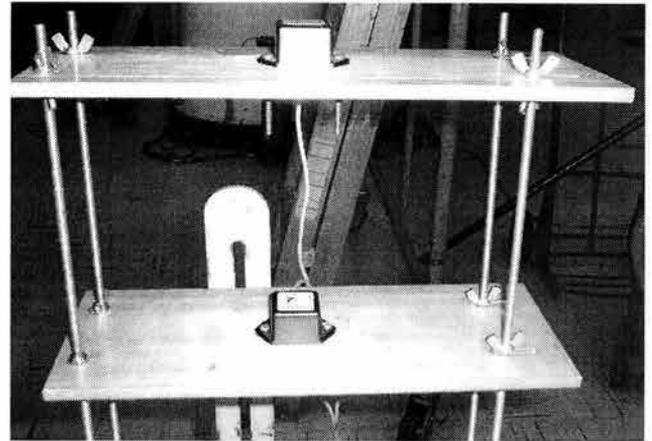


Foto 4.4. Modelo de masas concentradas instrumentado

### Modelo de placas cilíndricas

Con el fin de evaluar el efecto de la geometría de los modelos en su respuesta, se implementaron variaciones a la parte superior de éste, sustituyendo el sistema de tres laminas rectangulares de aluminio soportadas por cuatro varillas por un sistema de tres cilindros de aluminio soportados por dos varillas (Foto 4.5).

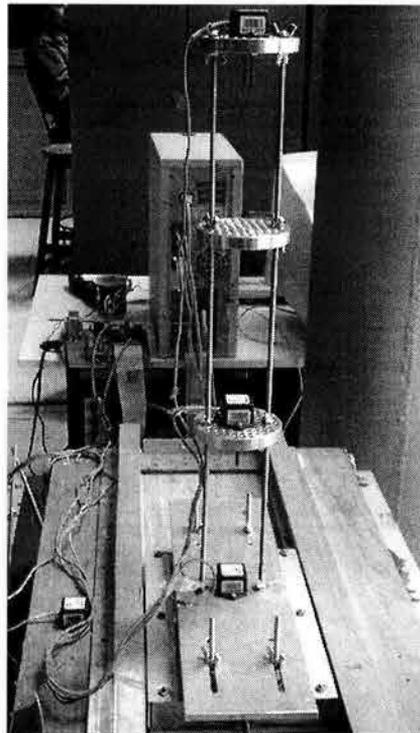


Foto 4.5. Modelo compuesto con cilindros de aluminio

En el plano superior de la base móvil se encuentra fijo un sistema de guía (Figura 4.10 y Foto 4.6), el cual garantiza que el desplazamiento del modelo será únicamente en la dirección de la excitación y que la base de éste permanecerá en todo momento en contacto con la lámina de madera. El sistema para que el modelo no presente cabeceo consiste de 4

elementos de rodamiento (dos a cada lado), los cuales se ajustan al ala superior de un perfil de aluminio en Z, sin que este sistema restrinja el desplazamiento del modelo (aquí se hace la hipótesis que la fricción por rodamiento es despreciable con respecto a la de deslizamiento). El sistema para guiar al modelo longitudinalmente consta de dos láminas de aluminio las cuales se encuentran en contacto con la base del modelo.

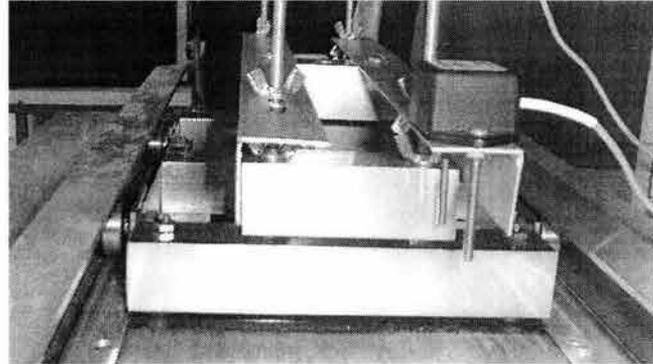
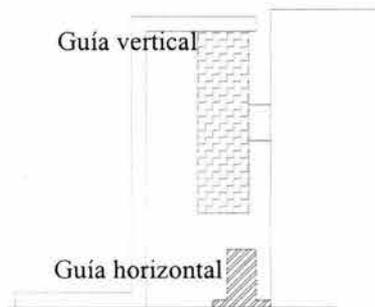


Figura 4.10. Sistema de guía vertical Foto 4.6. Base del modelo, sistema de guía vertical

La base del modelo (Figuras 4.11 y 4.12) está diseñado para garantizar que la parte superior este siempre esté horizontal, con lo que se evita que se requiera una descomposición de fuerzas y se presenten momentos de volteo, además de que exista consistencia en el modelado que permita la comparación de los resultados de pruebas con diferentes inclinaciones del plano de deslizamiento.

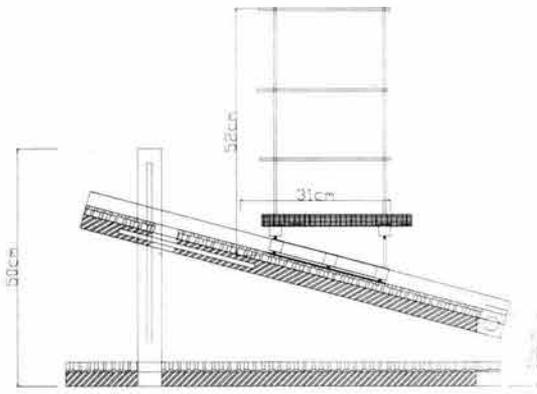
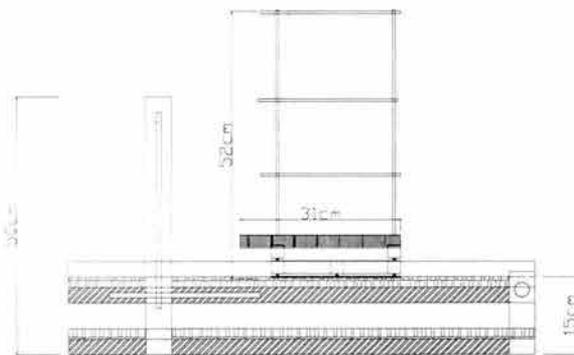


Figura 4.11. Modelo modificado para 0° Figura 4.12. Modelo modificado para 15°

El sistema de nivelación para la base que soporta ambos modelos consta de cuatro tornillos de acero, los cuales mediante tuercas nivelan la placa de aluminio (Fotos 4.7 y 4.8). Los tornillos se encuentran fijos firmemente a la base del modelo (Foto 4.9).

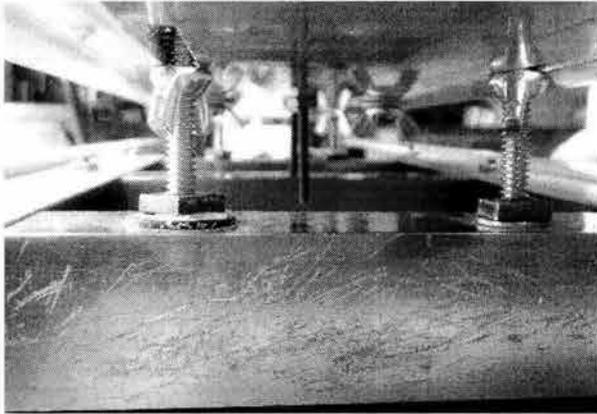


Foto 4.7. Detalle del sistema de nivelación de la base de soporte (parte inferior)

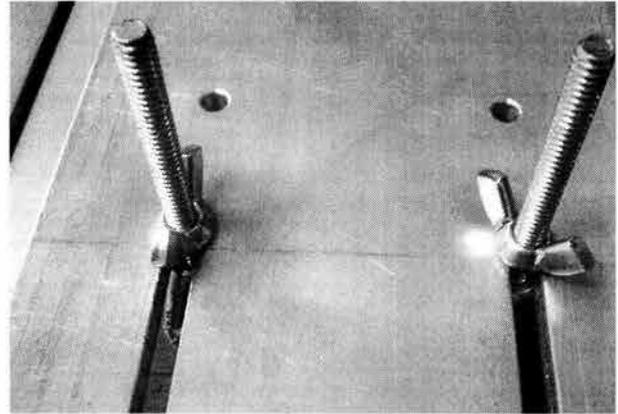


Foto 4.8. Detalle del sistema de nivelación de la base de soporte (parte superior)

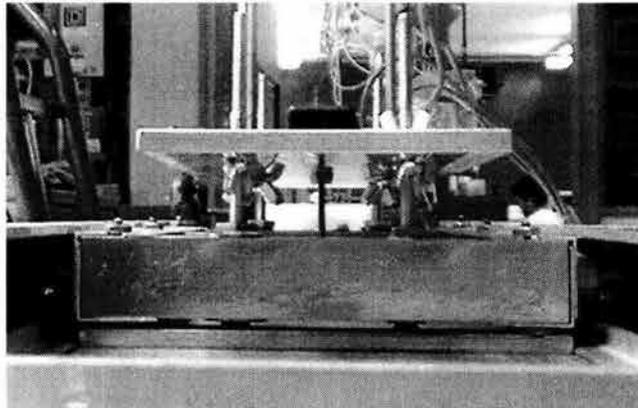


Foto 4.9. Vista frontal del sistema de nivelación de la base de soporte

### 4.3 Componentes neumáticos

Considerando que los pesos de los modelos son pequeños y la excitación es senoidal, la mesa vibradora se acciona con un sistema neumático, como se indica en la Figura 4.13 y en la Foto 4.10.

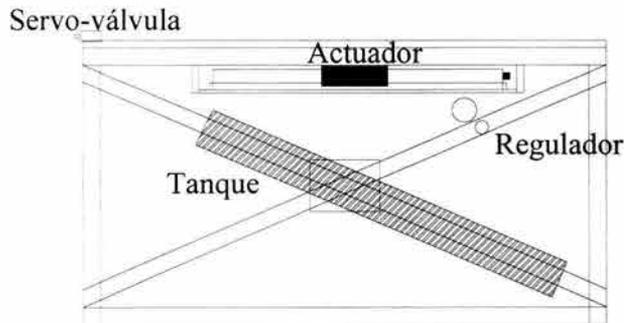


Figura 4.13. Esquema de componentes neumáticos Foto 4.10. Componente neumáticos

Los componentes neumáticos utilizados en la mesa son los siguientes: un pistón neumático o actuador, una servo-válvula o válvula posicionadora, un tanque presurizado para demandas pico, un manómetro, dos válvulas reguladoras de caudal para la expulsión del aire (Figura 4.16 y Foto 4.14), un regulador de presión y mangueras.

### 4.3.1 Actuador

El actuador neumático (Figura 4.14 y Foto 4.11) corresponde a un “Accionador lineal neumático, con guía de cojinete deslizante” DGPL-40-PPV-A-GF-B, fabricado por Festo.

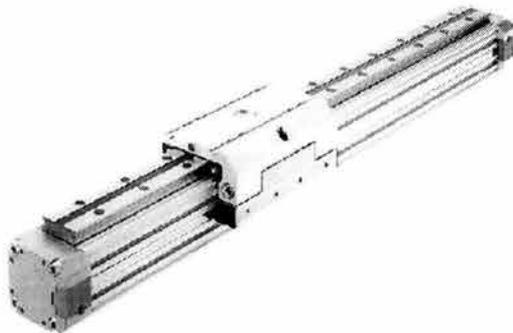


Figura 4.14. Esquema del actuador

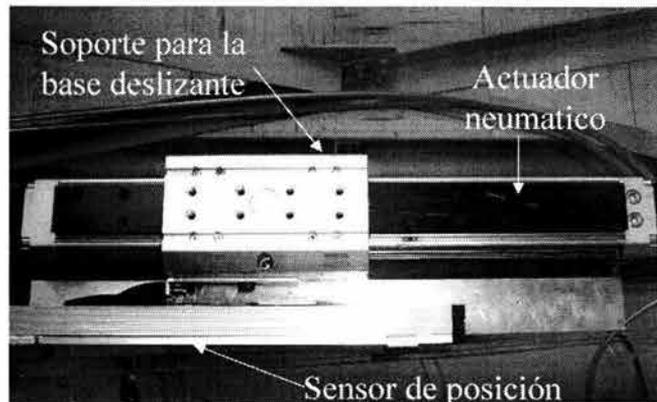


Foto 4.11. Actuador y sensor de posición montados en la mesa

Las características del actuador son las siguientes:

- Actuador lineal compacto, sin vástago.
- Cilindro de doble efecto de aire comprimido para las carreras de avance y retroceso.
- Punto de transmisión de fuerza asegurada contra el giro alrededor del eje longitudinal del actuador.
- Amortiguamiento regulable en ambos extremos de la carrera.
- Émbolo con imán permanente, cuyo campo electromagnético puede ser detectado por un interruptor de proximidad.
- Capacidad para mover alrededor de 50 kg.
- Rango de frecuencias de 0.5 Hz a 2.0 Hz

### 4.3.2 Servo-válvula

La válvula posicionadora (servo-válvula) corresponde a una MPYE-5-1/4-010-B fabricada por Festo (Figura 4.15 y Foto 4.12), cuya finalidad es la de controlar el caudal que entra y sale del actuador. Ésta determina el flujo de aire necesario y el conducto por el cual debe ser alimentado el actuador de acuerdo al sentido en que se requiera el movimiento, reproduciendo, así, físicamente la señal con la que se alimenta el sistema a través de una computadora.

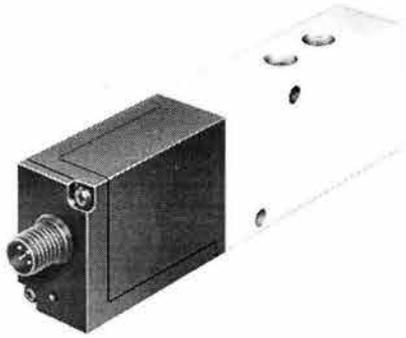


Figura 4.15. Esquema de la servo-válvula Foto 4.12. Servo-válvula montada en la mesa

La servo-válvula tiene las siguientes características:

- Accionamiento eléctrico.
- Se excita con una señal eléctrica analógica.
- La válvula está cerrada en la posición central y cuenta con empalmes individuales.

#### 4.3.3 Válvula reguladora de la presión

Tiene la finalidad de regular la presión del sistema. La capacidad máxima de ésta es de 8 kg/cm<sup>2</sup>, pero se restringió a una presión de 5.5 kg/cm<sup>2</sup> (Foto 4.13).

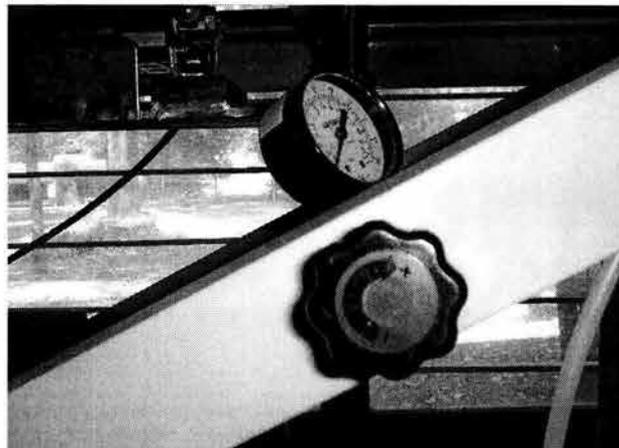


Foto 4.13, Válvula reguladora de presión

#### 4.3.4 Válvulas reguladoras de caudal para la expulsión del aire

Son dos válvulas tipo estrangulación-antirretorno GRLZ-1/4-B ubicadas en la salida de cada una de las compuertas para permitir la expulsión regulada del aire que se encuentra en el pistón, para conservar la forma de la excitación y, al mismo tiempo, que el movimiento del pistón sea suave (Figura 4.16 y Foto 4.14).

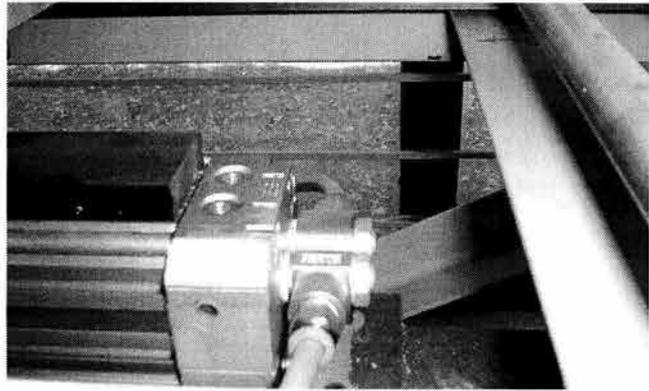
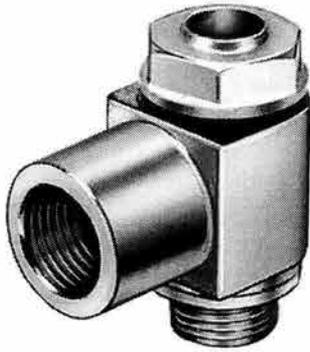


Figura 4.16. Válvula reguladora de caudal      Foto 4.14. Válvulas reguladoras de caudal

En la Foto 4.15 se aprecia el montaje del equipo neumático en el marco que sirve de base a la mesa vibradora. El montaje es bastante sencillo, el actuador se encuentra en el centro de la mesa fijo a un soporte metálico, el cual a su vez se encuentra anclado al marco. Entre el soporte y el marco se colocó una lámina de neopreno, con el fin de que las vibraciones que pudiera producir el actuador se minimizaran en la mesa. La servo-válvula se encuentra asida a la mesa y aislada de ésta con neopreno. En la parte superior del marco se pueden apreciar superficies formadas por dos láminas de acero, las cuales fueron concebidas inicialmente para que la estructura que sirve de plano inclinado rodara sobre éstas, pero se decidió instalar un actuador que soportara a ésta sobre su fuste, al contrario del que se había propuesto inicialmente que era de acción axial. Con esta modificación se logra reducir de manera significativa el ruido que se le induce al modelo. El tanque para demandas pico, se encuentra inclinado con la finalidad de que el agua que se pueda formar dentro debido a la condensación de la humedad del aire presurizado del sistema neumático escurra al fondo del tanque, evitando así la contaminación de la servo-válvula y el actuador.

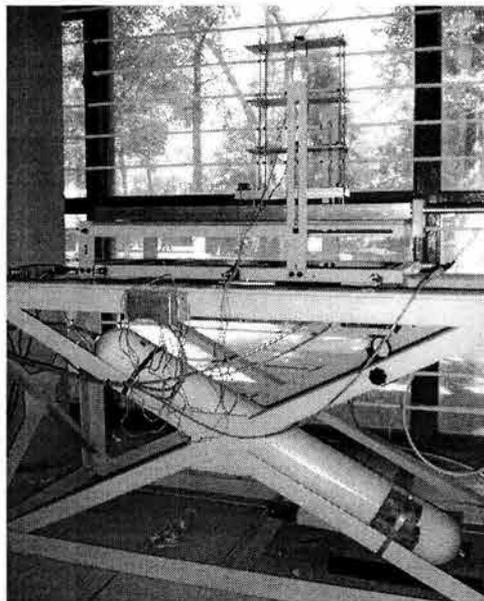


Foto 4.15. Montaje de la mesa

## 4.4 Componentes electrónicos

### 4.4.1 Tarjeta de adquisición de datos

Tiene la función de controlar el actuador neumático, el potenciómetro para el control de la posición del actuador y la servo-válvula, y administrar la adquisición de los datos de los sensores (Figura 4.17).

Ésta es una tarjeta National Instruments tipo NI PCI 6024E con las siguientes características:

- 200KS/s, 12 bit, 16 canales analógicos multifunción DAQ, con 2 Salidas analógicas, 8 líneas digitales I/O

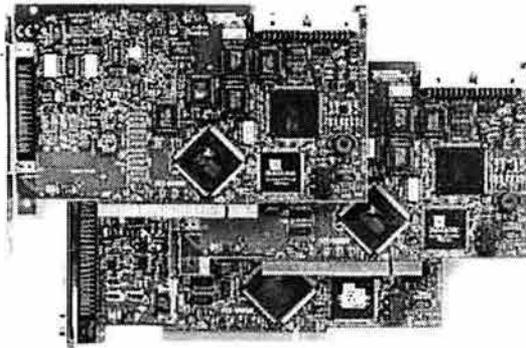


Figura 4.17. Tarjeta controladora NI PCI 2064E

### 4.4.2 Detector de posición

El detector de posición (Figura 4.18 y Foto 4.16) corresponde a un MLO-POT-300-TLF, fabricado por Festo y cuya función es detectar la posición real del actuador neumático por medio de detectores analógicos y con base en esto, dirigir los mecanismos de acción del actuador para reproducir la excitación requerida.

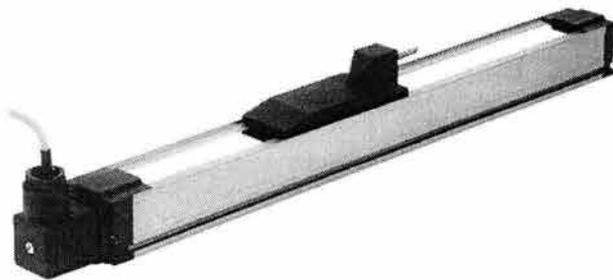


Figura 4.18. Esquema del sensor de posición

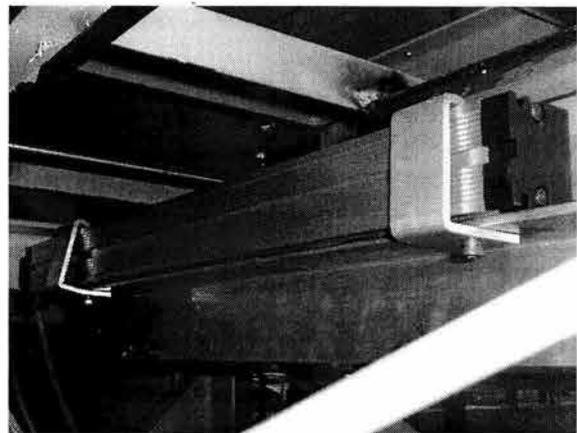


Foto 4.16. Sensor de posición

#### 4.4.3 Acelerómetros

Se utilizan cuatro acelerómetros triaxiales marca Crossbow (Fotos 4.17 a 4.19) para registrar aceleraciones en los tres ejes cartesianos: longitudinal (X) y transversal (Y), en el plano horizontal, y en la dirección vertical (Z). Las características de estos aparatos son las siguientes:

- Rango de entrada:  $\pm 4g$
- Deriva del cero:  $\pm 0.02g$
- Sensibilidad (mV/g):  $500 \pm 25$
- No linealidad (% FS):  $\pm 0.2$
- Error de alineamiento ( $^{\circ}$ ):  $\pm 2$
- Ruido (mg rms): 10
- Ancho de banda (Hz): DC -100
- Rango de temperatura de operación:  $-40^{\circ}$  a  $85^{\circ}C$
- Alimentación (Volts): +5



Foto 4.17. Acelerómetro triaxial

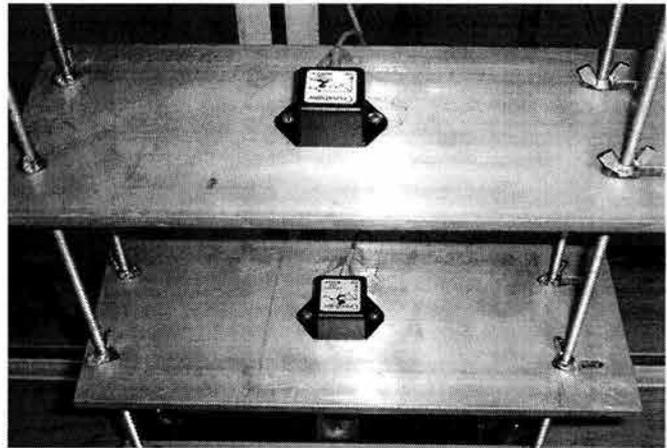


Foto 4.18. Arreglo de dos acelerómetros en el modelo de placas rectangulares

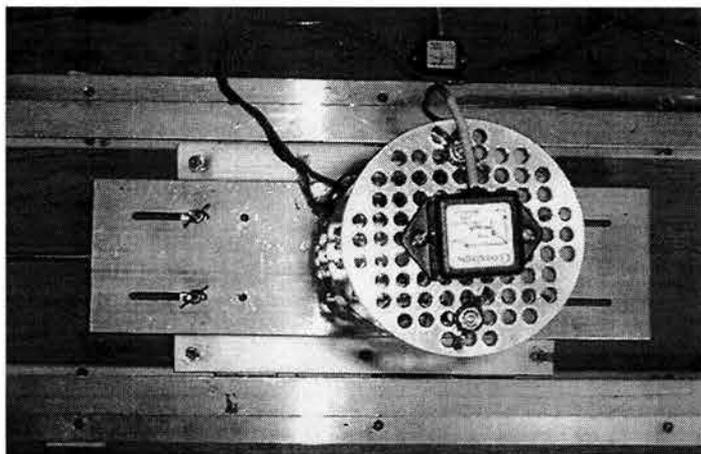


Foto 4.19. Acelerómetro montado en un cilindro de aluminio

#### 4.4.4 Sensor de desplazamiento (LvdT)

Este tiene la finalidad de indicar los desplazamientos que sufre el modelo en la base, y definir la historia de desplazamientos en los ensayos. El sensor de desplazamiento utilizado corresponde a un LD300 de marca Omega (Foto 4.20) con una carrera total de 300 mm. Las características más importantes del sensor de desplazamiento son:

- . Linealidad: 0.20%
- . Excitación: 1 a 10 V rms
- . Frecuencia de excitación: 1 kHz a 10 kHz
- . Frecuencia de respuesta: 2 ms
- . Rango de temperatura para operación: -40°C a 100°C
- . Calibración: calibrado a 5 V, 5 kHz con 10 k-Ohm de carga a 20°C
- . Material del núcleo: Ni/Fe relación de metal 50
- . Material del contenedor: Acero templado de la serie 400

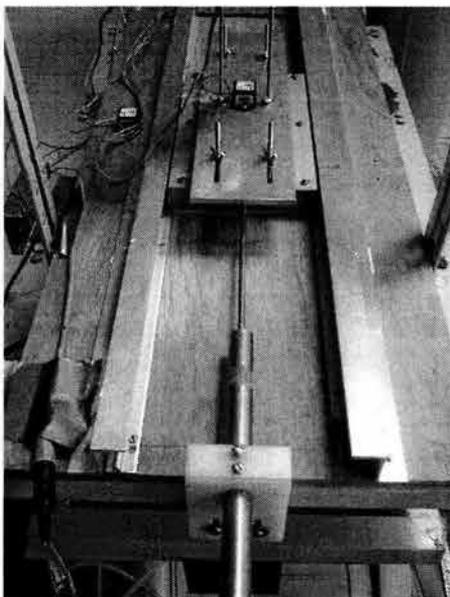


Foto 4.20. Sensor de desplazamiento

#### 4.4.5 Tarjeta polarizadora

Se encuentra empotrada en el marco de la mesa (Foto 4.21) y sirve para polarizar o energizar los sensores (los cuatro acelerómetros y el sensor de desplazamiento). Ésta recibe la señal generada por el sensor de desplazamiento y la envía al acondicionador. También recibe las señales generadas por los acelerómetros y las envía a la tarjeta controladora del servo-circuito.

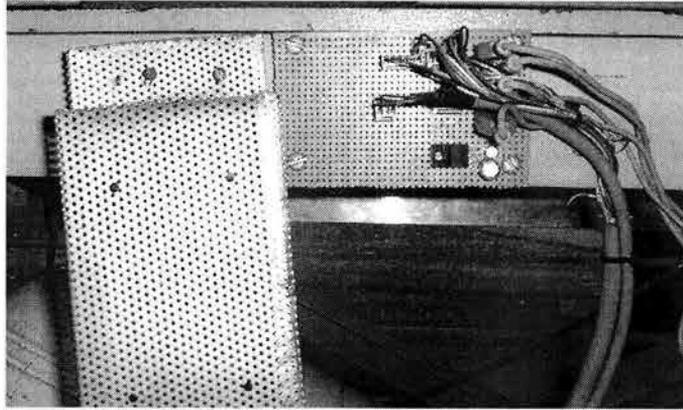


Foto 4.21. Tarjeta polarizadora

#### 4.4.6 Acondicionador de señal

Esta es una unidad para el acondicionamiento de la señal proveniente del sensor de desplazamiento, modelo Omega LDX-3A. Está compuesto por una caja de aluminio fundida a troquel, lo cual le proporciona un alto grado de protección mecánica al medio ambiente (Foto 4.22). Sus características son las siguientes:

- Funciona con corriente alterna a 120/250 V a 50/60 Hz
- Rango de voltaje de salida: entre  $0 \pm 5V$  en 10 k-Ohms y  $0 \pm 20 \text{ mA}$  en 100 ohmios
- Rango de control de ajuste del cero: 0 a 100% ajustable
- Linealidad: 0.05% FS
- Temperatura de funcionamiento: 0 a 60° C



Foto 4.22. Acondicionador para el sensor de desplazamiento

#### 4.4.7 Tarjeta controladora del servo circuito

Esta tarjeta contiene el servo-circuito (Foto 4.23), la cual sirve para realizar el control de ganancia de la servo-válvula, además de poseer la conexión a la tarjeta de adquisición de datos de la computadora. En ésta, es donde se organizan todos los canales que van ligados a la tarjeta de adquisición de datos.

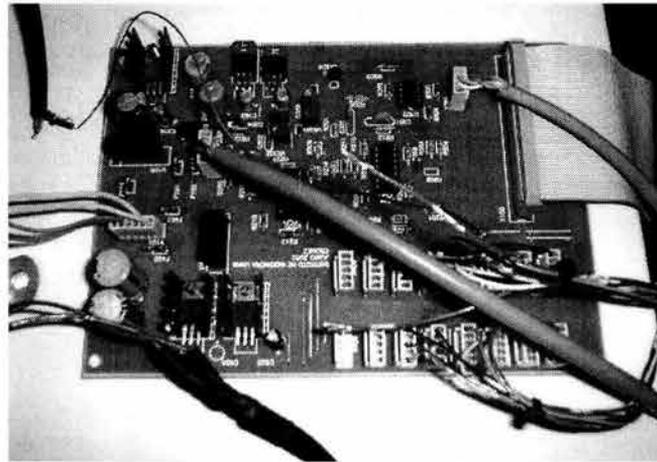


Foto 4.23. Tarjeta controladora del servo-circuito

Los canales (Tabla 4.1) se encuentran organizados de la siguiente manera:

Canal	Transductor
1	Potenciómetro
2	Libre
3	Acelerómetro 1 Componente vertical Z
4	Acelerómetro 1 Componente Horizontal Y
5	Acelerómetro 1 Componente Horizontal X
6	Acelerómetro 2 Componente Vertical Z
7	Acelerómetro 2 Componente Horizontal Y
8	Acelerómetro 2 Componente Horizontal X
9	Acelerómetro 3 Componente Vertical Z
10	Acelerómetro 3 Componente Horizontal Y
11	Acelerómetro 3 Componente Horizontal X
12	Acelerómetro 4 Componente Vertical Z
13	Acelerómetro 4 Componente Horizontal Y
14	Acelerómetro 4 Componente Horizontal X
15	Sensor de desplazamiento LVDT
16	Libre

Tabla 4.1. Canales usados por la tarjeta controladora del servo-circuito

El sistema de control, adquisición y accionamiento que conforma la mesa vibradora se puede resumir en el siguiente diagrama:

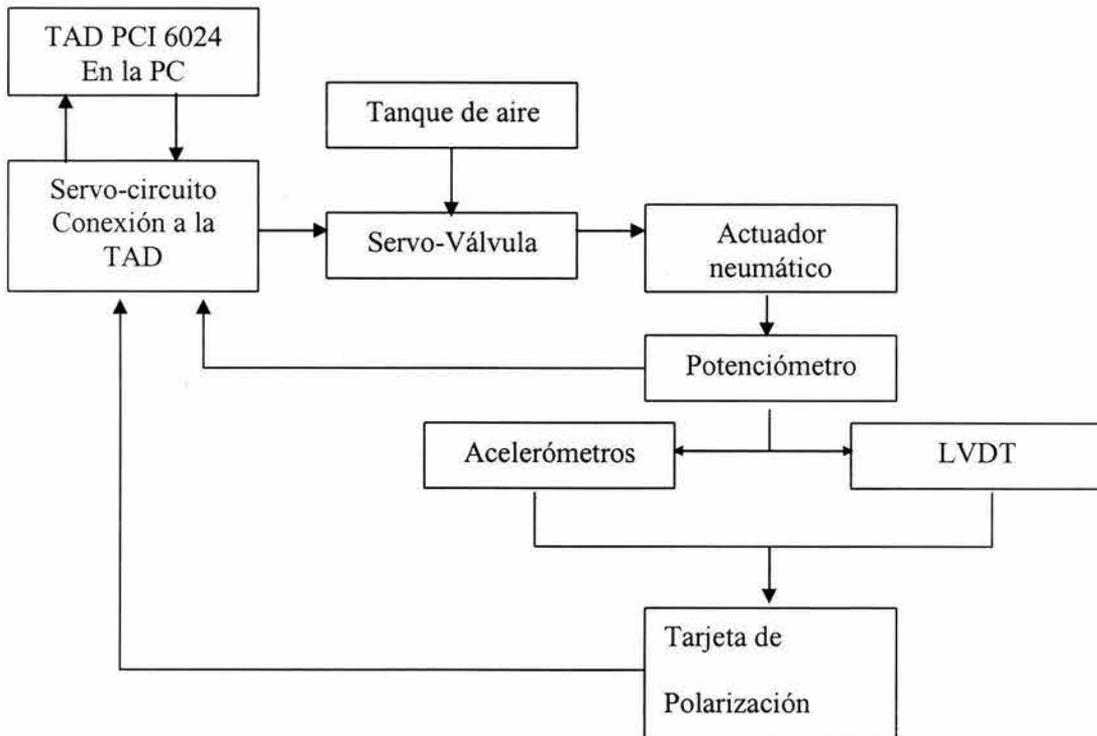


Figura 4.18. Diagrama de funcionamiento de la mesa vibradora

## 5. Resultados teóricos.

El objetivo central de este capítulo es mostrar que el planteamiento sencillo del método propuesto, permite integrar una serie de factores que influyen de manera significativa en la respuesta final y además, debido a que el procedimiento reproduce adecuadamente la física del problema, se obtienen resultados que dan una idea más precisa de la vulnerabilidad de la estructura, en función a sus condiciones particulares de diseño, conformación y localización. Esto permite lograr una visión más amplia de su comportamiento, con lo que el diseñador puede tomar decisiones con base en un conocimiento fenomenológico más apegado a la realidad.

En este capítulo se presentan los resultados de los análisis de una serie de modelos discretos con los que se representa un talud hipotético. Inicialmente, se utiliza un modelo de tres grados de libertad, que sirve como **sistema de referencia** para la evaluación de cada uno de los efectos. Finalmente, se propone un modelo de talud discretizado en el plano, con múltiples grados de libertad y secciones, con lo cual se muestra de manera concreta la respuesta calculada con este método y las diferencias importantes con respecto a los existentes.

### 5.1 Definición del concepto del espectro de desplazamientos permanentes

En la presentación de resultados es importante adoptar un modo que permita ver de manera directa el efecto de los diversos parámetros en las respuestas de los diferentes modelos ante los sismos estudiados. Con este fin, se adoptó el concepto básico del método del Espectro de Talud (ET) propuesto por Kramer *et al.* (1995). Éste consiste en tomar un sistema de uno o varios grados de libertad, realizar el equilibrio de fuerzas y determinar el desplazamiento permanente en su base para los períodos comprendidos en un intervalo definido. En general, ésta es una forma para el análisis y presentación de resultados que proporciona una fácil comparación entre los casos estudiados, además de que permite tener una idea aproximada de la respuesta del talud dadas sus características. También es factible analizar como cambia el comportamiento del talud por variaciones en el nivel freático y modificaciones en su geometría.

En este estudio el concepto del ET se amplía y se denomina Espectro de Desplazamientos Permanentes (EDP) (Botero y Romo 2001), y representa la acumulación de desplazamientos durante un sismo dentro del intervalo de períodos naturales que se desee. Así, cada ordenada espectral es la magnitud del desplazamiento, que acumularía una estructura con un período natural específico durante la excitación sísmica considerada. Esta curva espectral permite visualizar el efecto potencial de un sismo de diseño en estructuras de diversos períodos, lo que constituye su utilidad principal en la práctica profesional. En otras palabras, definido el ambiente sísmico, la obra (*i.e.* un talud) se puede diseñar para que tenga un período que minimice su respuesta dinámica y por tanto sus daños.

El método de evaluación EDP también faculta la identificación de los períodos, para los cuales es inestable una estructura específica. Un ejemplo, aunque sin usar esta técnica, se detalla en un estudio realizado (2003). Con este procedimiento los cálculos se llevan a cabo en el dominio del tiempo para determinar la variación temporal de los desplazamientos,

aceleraciones y velocidades, tanto de los nodos como de las secciones en las que se discretiza la estructura. Es factible, también, determinar la historia de esfuerzos en el cuerpo del talud, calcular la secuencia de la formación de grietas y considerar la variación de las propiedades de los materiales para períodos específicos de la estructura durante la acción de un sismo determinado.

En el presente trabajo se realizó una serie de análisis paramétricos para sistemas de un grado de libertad, múltiples grados de libertad en una sola sección (idealizando los taludes como una columna de suelo con altura, ancho y profundidad específicos), y sistemas de múltiples grados de libertad conformados por varias secciones unidas entre sí con elementos tipo Voigt, para modelar la geometría del talud. En estos modelos se varían los coeficientes de fricción estática y dinámica, la inclinación de la superficie de falla y su geometría. Además, se analizan los efectos del comportamiento no lineal de los materiales constitutivos, el fenómeno cinético, el número de las secciones en que se discretiza el talud y la posibilidad de la formación de grietas.

### **5.2 Comparación entre el método de Newmark y el Modelo Teórico Propuesto**

Con base en el modelo de 1 grado de libertad (1 GDL) que se describe en el inciso 5.3 se realiza la comparación entre la respuesta calculada por medio de estos dos métodos. Para el análisis con el modelo teórico propuesto, se toma inicialmente un sistema de un grado de libertad con un período cercano a 0 s, sin incluir el efecto de la aceleración cinética (Ecuación 3.12), considerando los materiales elásticos y sin tener en cuenta ninguno de los otros parámetros propuestos. El sistema se excita con una onda senoidal de período = 2.4 s. Al resolver la ecuación de movimiento (Ecuación 3.10) se obtienen la aceleración, velocidad y desplazamiento del sistema de 1 GDL. Esto permite determinar la aceleración de fluencia mediante el equilibrio de fuerzas en la interfaz (Ecuaciones 3.1 a 3.8), de donde se obtiene la aceleración relativa del bloque deslizante e integrando una y dos veces se obtienen la velocidad y el desplazamiento relativo, respectivamente. Este es el procedimiento que se sigue en el método de Newmark.

En la Figura 5.1, se puede observar que las historias de desplazamientos relativos calculados mediante Newmark y el modelo teórico rígido son muy similares. Ahora, si se toma un sistema con cierto grado de flexibilidad que represente una estructura con una altura diferente o con una variación de las propiedades de los materiales (*i.e.*,  $T = 2.4$  s), se observa una variación significativa en las magnitudes de la historia de desplazamiento. Este es un ejemplo de los efectos potenciales de los parámetros que el modelo propuesto, lo cual justifica un estudio paramétrico, cuyos resultados se exponen a partir del inciso 5.3.

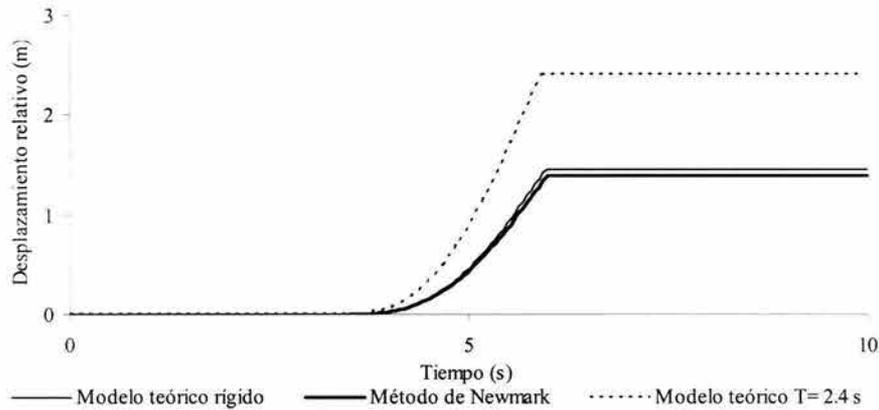


Figura 5.1. Desplazamientos comparados

### 5.3 Análisis de respuesta con modelos de una sección

Se plantea inicialmente un modelo de un sistema discreto (Figura 5.2) de una sección con  $n$  masas concentradas y las siguientes características generales: altura del talud 70 m,  $G_{\max} = 133.31$  Mpa,  $\lambda_{\max} = 27\%$ ,  $\lambda_{\min} = 2.5\%$ . En los primeros cuatro análisis de sensibilidad, se supone una superficie de falla plana, con una pendiente de  $6^\circ$ , un coeficiente de fricción estática de 0.14 y un coeficiente de fricción cinética de 0.14 y en cada uno de los análisis sólo se modifica el parámetro específico en estudio. La excitación que se usa es la correspondiente al registro del sismo de Michoacán de septiembre 19 de 1985, obtenido en el sitio Secretaría de Comunicaciones y Transportes, SCT ( $T_{\text{dominante}} = 2.0$ ).

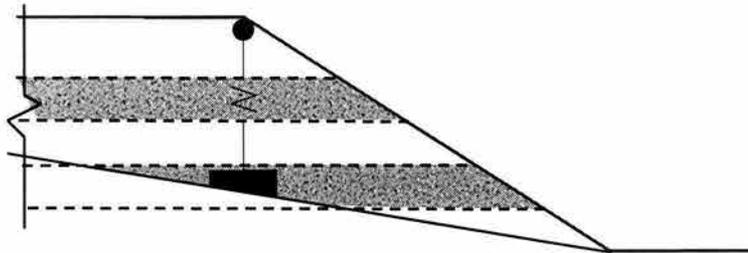


Figura 5.2. Representación esquemática

### Efecto del número de grados de libertad

La mayoría de los modelos disponibles tratan el problema de la estabilidad sísmica de las estructuras térreas como si fueran un sistema de un grado de libertad. Sin embargo se sabe que los modos superiores de vibración pueden afectar apreciablemente la respuesta de una estructura, dependiendo de las características del sismo de excitación (*i.e.*, Ambraseys, 1967).

Para estudiar este aspecto, se analizan modelos que incluyen de uno a diez grados de libertad (Figura 5.3). El factor de seguridad del talud, bajo condiciones de carga sostenida, es de 1.33.

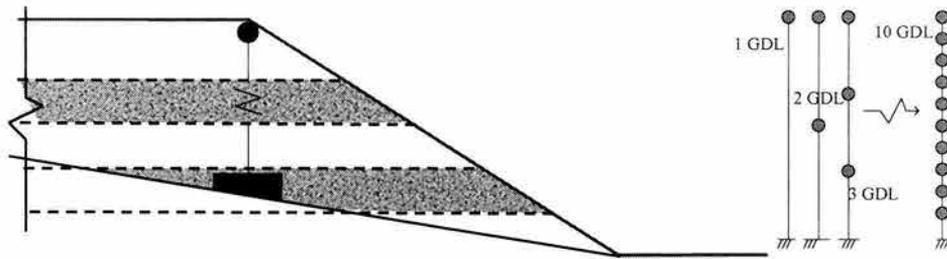


Figura 5.3. Representación esquemática de los modelos

En la Figura 5.4 se muestran los EDPs. Esta gráfica permite ver que para un sismo dado un modelo de un grado de libertad sobreestima los desplazamientos permanentes para taludes con períodos bajos (*i.e.* para un período de 1.5 s el sistema de 1 GDL presenta un desplazamiento de 0.5 m, mientras que un sistema de 10 GDL presenta desplazamientos menores de 0.01 m, como se ejemplifica en la Figura 5.4), mientras que para modelos de 2 GDL en adelante, la variación en la magnitud de los desplazamientos es gradual a medida que se incrementa el período del talud hasta llegar a 2.4 s, observándose una tendencia a la estabilización alrededor de los ocho a diez grados de libertad (alrededor de 1.5 m de desplazamiento permanente), presentándose los mayores desplazamientos para el sistema de siete grados de libertad (2.05 m). En los sistemas de seis a diez grados de libertad, se observa un cambio en la forma del espectro, haciéndose más aguda, pero conservando la amplitud.

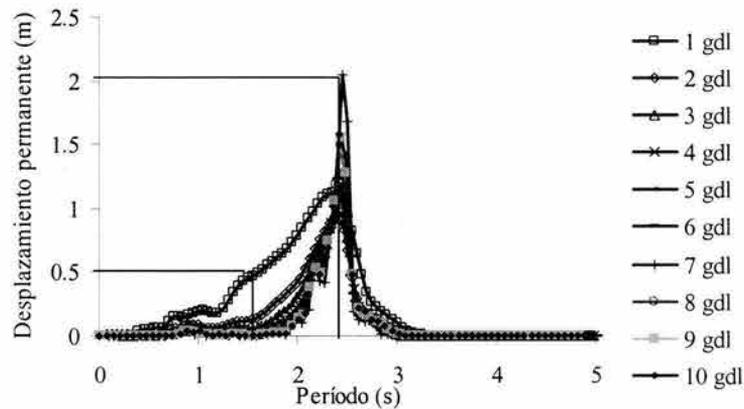


Figura 5.4. EDPs para taludes con 1 a 10 grados de libertad

Puesto que la respuesta no varía de manera monótonica, al incrementarse el número de grados de libertad, es necesario recurrir a un proceso de prueba y error, hasta encontrar la convergencia en la magnitud de los desplazamientos y en la forma espectral. Este análisis también pone de manifiesto la necesidad de tener en cuenta las formas modales y la influencia de cada modo de vibración. Evidentemente, algunos tienen mayor preponderancia que otros, dependiendo de las características de la excitación. Por sencillez, en los siguientes análisis se usará el modelo de 3 GDL (este modelo de ahora en adelante se denominará **sistema de referencia**) para estudiar de la incidencia de cada uno de los factores incorporados en el modelo propuesto.

### Efecto de la variación del coeficiente de fricción

La evaluación de este parámetro es importante debido a que pequeñas diferencias en su determinación, cuando el talud se encuentra próximo a la condición de equilibrio límite, pueden causar variaciones muy grandes en la magnitud de los desplazamientos resultantes. Estos cambios abarcan desde desplazamientos que pueden ser admisibles, al no representar un riesgo inminente de colapso de la estructura, hasta condiciones de falla total, la cual puede ocurrir de manera súbita durante el sismo.

Para el análisis, se utiliza el **sistema de referencia**. Los coeficientes de fricción estática y cinética (iguales entre sí) son 0.158, 0.140 y 0.122 (Figura 5.5).

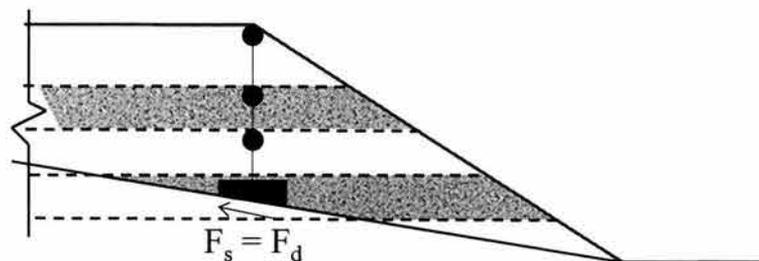


Figura 5.5. Representación esquemática del modelo de 3GDL.

Las formas espectrales de la Figura 5.6 indican que como es de esperarse, existe un coeficiente de fricción de umbral, a partir del cual los desplazamientos crecen rápidamente. En el caso considerado, éste umbral se encuentra entre 0.122 y 0.140. Al incrementarse la fricción de 0.140 a 0.158, se observa el fenómeno contrario, es decir, una estabilidad mucho mayor con desplazamientos permanentes menores.

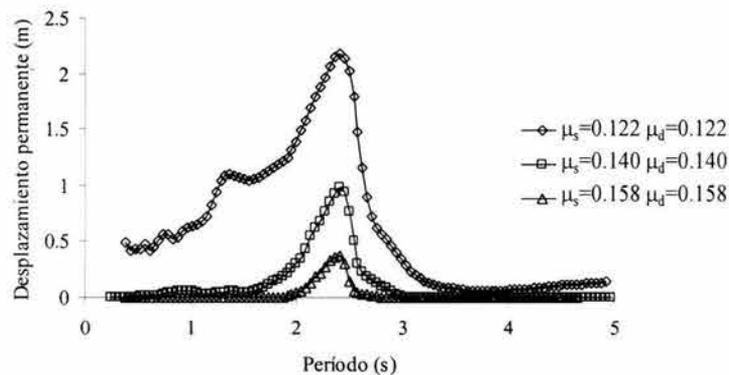


Figura 5.6. EDPs para taludes con coeficientes de fricción estática y cinética iguales

Estos resultados tienen una connotación práctica importante ya que confirman el hecho de que taludes con factores de seguridad altos ante cargas estáticas, sufrirán pocos daños por la acción de sismos severos. Sería de gran utilidad en la práctica profesional la existencia de un funcional que relacione el factor de seguridad estático con los desplazamientos permanentes, para diferentes condiciones geométricas del talud, propiedades de los suelos y ambiente sísmico. En esta tesis no se aborda este aspecto, debido a que los objetivos

planteados están orientados al desarrollo de un método sencillo (pero confiable) que permita analizar el complejo problema de taludes sometidos a cargas sísmicas.

Para sustentar técnicamente lo afirmado en el párrafo anterior, se calcularon los factores de seguridad estática de los tres taludes, considerando que la superficie de falla es la misma en todos los casos y no se altera en condiciones dinámicas. Los factores de seguridad fueron de 1.16, 1.33 y 1.50, para coeficientes de fricción (estática y cinética iguales) de 0.122, 0.140 y 0.158, respectivamente. Es importante notar que para el caso de coeficientes de fricción estática y cinética de 0.122, al encontrarse el talud más cerca de la condición de equilibrio límite, la inestabilidad aparece para los períodos inferiores al dominante. Otro aspecto importante que resalta este análisis, es que al momento de realizar grandes excavaciones o modificar el terreno natural, se debe tener en cuenta la incertidumbre inherente al conocimiento de los parámetros de fricción ya que cambios en él pueden aumentar apreciablemente el peligro de su falla. Por otro lado, se deben construir taludes con pendientes y alturas tales que se consigan períodos fuera del intervalo del período crítico, con lo que se aseguraría una mayor estabilidad y desplazamientos permanentes inferiores. De estos resultados, se desprende la importancia de desarrollar métodos más adecuados para determinar coeficientes de fricción y, al mismo tiempo, profundizar en su estudio para comprender mejor este fenómeno.

### **Influencia del coeficiente de fricción cinética**

Cuando el sistema se encuentra en equilibrio (acoplado), se considera el coeficiente de fricción estática para el cálculo de la fuerza resistente. Durante la excitación, esta condición de acoplamiento puede ser vencida y el cuerpo empieza a deslizarse, generalmente en la dirección de la acción sísmica. En el momento en que esto ocurre, el coeficiente de fricción cambia, pasando de su valor estático al cinético (también conocido como dinámico). En los estudios aquí reportados se ha considerado, arbitrariamente, una reducción aproximada hasta de 30% para el coeficiente de fricción cinética con respecto a su valor en condiciones estáticas. Estudios en progreso, en los que se utilizará una versión modificada de la mesa vibradora descrita anteriormente y modelos de diferentes materiales, incluyendo los térreos, están orientados a obtener leyes para evaluar este coeficiente en función de, por ejemplo, la velocidad de deslizamiento, distancia de deslizamiento, tipo de materiales, etc. Estos estudios exceden los alcances de esta tesis. Una de las causas por las que el coeficiente de fricción cinética puede ser menor, es que al presentarse el desplazamiento de un cuerpo sobre otro, las superficies se pulen debido a que las irregularidades pierden angulosidad o altura, y también se puede presentar un remoldeo de los materiales en contacto cuando alguno de estos es más blando. Sin embargo, debe notarse que después de cierto deslizamiento, el coeficiente de fricción cinético puede incrementarse (algunas causas pueden ser: endurecimiento de la interfaz o disipación de la presión de poro) pudiendo hasta alcanzar el valor del coeficiente estático, lo cual conduciría a la estabilización de la masa deslizante.

Por otro lado, es importante señalar que debido a que los taludes generalmente están estratificados, la superficie potencial de falla cruza diferentes materiales. La condición estratigráfica inicial puede modificarse debido al movimiento relativo entre la masa deslizante y el suelo de apoyo. Consecuentemente, la distribución original del coeficiente

de fricción, a lo largo de la superficie potencial de falla, además de variar espacialmente podría modificarse temporalmente, aspectos que deben tomarse en consideración en la modelación del problema.

Para estudiar el efecto del coeficiente de fricción cinético se emplea un coeficiente de fricción estática constante de 0.140 y coeficientes de fricción cinética de 0.140, 0.122 y 0.112 (Figura 5.7) en el **sistema de referencia**.

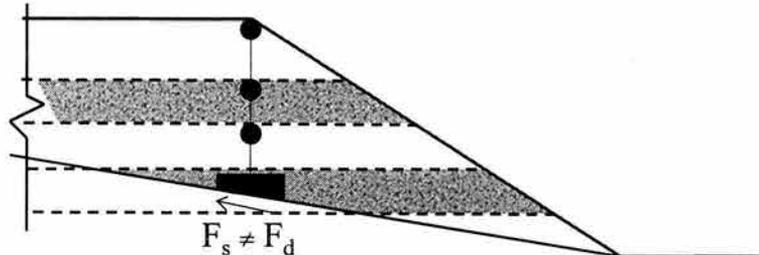


Figura 5.7. Representación esquemática del modelo de 3GDL

El talud modelado tiene un factor de seguridad ante carga sostenida de 1.33, con lo cual se podría considerar como una estructura estable, mientras no se presente un sismo severo

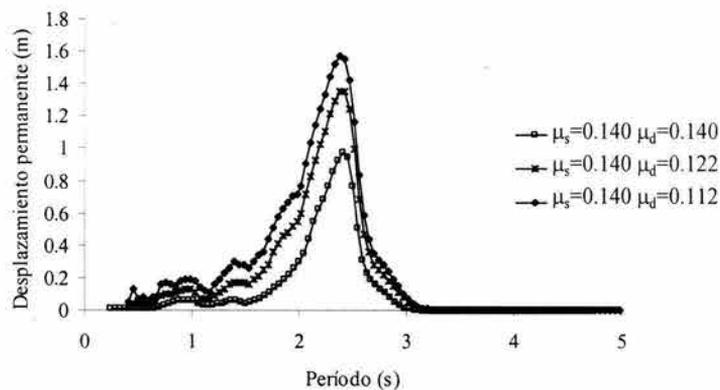


Figura 5.8. EDPs para taludes con coeficientes de fricción cinética ( $\mu_d$ ) variable y de fricción estática ( $\mu_s$ ) constante

Como se puede observar en la Figura 5.8, las formas espectrales son similares en los tres casos y el intervalo de periodos en los cuales se presentan los desplazamientos se mantienen prácticamente constantes. En cuanto a la magnitud de los desplazamientos, se observa un 60% de variación máxima entre el caso de 0.140 de fricción cinemática con respecto al caso de 0.112, lo cual indica que para diferencias relativamente pequeñas entre los coeficientes de fricción cinética (del orden del 20%) los desplazamientos permanentes pueden incrementarse de manera significativa. Por último, los resultados muestran una mayor variación en la magnitud de los desplazamientos permanentes entre los casos de 0.140 y 0.122 de fricción cinética situándose alrededor de un 40%, mientras que en los casos de 0.122 y 0.112, la variación de los desplazamientos permanentes fue aproximadamente de 15%.

En los resultados presentados, se debe tener en cuenta que el coeficiente de fricción cinética permanece constante durante el desplazamiento del modelo y el cambio del

coeficiente de fricción estática a cinética, en la ecuación de movimiento, se realiza en un paso. Esto quiere decir que no se presenta una transición gradual entre ellos, lo cual puede significar una limitación en el modelo matemático. Sin embargo, el objetivo de este análisis paramétrico se cumple en la medida que se muestra que la magnitud de los desplazamientos es muy sensible al coeficiente de fricción cinética.

### **Influencia de la geometría de la superficie de falla**

La geometría de la superficie de falla es uno de los parámetros con mayor influencia en la magnitud de los desplazamientos y en consecuencia en el tipo y magnitud de los daños en la estructura. En el caso de las superficies planas, los desplazamientos podrían presentar magnitudes con incrementos continuos o mayores respecto de los casos con superficie de falla circular, elíptica o irregular. Estas geometrías podrían favorecer la estabilidad de la estructura (y reducir los desplazamientos) al evitar incrementos progresivos en las fuerzas actuantes y, por tanto, propiciar que la aceleración de la cuña deslizante sea menor que la de fluencia del material, por tiempos más prolongados. Para tener en cuenta esta situación, el modelo planteado permite variar la inclinación de los apoyos de cada sección del talud a medida que se presenta el desplazamiento, logrando con esto que en todo momento la geometría de la superficie de falla y la posición relativa de la cuña deslizante se modelen adecuadamente.

Para estudiar el impacto que tiene este aspecto, se definieron tres superficies de falla, dos circulares de  $r = 100$  m,  $r = 50$  m, y una superficie de falla plana (Figura 5.9), cuya pendiente se determinó uniendo los puntos donde la superficie de falla,  $r = 100$  m, cruza al talud.

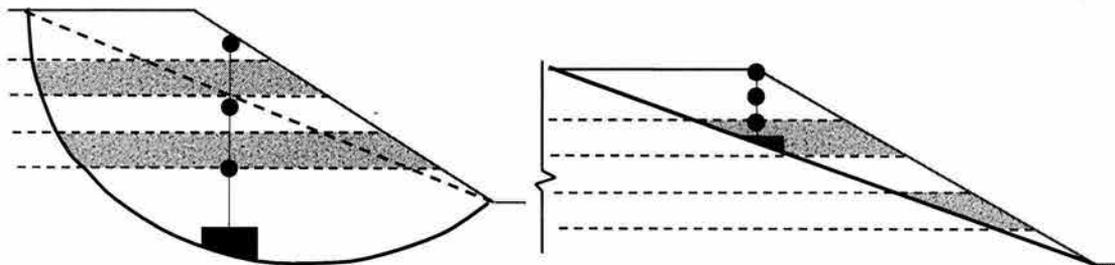


Figura 5.9. Representación esquemática de las superficies de falla circular y plana

La cuña deslizante se discretizó de acuerdo con el **sistema de referencia**. Los tres modelos tienen iguales factores de seguridad estática ( $F_s = 1.33$ ) y pesos volumétricos equivalentes para conservar la similitud entre ellos.

Los EDPs de la Figura 5.10 muestran que su forma se conserva para los tres casos, pero en el modelo de falla circular de  $r = 100$  m, la amplitud espectral se incrementa apreciablemente. El caso de falla plana queda ubicado entre los casos de falla circular de  $r = 50$  m y  $r = 100$  m. Entre las fallas circulares se presenta un incremento máximo del 130%, en desplazamientos que van desde moderadamente aceptables ( $r = 50$  m) hasta posiblemente muy dañinos ( $r = 100$  m). En los casos de falla plana y circular,  $r = 50$  m, el incremento máximo fue de 66%, mientras que para el caso de falla plana y circular,  $r = 100$  m, el incremento fue de 30% aproximadamente. El que los desplazamientos permanentes

sean menores para el caso de la superficie plana, se debe a que la pendiente de ésta es menor que las pendientes de las fallas circulares en la parte alta (por encima de la semialtura) del terraplén, donde la respuesta de los taludes es más severa y, por tanto, los desplazamientos permanentes, al menos para las condiciones consideradas, mayores. Los resultados de la Figura 5.10 indican que, para pendientes equivalentes de la superficie de falla, se acumularán mayores desplazamientos al disminuir la curvatura de ellas.

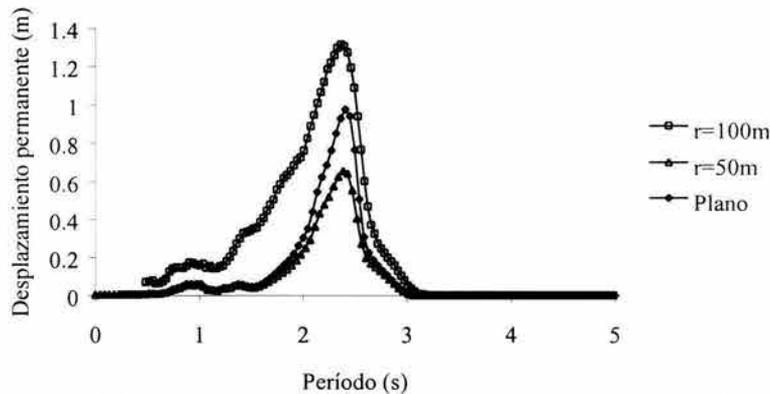


Figura 5.10. EDPs para fallas circulares de  $r = 50$  y  $100$  m, y falla plana

Estos ejemplos muestran la tendencia estabilizadora de algunos tipos de superficie de falla y también indican que según la forma de la superficie, los desplazamientos varían. Así mismo, es improbable que *a priori* se pueda delinear la geometría más inestable, ya que su pendiente (y en particular su tasa de variación) puede influir significativamente.

### **Efecto de las propiedades no lineales de los materiales constitutivos**

Las propiedades no-lineales de los materiales constitutivos afectan el módulo de rigidez y de amortiguamiento crítico cuando el suelo es sometido a carga cíclica, esto generalmente afecta las características de la respuesta del talud. Lo cual se refleja en cambios en la magnitud de los desplazamientos totales de la estructura, variación en la interacción de los grados de libertad y alteración de la capacidad de disipación de energía del sistema.

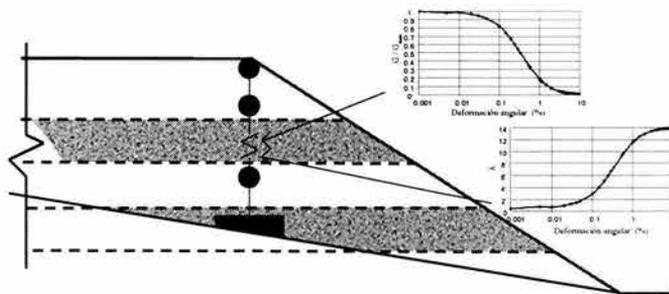


Figura 5.11. Representación esquemática del comportamiento no lineal de los materiales constitutivos

En el ejemplo que se presenta a continuación (Figura 5.11) se tiene una pendiente de  $6^\circ$  con coeficientes de fricción estática y cinética iguales (0.122), un factor de seguridad de 1.16 y parámetros no lineales de  $\gamma_r=0.15\%$  (distorsión angular de referencia),  $\lambda_{\max}=22\%$  (máximo

valor de  $\lambda$  para grandes deformaciones de corte),  $\lambda_{\min}=2.5\%$  (mínimo valor de  $\lambda$  para bajas deformaciones de corte),  $A=0.66$  y  $B=0.77$  (parámetros del suelo que al igual que  $\gamma_r$ , dependen primordialmente del índice de plasticidad de suelos arcillosos y de la compacidad relativa de materiales granulares).

La respuesta calculada muestra una diferencia importante del deslizamiento alrededor del período principal de la excitación. Los valores espectrales en el caso no lineal son 16% superiores respecto del caso del modelo lineal, como se muestra en la Figura 5.12. Esto significa que para el caso con comportamiento no lineal del suelo, ocurre una degradación apreciable de las propiedades del material en el intervalo del período principal del sismo ( $G_{\text{final}}=112$  Mpa), debido al incremento de la aceleración y en consecuencia de las fuerzas inerciales.

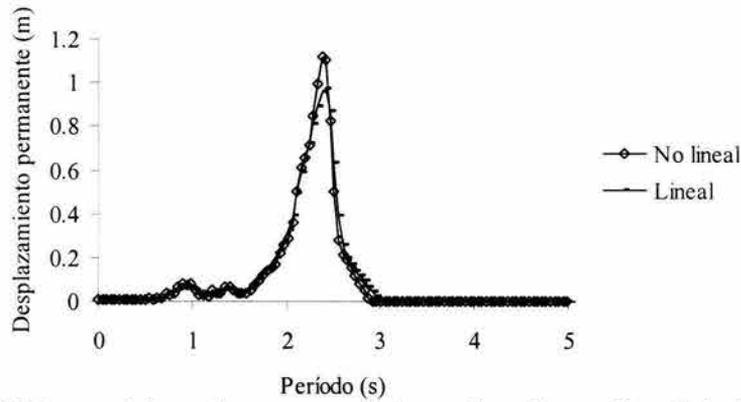


Figura 5.12. EDPs considerando comportamiento lineal y no lineal de los materiales constitutivos

### Efecto cinético de la cuña deslizante

El análisis del efecto cinético se lleva a cabo con la evaluación de la Ecuación 3.12. El deslizamiento de la cuña, en general, se traduce en una sobreaceleración, lo cual puede ocasionar deslizamientos adicionales, aún cuando la velocidad en la base en que se apoya el bloque deslizante sea nula (está en reposo). También puede ocurrir que esta aceleración retarde el cambio en el sentido del movimiento de las masas concentradas, con lo cual se modifican el patrón y la magnitud de los desplazamientos del sistema.

Para analizar el efecto cinético en la generación de desplazamientos permanentes (Figura 5.13), se usa el **sistema de referencia** con un factor de seguridad estático de 1.33.

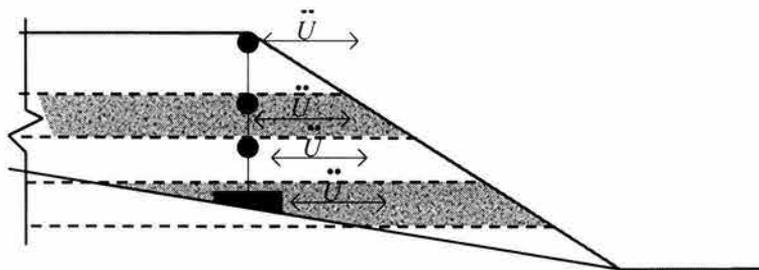


Figura 5.13. Representación esquemática del efecto cinético

La Figura 5.14 muestra una variación importante en la forma espectral y sus amplitudes cuando se considera la participación del efecto cinético en la respuesta del talud. Los EDPs son más agudos y el período fundamental sufre un pequeño desplazamiento hacia los períodos cortos. Los resultados muestran que mientras no haya desplazamientos relativos entre la cuña y su base de apoyo, fuera del intervalo de 0.7 a 3.0 s, los EDPs son iguales. Por el contrario, cuando se inicia el desplazamiento relativo de la cuña (dentro del intervalo señalado), el efecto cinético incrementa la magnitud de los deslizamientos en un 600% aproximadamente, en la zona cercana al período fundamental. Se ve que el efecto cinético en este caso tiene una enorme influencia, pero es importante recordar que se está en una condición de equilibrio límite dinámico, en la cual cada uno de los efectos analizados cobra mayor importancia. Evidentemente, en casos en tanto el talud sea más estable este efecto será menor.

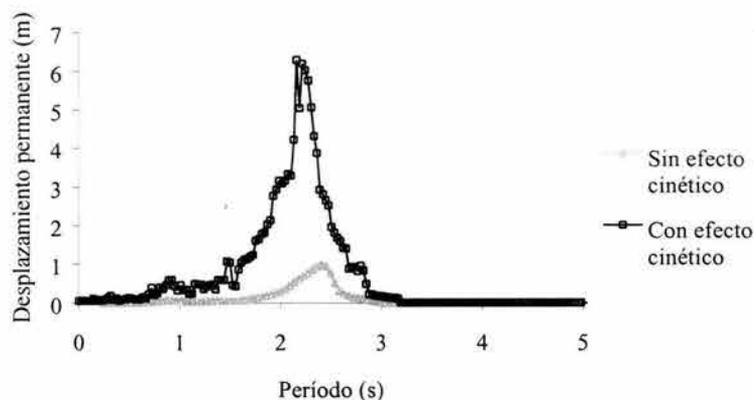


Figura 5.14. EDPs considerando y despreciando el efecto de la aceleración cinética

#### 5.4 Modelos de múltiples secciones

En los análisis anteriores se consideró una sola sección o arreglo vertical (ver Figura 5.2, 5.3, 5.5, 5.7, 5.9, y 5.11) para modelar el talud. En los análisis subsiguientes el talud se dividió en varias secciones unidas por medio de elementos discretos tipo Voigt (Figura 5.15) que van del nodo de una sección al nodo de la sección adyacente, de preferencia, a la misma elevación. Se constituye entonces una representación bidimensional del talud.

Esto, además de permitir una modelación más apegada a la geometría global del talud, toma en cuenta el efecto de la distribución espacial de la masa a lo largo de la estructura, los diferentes tipos de materiales, el efecto de la interacción entre secciones de suelo, el análisis de formación de grietas, de la variación de la fricción debida a la estratificación y la incidencia de la redistribución de esfuerzos dentro de la masa de suelo a causa de las discontinuidades o grietas que se puedan presentar. También, es posible incluir los efectos provocados por la variación espacial de la geometría del suelo a lo largo del talud.

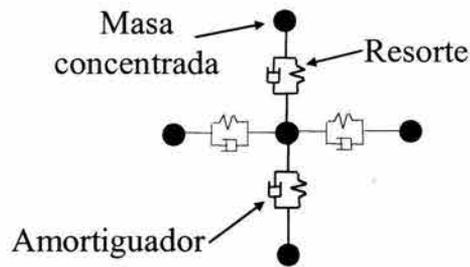


Figura 5.15. Elemento tipo Voigt

Inicialmente se plantea un modelo compuesto por dos secciones de suelo y más adelante se presenta el análisis de cada uno de los aspectos tratados en los incisos anteriores para un talud hipotético dividido en 28 secciones. Con el modelo de dos secciones se muestra el efecto de la interacción entre ellas en los desplazamientos permanentes y se permite el desarrollo del fenómeno de agrietamiento. El modelo de 28 secciones se plantea como un ejemplo de aplicación del método propuesto a un talud de gran extensión, el cual se divide en secciones de 10 m de ancho, la cual se considera una discretización adecuada para analizar la interrelación entre diferentes partes del talud, así como estudiar los efectos mencionados en el párrafo anterior.

#### 5.4.1 Modelo de dos secciones

El talud discretizado en dos secciones (Figura 5.16) se analiza con un arreglo de dos conjuntos de elementos discretos semejantes al **sistema de referencia**. Las características de los materiales, distribución de los elementos y geometría son las mismas que se utilizaron en los ejercicios anteriores y el mismo factor de seguridad de 1.33. En este análisis no se permitió el agrietamiento de los elementos horizontales, lo que implica que éstos se pueden deformar ilimitadamente.

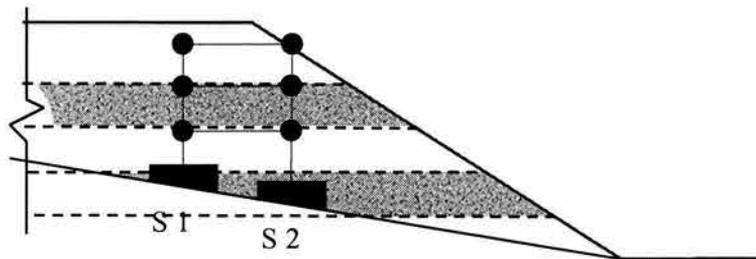


Figura 5.16. Representación esquemática del modelo de dos secciones

Con fines de comparación, en las Figuras 5.17 y 5.18 se presentan los EDPs obtenidos con el modelo de una sola sección y con el modelo de dos secciones, respectivamente.

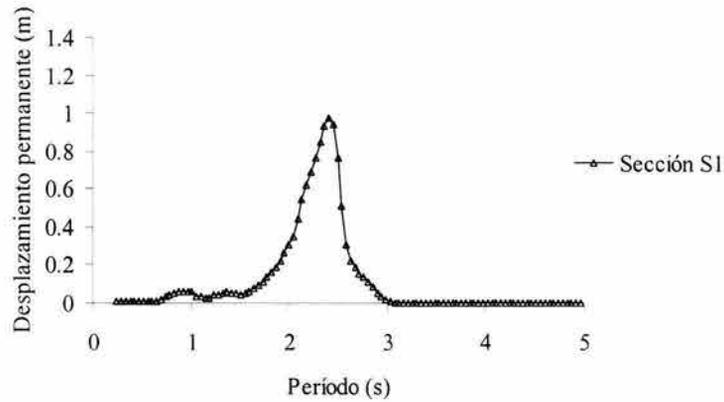


Figura 5.17. EDP para el modelo de una sección

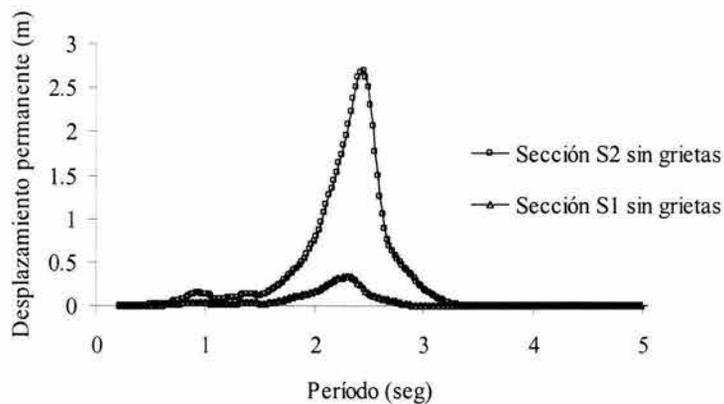


Figura 5.18. EDPs para el modelo de dos secciones

Los resultados indican que el EDP obtenido con el modelo de una sección, se encuentra comprendido entre los EDPs calculados para cada sección con el modelo de dos secciones. La diferencia en desplazamientos entre las secciones 1 y 2 del modelo de dos secciones, evidencia la interacción que se presenta entre los grados de libertad (de cada sección), la condición de frontera libre en la sección 2 que favorece el desplazamiento y su efecto en la variación espacial de la respuesta del talud.

### **Análisis del efecto del agrietamiento**

El criterio se basa principalmente en la capacidad del suelo para resistir deformaciones a la tensión en los elementos de unión entre secciones (Figura 5.19), los cuales al momento de sufrir la ruptura por exceso en la deformación ocasionada por los desplazamientos relativos entre nodos, causan una redistribución de esfuerzos dentro del área de influencia del elemento roto, ocasionando una sobrecarga en los elementos circundantes. Esto puede propiciar la propagación de grietas dentro del cuerpo de la cuña de deslizamiento, en la medida en que otros elementos contiguos fallen. Teniendo en cuenta que este criterio es simplista, se ha planteado como una meta, en investigaciones futuras, la implementación de un procedimiento que reproduzca adecuadamente el fenómeno físico. No obstante, aunque sea con un método simplista, su inclusión se considera justificable de acuerdo con los siguientes razonamientos:

Es importante considerar la apertura de grietas debido a que su presencia afecta la respuesta dinámica del talud, lo cual incide en la magnitud de los desplazamientos diferenciales potenciales entre las secciones y los desplazamientos permanentes. Las grietas en los taludes, desde el punto de vista geotécnico, tienen diferentes grados de importancia en lo que se refiere al incremento en el peligro de falla de éste. El primer nivel es cuando el agrietamiento ocurre únicamente en la superficie del talud, inicialmente esta condición no es peligrosa, pero permite la infiltración del agua de lluvia y de escorrentía superficial incrementando la presión de poro, lo cual puede conducir a una falla retardada del talud. Así mismo, puede propiciar la propagación de las grietas (fisuras) por fracturamiento hidráulico.

El segundo nivel, corresponde a las grietas que se extienden dentro de la cuña de deslizamiento, pero sin llegar a cruzarla totalmente, cambiando apreciablemente sus modos de vibrar. Esta condición también permite la infiltración del agua, aumentando el riesgo de la falla del talud. Conceptualmente, se podría presentar un tercer tipo de falla cuando las grietas se extiendan totalmente dentro de la cuña deslizante, dividiéndola en varias cuñas independientes. El comportamiento del talud en este caso debe ser analizado considerando cada una de las nuevas cuñas como entes independientes. Si se llega a este estado, el talud se podría encontrar al borde de un colapso total.

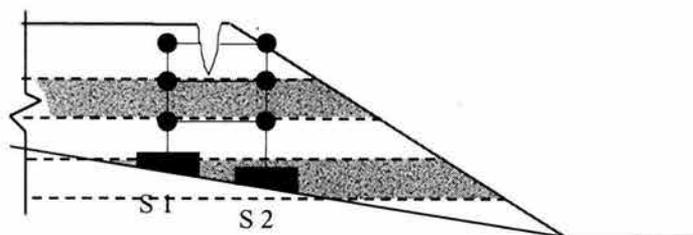


Figura 5.19. Representación esquemática del modelo con agrietamiento

Las Figuras 5.20 y 5.21 comparan los EPDs obtenidos para los casos en que se modela el talud con dos secciones, permitiendo y restringiendo su agrietamiento.

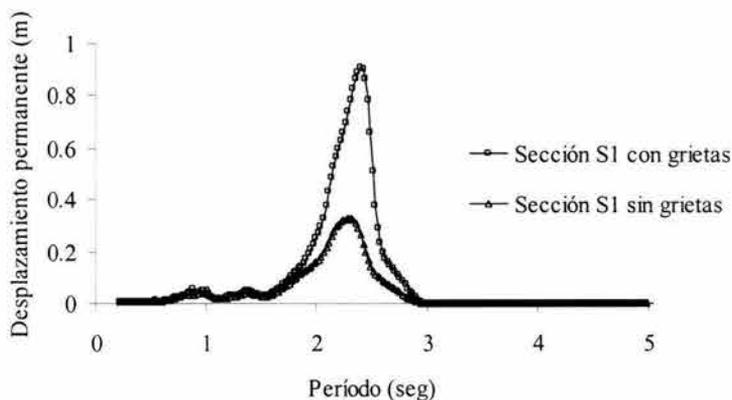


Figura 5.20. EPDs para la sección 1, con y sin agrietamiento del talud

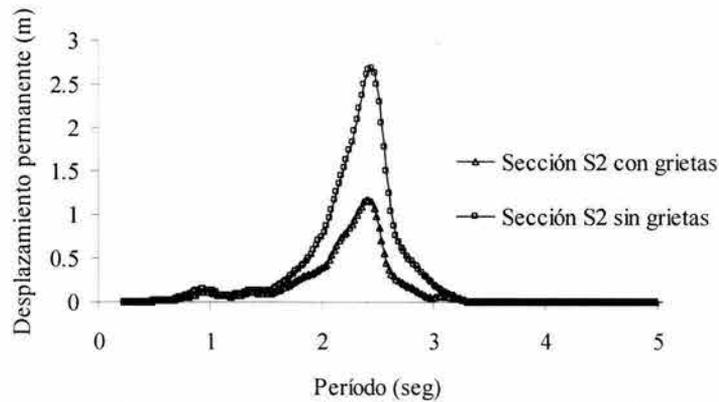


Figura 5.21. EPDs para la sección 2, con y sin agrietamiento del talud

En el caso con agrietamiento, se aprecian desplazamientos de similar magnitud en las dos secciones en las que se divide el talud (compare los resultados de las Figuras 5.20 y 5.21). En cambio, las respuestas de las dos secciones del talud, cuando no se permite la apertura de grietas, son diferentes. La variación en el comportamiento se debe a que en el primer caso se tienen dos cuerpos vibrando independientemente y en el segundo ambos bloques interactúan entre sí, situación que conduce a la generación de desplazamientos adicionales en la sección 2. En uno se tiene la respuesta global del talud (no grietas) y en el otro la respuesta desacoplada de las dos secciones (presencia de grietas).

### **Análisis del efecto del agua en grietas preexistentes**

En este ejercicio se analiza la respuesta del talud cuando existe presión hidrostática en grietas preexistentes. La grieta que se considera con agua, se encuentra ubicada en la frontera superior de la cuña deslizante, con el fin de que se conserve la equivalencia entre los modelos bidimensionales en lo referente al peso total del suelo y la geometría inicial. En este estudio el empuje hidrostático se considera constante durante el tiempo que actúa el evento sísmico y su magnitud es sólo función del tirante de agua. Así mismo, no se permite que la grieta se propague.

Partiendo del modelo utilizado en los análisis anteriores se supone una grieta que afecta a los estratos definidos por los dos nodos superiores de la sección 1 (S1, Figura 5.22), la cual se considera llena de agua desde el nivel 23.3 m hasta el nivel 70.0 m. Los resultados se comparan con los obtenidos en el caso anterior (generación de grietas durante el sismo). Para efectos de comparación de los modelos, se considera que los parámetros de fricción son los mismos y el factor de seguridad estático es de 1.09, en ambos casos.

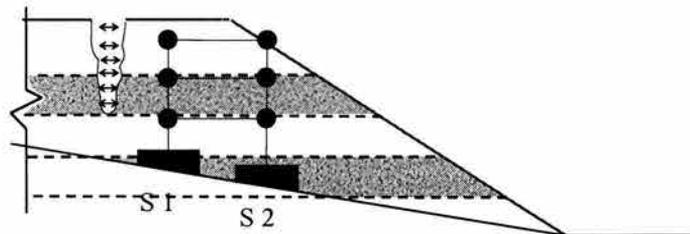


Figura 5.22. Representación esquemática del modelo con presión hidrostática en la grieta

Los resultados presentados en la Figura 5.23 muestran cómo la presión del agua en la grieta incrementa la magnitud de los desplazamientos de la sección S1, aproximadamente 66% con respecto a la sección S1, cuando no hay tirante de agua. Se debe tener en cuenta que al momento en el que un talud presente algún tipo importante de grietas, la estabilidad estructural puede encontrarse comprometida, por lo cual el agua puede contribuir de una manera importante a agravar esta situación, pudiendo provocar de manera más rápida su falla o incrementando la magnitud de los daños cuando actúan fuerzas sísmicas.

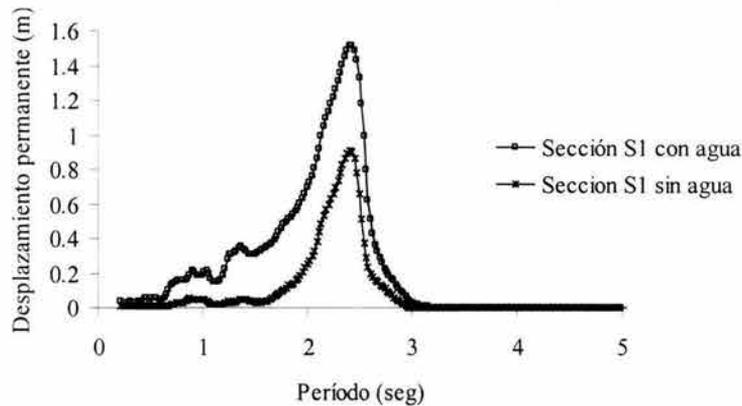


Figura 5.23. EPDs para las secciones S1

#### 5.4.2 Modelo de talud bidimensional (varias secciones)

Cuando ocurre un sismo, los efectos de los movimientos inducidos en el suelo pueden ser suficientes para causar la falla del talud o inducir desplazamientos permanentes considerables, si éste se encontraba antes del sismo en una condición de marginal a moderadamente estable. El daño resultante depende de la geometría y de las características mecánicas del material que constituye el talud, así como de las fuerzas sísmicas que actúan sobre él, las condiciones climáticas imperantes y la incidencia del hombre sobre él.

Es ampliamente reconocido que las características geológicas, topográficas, geométricas y de los materiales, afectan la estabilidad de taludes. Los modelos de análisis bidimensionales permiten una modelación que tenga en cuenta a estas características, lo cual puede conducir a cálculos más apegados a la respuesta real del talud. Además, los análisis bidimensionales permiten evaluar la interacción entre las secciones que lo conforman. En lo que sigue, se analiza un relleno sanitario hipotético de 70 m de altura y 280 m de longitud (Figura 5.24).

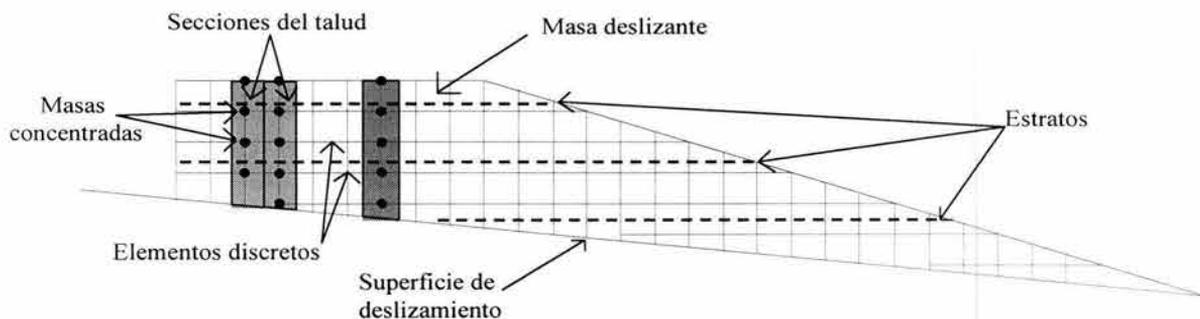


Figura 5.24. Esquema de las secciones en que se divide el talud

Se consideran superficies de falla plana con inclinaciones de  $8^\circ$  y  $9^\circ$ . El material por el cual atraviesa la superficie potencial de falla se supone homogéneo. Los parámetros de fricción cinética y estática varían entre 0.325 y 0.404. El peso volumétrico del material que conforma el talud se supuso de  $1.2 \text{ ton/m}^3$  y la velocidad de onda de corte igual a  $110 \text{ m/s}$ . El talud se discretizó en 28 secciones de  $10 \text{ m}$  de ancho cada una. En el extremo vertical izquierdo se considera una condición de campo libre debido a su lejanía del cuerpo del talud, lo cual permite considerar este extremo como una frontera libre. Por último, los análisis tienen por objeto estudiar el efecto de la aceleración cinética de la cuña deslizante, la no linealidad de los materiales, la formación de grietas y el retraso en el arribo de las ondas a los diferentes puntos del talud.

### **Definición del talud de referencia**

Con el fin de tener un punto de comparación, se considera un **talud de referencia** con una superficie de falla inclinada  $8^\circ$ , los coeficientes de fricción estática y cinética iguales, con un valor de 0.363, un factor de seguridad estática de 2.58. No se tiene en cuenta el retraso en el arribo de las ondas, ni se permite la formación de grietas entre las secciones de suelo, tampoco se considera el efecto de la aceleración cinética de la cuña deslizante y los materiales constitutivos tienen un comportamiento lineal ante carga cíclica. Este caso será la base de cotejación, para evaluar el efecto de los diferentes parámetros mencionados. Las comparaciones entre los distintos casos se harán en términos de los EDPs para los períodos en los que se presenten desplazamientos y en las secciones en que ocurren los mayores efectos y en función de los daños generados en el talud. Se estima que de esta manera se puede definir apropiadamente el proceso de deslizamiento del talud. Los resultados de este **talud de referencia** se muestran en la Figura 5.25.

En la Figura 5.25 se aprecia claramente la generación de desplazamientos en los apoyos de las secciones en la zona comprendida por la corona del talud. De la sección 3 a la 6 (Figura 5.25a) los desplazamientos permanentes se incrementan, alcanzándose el máximo en la sección 6. A partir de ésta, se inicia un decremento paulatino. Estos resultados indican que dada la magnitud de los desplazamientos permanentes calculados, la resistencia al corte se ha movilizó totalmente en la zona comprendida aproximadamente entre las secciones 3 y 10 (Figuras 5.25 a y b), para los períodos de  $1.8 \text{ s}$  a  $3.0 \text{ s}$ , por lo que la estabilidad del talud sólo depende de las secciones inferiores.

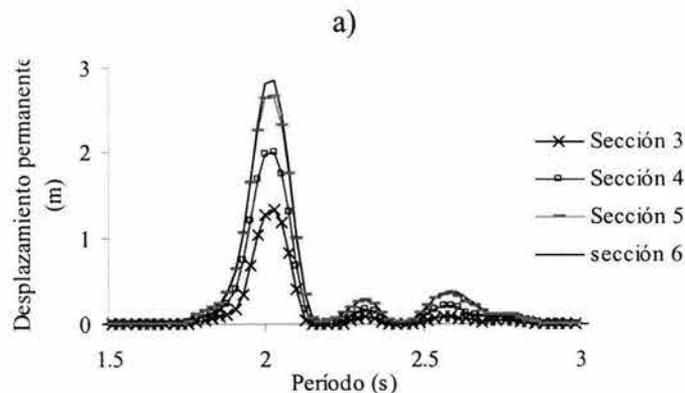


Figura 5.25. EDPs, **talud de referencia**

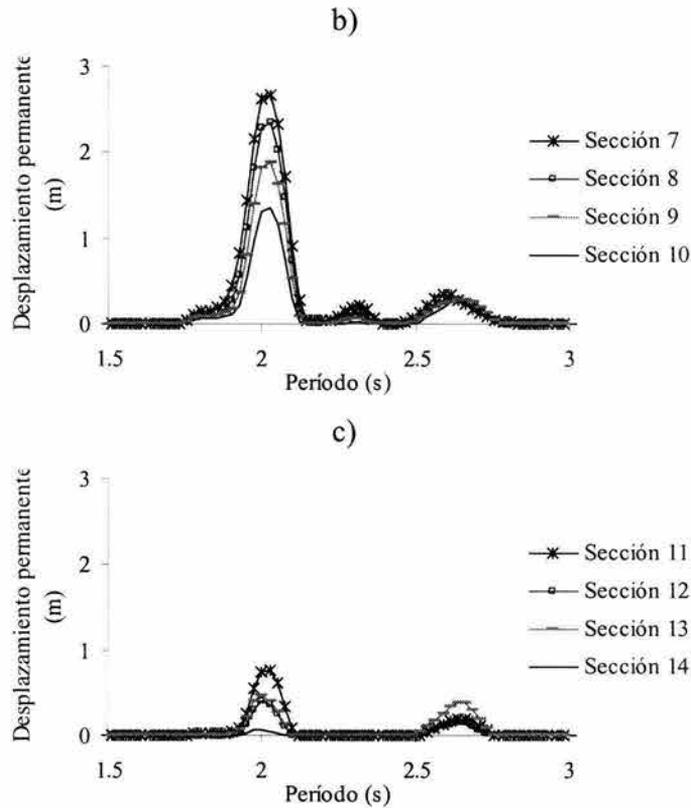


Figura 5.25 (cont.). EDPs, **talud de referencia**

Estos resultados sugieren la generación de daños significativos entre las secciones 3 y 6, de haber permitido agrietamiento del talud. En estas condiciones, es factible que el talud hubiera fallado. Es importante notar que el pico de los EDPs coincide con el período dominante del sismo.

### **Influencia de la variación del coeficiente de fricción cinética en el talud**

En este ejercicio se toma el mismo talud del numeral anterior, pero se supone una disminución del coeficiente de fricción cinética en un 10% respecto al de la estática, ubicándose en 0.325 y el factor de seguridad estática es de 2.58. Se considera que al momento de presentarse la movilización de alguna de las secciones, el coeficiente cinético disminuirá a esta magnitud y permanecerá constante durante el deslizamiento. Cuando éste cese, el coeficiente de fricción que se usa es de nuevo el correspondiente a la fricción estática. Este ciclo puede repetirse hasta que finalice la excitación.

En la Figura 5.26 se aprecia un incremento en la magnitud de los desplazamientos de alrededor de un 8%, con respecto al **talud de referencia**, en las secciones 3 a 13 (Figura 5.26 a – c), siendo el máximo incremento en la sección 6. Debe notarse que no obstante que las magnitudes de los desplazamientos permanentes se incrementan en todas las secciones, las formas de los EDPs se mantienen prácticamente invariables. Al igual que en los casos de una y dos secciones, tratados anteriormente, la magnitud de los desplazamientos se incrementa al disminuir el coeficiente de fricción cinética.

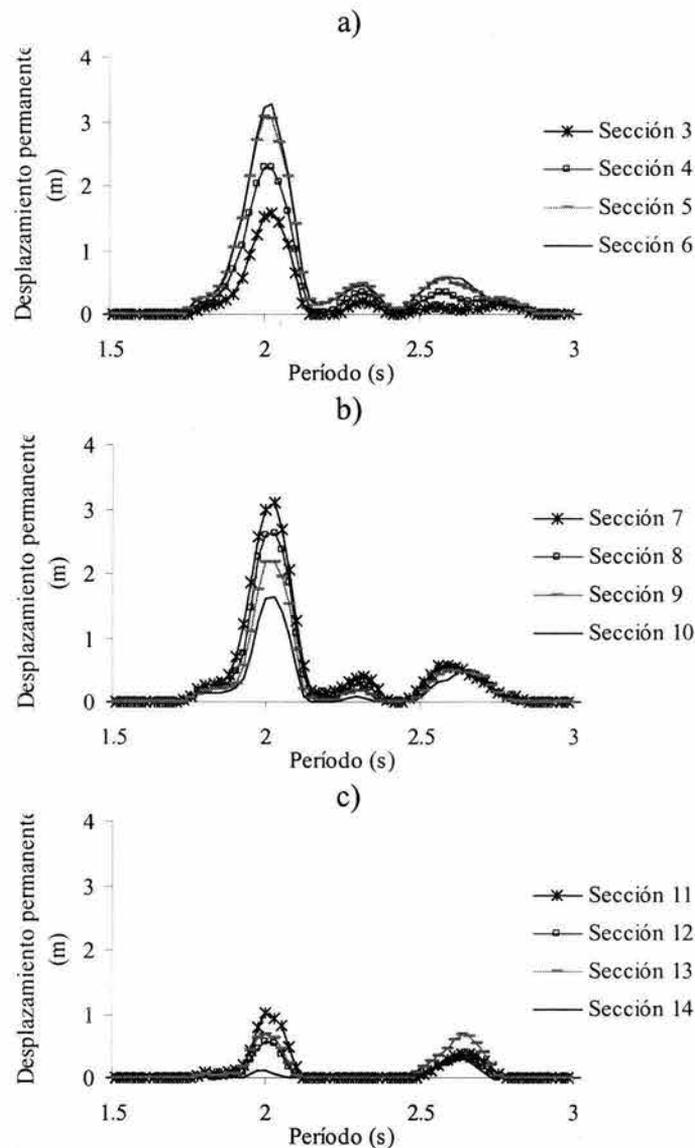


Figura 5.26. Efecto de la fricción cinética en los EDPs

### **Influencia del incremento en la pendiente de la superficie de falla del talud**

Para estimar el efecto de la pendiente del talud, ésta se incrementa de  $8^{\circ}$  a  $9^{\circ}$ , la fricción estática es de 0.363, el factor de seguridad estática es de 2.29 y se mantienen constantes los demás parámetros.

En la Figura 5.27 se observan incrementos del orden de un 8% en la magnitud de los desplazamientos y, al igual que en los casos anteriores, el máximo desplazamiento se encuentra ubicado en la sección 6 (Figura 5.27a). Estos resultados muestran las zonas que inciden de manera determinante en la falla del talud. También se observa cómo la magnitud de los desplazamientos en las secciones 13 a 16 (Figura 5.27c) cobran mayor importancia que en los casos anteriores, lo que indica una mayor inestabilidad del talud. Esto es congruente con la disminución del coeficiente de seguridad estática al incrementarse la

pendiente de la superficie de falla. Como era de esperarse, al disminuir la pendiente de la superficie de falla las amplitudes de los EDPs disminuyen acordeamente.

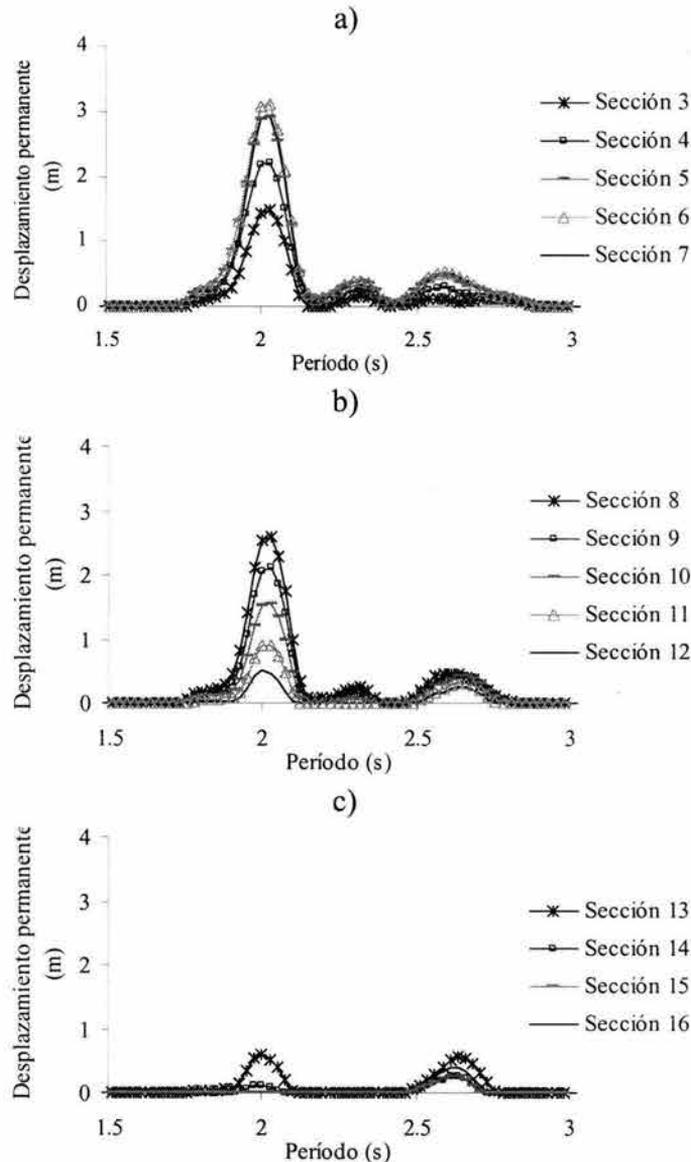


Figura 5.27. Efecto de la pendiente de la superficie de falla en los EDPs

### **Análisis de la no linealidad de los materiales constitutivos del talud**

El comportamiento no lineal de los materiales se modeló igual que en el **sistema de referencia** correspondiente a un modelo de una sola sección. El factor de seguridad estática fue de 2.58.

En la Figura 5.28 se observa que la sección donde ocurren los desplazamientos máximos es la quinta en lugar de la sexta, como ocurrió en los casos anteriores. Posteriormente, las magnitudes de los desplazamientos disminuyen hasta en un 200%, conservándose, en algunas secciones, la máxima amplitud de los EDPs en el período dominante del sismo,

mientras que en otras secciones se observa un leve corrimiento, de éstos, hacia los períodos cortos. También, las formas espectrales presentan una variación más irregular.

El cambio en el módulo de rigidez y amortiguamiento crítico ocasiona que a medida que los materiales se degradan, el talud en general y cada una de las secciones en particular, de acuerdo a la sollicitación a la que se ven sometidas, cambian de manera importante su respuesta produciendo, para el caso considerado, una disminución significativa en la magnitud de los desplazamientos. Esto se desprende de las secciones que presentan un decremento, con respecto a los casos anteriores, en la magnitud del desplazamiento pico (2.0 s para los casos anteriores). En este caso los efectos se magnifican por la coincidencia de los períodos dominantes del sismo y de las diferentes secciones del talud. La degradación de los materiales se presenta de manera más rápida y el período de la sección cambia a períodos correspondientes a materiales menos rígidos y con mayor amortiguamiento.

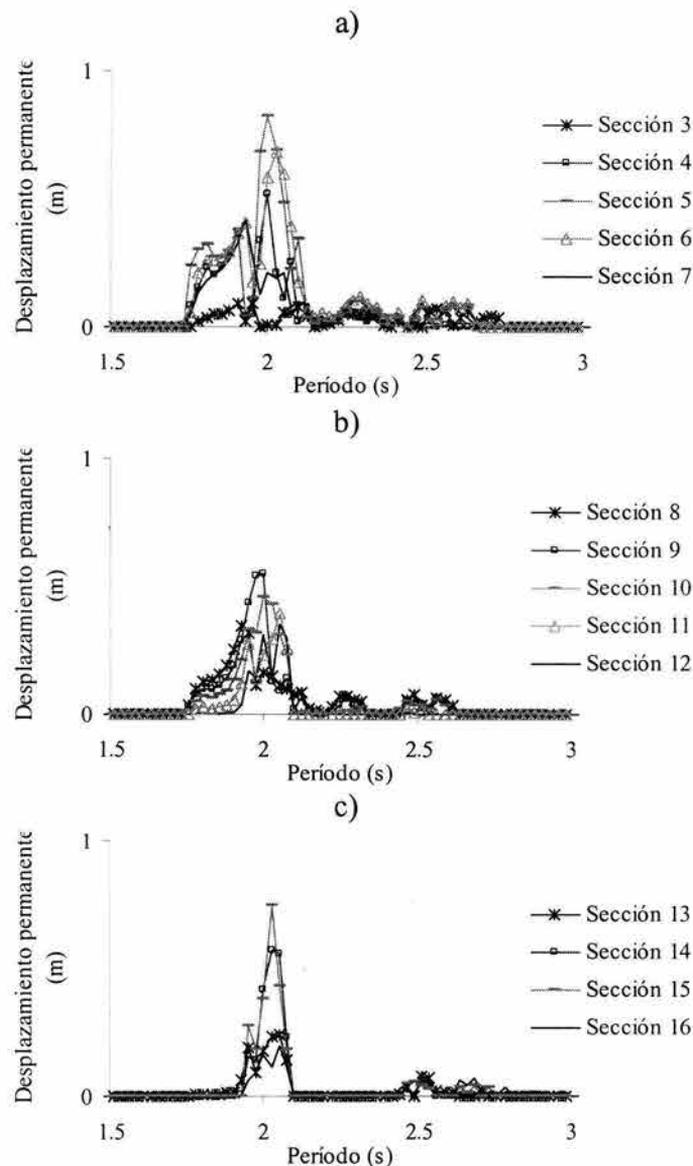


Figura 5.28. Efectos del comportamiento no lineal del suelo en los EDPs

### Análisis del efecto de la aceleración cinética en el talud

Para evaluar el efecto de este parámetro, se implementó la rutina para calcular la aceleración cinética de la masa deslizante (Capítulo 3, Ecuación 3.12). Ésta permite tener en cuenta la participación de cada uno de los grados de libertad, en la respuesta global del sistema. El factor de seguridad estático fue de 2.58 (**talud de referencia**), manteniendo constantes el resto de las características.

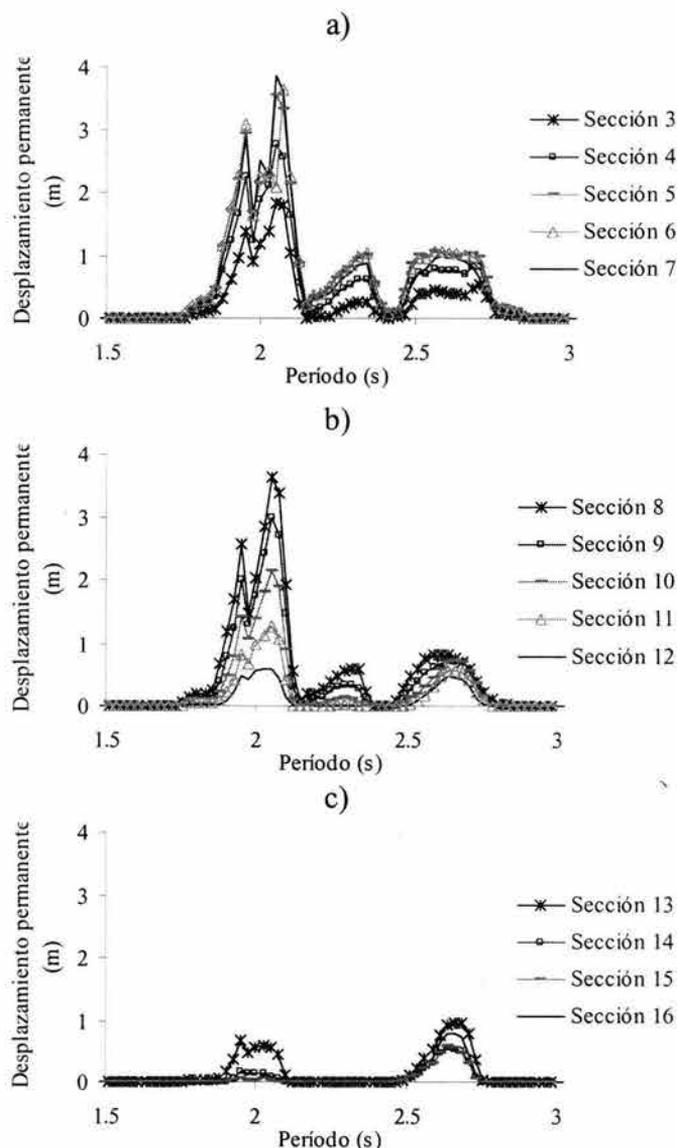


Figura 5.29. Efecto de la aceleración cinética en los EDPs

En la Figura 5.29 se aprecian incrementos alrededor de 30% en la magnitud de los desplazamientos para las secciones donde ocurrieron los mayores desplazamientos en los casos anteriores (secciones 5 a 7, Figura 5.29a) e incrementos hasta del 100% en las secciones vecinas a éstas. También, se observa que en las secciones relativamente estables (13 a 16, Figura 5.29c) se presentan desplazamientos cada vez mayores, indicando con esto que la estabilidad global del talud disminuye por la acción de la aceleración cinética. El

efecto directo de esta aceleración en los casos estudiados, presenta una tendencia a incrementar la magnitud de los desplazamientos. Pero esto no debe generalizarse, debido a que también es posible que se presenten decrementos en la magnitud de los desplazamientos ocasionados por el efecto de la aceleración cinética, causados primordialmente por la interacción entre los grados de libertad y las secciones en sí. Puede presentarse el caso en que partes del talud tiendan a moverse en sentidos opuestos, con lo cual se minimizaría el efecto de la aceleración cinética.

### Análisis de la formación de grietas en el talud

Con el propósito de comprender el efecto que tiene la formación de grietas, se recurrió al procedimiento discutido en el Capítulo 3, aplicándolo al ejemplo de referencia, con un factor de seguridad estático de 2.58 y considerando una deformación de umbral de 0.5% de la longitud del elemento de unión, a partir de la cual se inicia el fisuramiento.

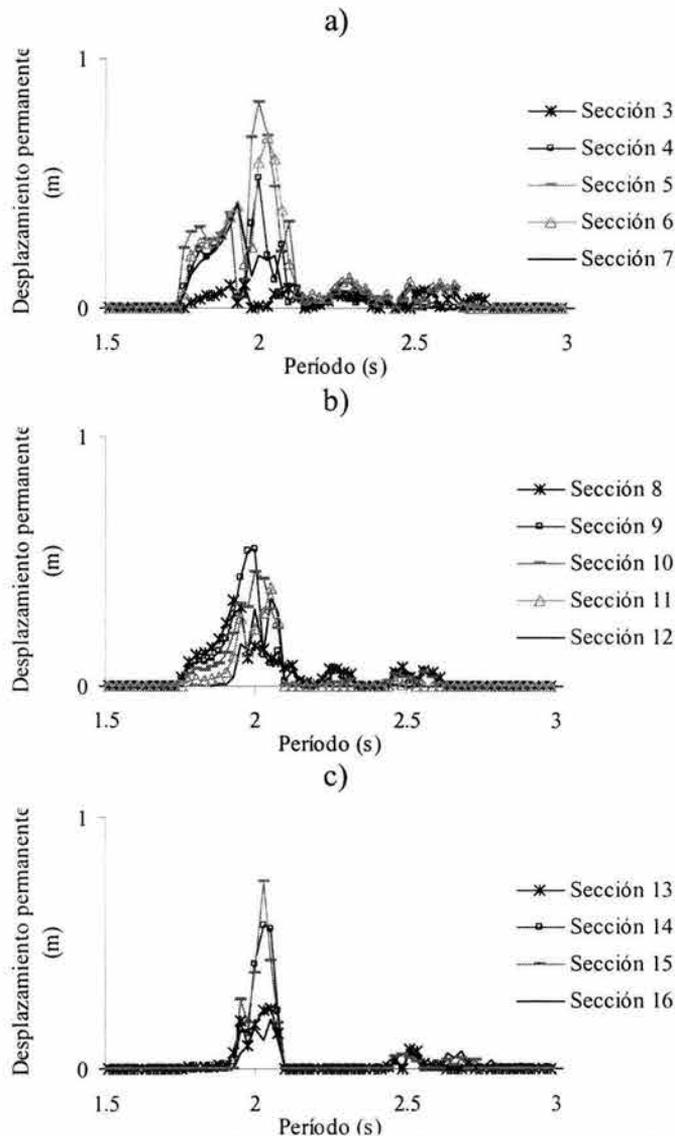


Figura 5.30. Efecto de la apertura de grietas en los EDPs

En la Figura 5.30 se aprecia una reducción en los desplazamientos para las secciones 4 a 12 (Figura 5.30a y b), que alcanza alrededor de 200%, por el desacoplamiento de las diversas secciones en donde se generan grietas. Por otro lado, en las secciones 14 y 15 (Figura 5.30c) aparecen desplazamientos importantes, debido a la variación que se presenta en la forma de vibrar del talud a medida que éste se divide. Al perderse la continuidad en el cuerpo se disipa el efecto de la interacción entre secciones y entre grados de libertad, cambiando la respuesta modal del talud. La aparición de grietas en los estratos más cercanos a la superficie puede ser el inicio de la generación de superficies de falla diferentes a las que ocurrirían si no se presentaran, lo cual debe de tomarse en cuenta en los estudios sobre su seguridad sísmica.

### **Análisis del retraso en el arribo de las ondas al talud**

Para estudiar el efecto de la variación espacial de la excitación dinámica a lo largo de la superficie de falla, se consideró el **talud de referencia**, asumiendo un retraso en el arribo de la excitación a cada una de las secciones, conforme a la velocidad de propagación de la onda de corte. La dilación supuesta en este estudio fue de 0.1 s entre apoyos. La onda sísmica se consideró propagándose de izquierda a derecha.

En la Figura 5.31 se aprecia un cambio notable en el comportamiento del talud cuando se considera que existe un desfase en el arribo de las ondas a la superficie de falla. Es notable que las secciones más inestables de los ejercicios anteriores, sean ahora de las más estables ya que presentan desplazamientos permanentes pequeños en sus apoyos. Esto se debe, al menos en parte, a que al no vibrar los nodos en fase, se atenúen los movimientos dinámicos en esta zona, provocando un cambio sustancial en la forma de vibración de cada sección y del talud en sí. Alternativamente, se observa que en las zonas estables del talud en los casos anteriores (sección 13 en adelante, Figura 5.31a), se tienen ahora desplazamientos importantes en los períodos altos, lo que indica que existe un mayor riesgo de colapso. El presente ejercicio plantea la importancia de este tipo de análisis para estructuras de gran extensión debido a que señala, al menos cualitativamente, la influencia que tienen los movimientos incoherentes. Para análisis más elaborados se recomienda (siempre y cuando se conozcan las propiedades dinámicas) hacer uso de teorías de propagación de ondas u otros tipos de herramientas computacionales disponibles más complejas.

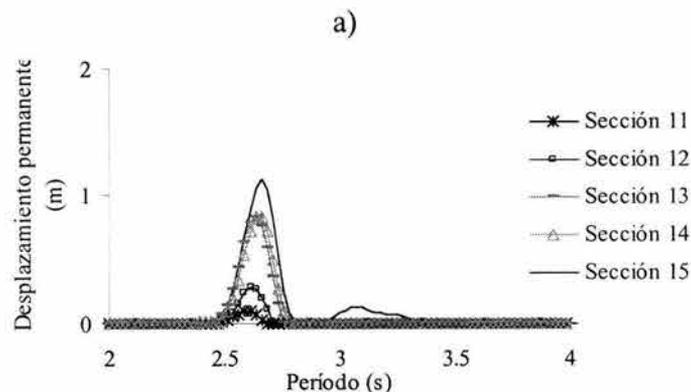


Figura 5.31. Efecto del retraso en el arribo de las ondas sísmicas en los EDPs

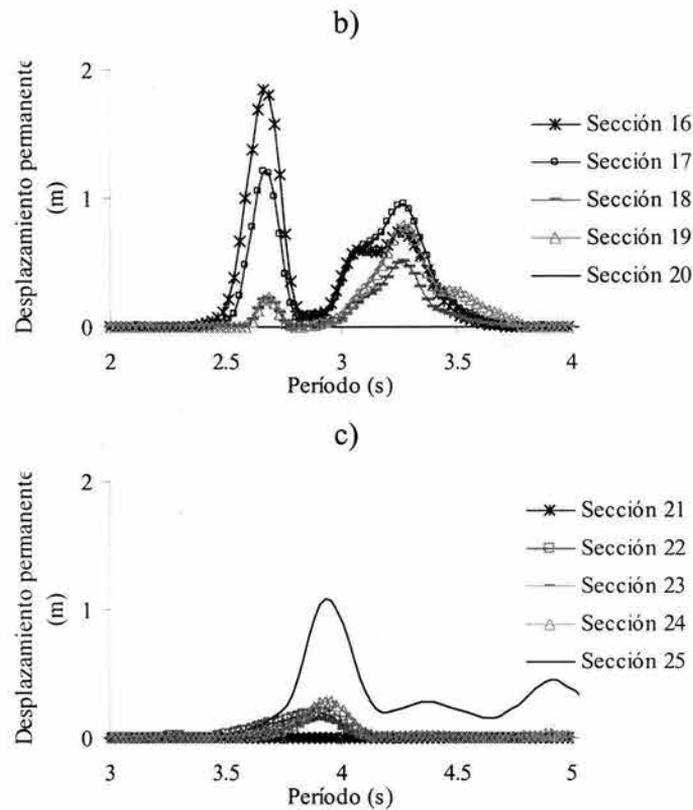


Figura 5.31 (cont.). Efecto del retraso en el arribo de las ondas sísmicas en los EDPs

De los resultados de los análisis realizados, se puede concluir que algunos de los parámetros estudiados tienen más peso en la respuesta del sistema, tales como el efecto cinético, la pendiente de la superficie de deslizamiento, la fricción y el efecto de la presión hidrostática en las grietas. Esto conduce a que en la aplicación práctica se deba poner especial atención a estos aspectos. La interrelación de los parámetros analizados se debe realizar con base en datos de estudios reales, en los cuales las características de los materiales, la topografía, los posibles planos de falla, la sismicidad de la zona y la hidrología, se conozcan con precisión.

## 6. Resultados experimentales.

En este capítulo se presentan los resultados obtenidos mediante los ensayos experimentales que se llevaron a cabo usando la mesa vibradora y los modelos descritos en el Capítulo 4. La finalidad de estos ensayos es formar una base experimental, para calibrar el modelo teórico que se expuso en el Capítulo 3. En la primera fase de este proyecto de investigación se realizaron 860 ensayos (Tabla 6.1), de los cuales los primeros 329 se utilizaron para calibrar los instrumentos y los 531 restantes para evaluar (experimentalmente) la influencia de los parámetros considerados en el modelo analítico (ensayos 330 al 860). Concretamente, los parámetros que se estudian son: la geometría del modelo discreto, la inclinación de la superficie de deslizamiento y la distribución de la masa (incluyendo un modelo rígido).

La metodología a seguir consiste primero en definir el **modelo de referencia**. La elección de éste, se hace con base en su simplicidad, sensibilidad a la excitación, capacidad de respuesta y bajo nivel de ruido. Posteriormente se procedió a comparar las respuestas registradas en determinados puntos del modelo en los diferentes ensayos, para analizar la influencia de cada parámetro en la respuesta final. Los ensayos cuyos resultados no se discuten en esta tesis, podrán ser consultados en los archivos electrónicos que se incluirán en los informes internos del Instituto de Ingeniería.

Tabla 6.1. Ensayos realizados

Caso	Ensaye No	Frecuencia (Hz)	Amplitud	Tipo de masas	Numero de soportes	Material soportes	Distribución de las masas (cm)			Inclinación	Restringido (R) Libre (L)	Duración de la prueba (seg)	Dt (seg)	
							Base	1	2					3
1	330	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	24.3	47.8	0.0°	L	46	0.00557
2	334	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	24.3	47.8	0.0°	R	46	0.00557
3	342	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	32.2	47.8	0.0°	L	46	0.00557
4	344	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	32.2	47.8	0.0°	R	46	0.00557
5	350	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	40.2	47.8	0.0°	L	46	0.00557
6	354	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	40.2	47.8	0.0°	R	46	0.00557
7	356	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	40.2	47.8	1.0°	L	46	0.00557
8	358	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	40.2	47.8	1.0°	R	11	0.00557
9	364	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	32.2	47.8	1.0°	L	46	0.00557
10	365	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	32.2	47.8	1.0°	R	11	0.00557
11	367	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	24.2	47.8	1.0°	L	46	0.00557
12	369	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	24.2	47.8	1.0°	R	11	0.00557
13	373	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	24.2	47.8	3.7°	L	11	0.00557
14	374	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	24.2	47.8	3.7°	R	11	0.00557
15	378	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	32.2	47.8	3.7°	L	11	0.00557
16	379	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	32.2	47.8	3.7°	R	11	0.00557
17	384	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	40.2	47.8	3.7°	L	11	0.00557
18	385	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	40.2	47.8	3.7°	R	11	0.00557
19	387	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	40.2	47.8	6.5°	L	11	0.00557
20	391	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	40.2	47.8	6.5°	R	11	0.00557
21	395	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	32.2	47.8	6.5°	L	11	0.00557
22	397	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	32.2	47.8	6.5°	R	11	0.00557
23	400	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	24.2	47.8	6.5°	L	11	0.00557
24	403	1.4	6.0	Rectangular	4	Acero	2.4	16.2	24.2	47.8	6.5°	R	11	0.00557
25	423	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	24.2	47.3	0.0°	L	46	0.00573
26	426	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	24.2	47.3	0.0°	R	46	0.00573
27	446	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	32.2	47.3	0.0°	L	46	0.00573
28	448	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	32.2	47.3	0.0°	R	46	0.00573
29	449	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	40.3	47.3	0.0°	L	46	0.00573
30	454	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	40.3	47.3	0.0°	R	46	0.00573
31	459	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	40.3	47.3	3.7°	L	12	0.00573
32	460	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	40.3	47.3	3.7°	R	12	0.00573
33	462	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	32.2	47.3	3.7°	L	12	0.00573
34	465	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	32.2	47.3	3.7°	R	12	0.00573
35	468	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	24.2	47.3	3.7°	L	12	0.00573
36	470	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	24.2	47.3	3.7°	R	12	0.00573
37	474	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	24.2	47.3	6.4°	L	12	0.00573
38	475	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	24.2	47.3	6.4°	R	12	0.00573
39	480	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	32.2	47.3	6.4°	L	12	0.00573
40	481	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	32.2	47.3	6.4°	R	12	0.00573

Tabla 6.1 (cont.). Ensayes realizados

Caso	Ensaye No	Frecuencia (Hz)	Amplitud	Tipo de masas	Numero de soportes	Material soportes	Distribución de las masas (cm)				Inclinación	Restringido (R) Libre (L)	Duración de la prueba (seg)	Dt (seg)
							Base	1	2	3				
41	486	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	40.2	47.3	6.4°	L	12	0.00573
42	487	1.4	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.1	16.2	40.2	47.3	6.4°	R	12	0.00573
43	557	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	24.0	46.5	0.0°	L	32	0.00391
44	560	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	24.0	46.5	0.0°	R	32	0.00391
45	563	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	32.0	46.5	0.0°	L	32	0.00391
46	568	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	32.0	46.5	0.0°	R	32	0.00391
47	572	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	40.0	46.5	0.0°	L	32	0.00391
48	574	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	40.0	46.5	0.0°	R	32	0.00391
49	580	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	40.0	46.5	3.7°	L	16	0.00391
50	582	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	40.0	46.5	3.7°	R	16	0.00391
51	587	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	32.0	46.5	3.7°	L	16	0.00391
52	588	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	32.0	46.5	3.7°	R	16	0.00391
53	592	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	24.0	46.5	3.7°	L	16	0.00391
54	594	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	24.0	46.5	3.7°	R	16	0.00391
55	599	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	24.0	46.5	6.4°	L	16	0.00391
56	600	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	24.0	46.5	6.4°	R	16	0.00391
57	605	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	32.0	46.5	6.4°	L	16	0.00391
58	606	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	32.0	46.5	6.4°	R	16	0.00391
59	607	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	40.0	46.5	6.4°	L	16	0.00391
60	611	2.0	6.0	Rectangular	4	Acero	3.0	16.0	40.0	46.5	6.4°	R	16	0.00391
61	615	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	24.0	49.9	0.0°	L	32	0.00391
62	617	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	24.0	49.9	0.0°	R	32	0.00391
63	621	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	32.0	49.9	0.0°	L	32	0.00391
64	623	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	32.0	49.9	0.0°	R	32	0.00391
65	630	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	40.0	49.9	0.0°	L	32	0.00391
66	633	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	40.0	49.9	0.0°	R	32	0.00391
67	636	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	40.0	49.9	3.7°	L	16	0.00391
68	639	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	40.0	49.9	3.7°	R	16	0.00391
69	644	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	32.0	49.9	3.7°	L	16	0.00391
70	645	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	32.0	49.9	3.7°	R	16	0.00391
71	646	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	24.0	49.9	3.7°	L	16	0.00391
72	651	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	24.0	49.9	3.7°	R	16	0.00391
73	655	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	24.0	49.9	6.4°	L	16	0.00391
74	657	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	24.0	49.9	6.4°	R	16	0.00391
75	658	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	32.0	49.9	6.4°	L	16	0.00391
76	663	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	32.0	49.9	6.4°	R	16	0.00391
77	668	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	40.0	49.9	6.4°	L	16	0.00391
78	669	2.0	6.0	Rectangular	4	Bronce	3.0	16.0	24.0	49.9	6.4°	R	16	0.00391
79	681	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.5	0.0°	R	47	0.00570
80	686	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.5	0.0°	L	47	0.00570
81	694	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.5	0.0°	L	47	0.00570
82	696	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.5	0.0°	R	47	0.00570
83	698	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.5	0.0°	L	47	0.00570
84	702	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.5	0.0°	R	47	0.00570
85	710	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.5	3.7°	L	22	0.00570
86	716	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.5	3.7°	R	22	0.00570
87	720	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.5	3.7°	L	22	0.00570
88	722	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.5	3.7°	R	22	0.00570
89	724	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.5	3.7°	L	22	0.00570
90	728	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.5	3.7°	R	22	0.00570
91	733	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.5	6.4°	L	22	0.00570
92	734	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.5	6.4°	R	22	0.00570
93	736	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.5	6.4°	L	22	0.00570
94	741	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.5	6.4°	R	22	0.00570
95	742	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.5	6.4°	L	22	0.00570
96	747	1.4	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.5	6.4°	R	22	0.00570
97	750	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.3	0.0°	L	32	0.00391
98	753	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.3	0.0°	R	32	0.00391
99	756	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.3	0.0°	L	32	0.00391
100	759	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.3	0.0°	R	32	0.00391
101	763	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.3	0.0°	L	32	0.00391
102	766	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.3	0.0°	R	32	0.00391
103	771	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.3	3.7°	L	16	0.00391
104	772	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.3	3.7°	R	16	0.00391
105	774	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.3	3.7°	L	16	0.00391
106	778	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.3	3.7°	R	16	0.00391
107	779	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.3	3.7°	L	16	0.00391
108	783	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.3	3.7°	R	16	0.00391
109	784	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.3	6.4°	L	16	0.00391
110	788	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.3	6.4°	R	16	0.00391
111	791	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.3	6.4°	L	16	0.00391
112	794	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.3	6.4°	R	16	0.00391
113	795	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.3	6.4°	L	16	0.00391
114	800	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.3	6.4°	R	16	0.00391
115	838	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.3	0.0°	L	32	0.00391
116	840	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	40.0	45.3	0.0°	R	32	0.00391
117	843	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.3	0.0°	L	32	0.00391
118	844	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.3	0.0°	R	32	0.00391
119	847	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.3	0.0°	L	32	0.00391

Tabla 6.1 (cont.). Ensayes realizados

Caso	Ensaye No	Frecuencia (Hz)	Amplitud	Tipo de masas	Numero de soportes	Material soportes	Distribución de las masas (cm)				Inclinación	Restringido (R) Libre (L)	Duración de la prueba (seg)	Dt (seg)
							Base	1	2	3				
120	848	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.3	0.0°	R	32	0.00391
121	852	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.3	3.7°	L	16	0.00391
122	853	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	24.0	45.3	3.7°	R	16	0.00391
123	855	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.3	3.7°	L	16	0.00391
124	856	2.0	6.0	Circular	2	Acero	2.9	16.0	32.0	45.3	3.7°	R	16	0.00391
125	857	1.4	6.0	Rígido	0						0.0°	R	32	0.00570
126	858	1.4	6.0	Rígido	0						0.0°	L	32	0.00570
127	859	1.4	6.0	Rígido	0						6.4°	R	32	0.00570
128	860	1.4	6.0	Rígido	0						6.4°	L	32	0.00570

## 6.1 Análisis de los resultados de los ensayos de laboratorio

### 6.1.1 Modelo de referencia

Este consiste en un sistema de tres placas de aluminio cilíndricas unidas entre sí por dos varillas de acero, las cuales a su vez se encuentran fijas a la base del modelo (ver Capítulo 4). Las historias de aceleración, velocidad y desplazamiento registradas en este modelo se usaron como referencia en las comparaciones realizadas.

#### Condiciones de Base Fija y Libre

Se realizaron dos tipos de ensayos, en el primero, la base del modelo se fija al plano de deslizamiento (caso 79, Tabla 6.1) y en el segundo, el modelo tiene libertad de desplazarse sobre el plano de deslizamiento (caso 80, Tabla 6.1). En adelante, se denominarán como **base fija** y **base libre**, respectivamente.

Las características de los ensayos son las siguientes: la placa 1 se encuentra a 16.0 cm sobre la base del modelo, la placa 2 a 24 cm y la placa 3 a 45.5 cm (Figura 6.1). El modelo se coloca sobre una superficie horizontal. Las superficies en contacto en estos dos y los restantes modelos, son madera contra madera. La mesa vibradora induce una excitación armónica de 1.4 Hz, los acelerogramas se registran en el plano de deslizamiento, en la base del modelo y en las placas 1 y 3, y la historia de desplazamientos relativos entre el modelo y el plano de deslizamiento es registrada en la base del modelo con el Lvdt.

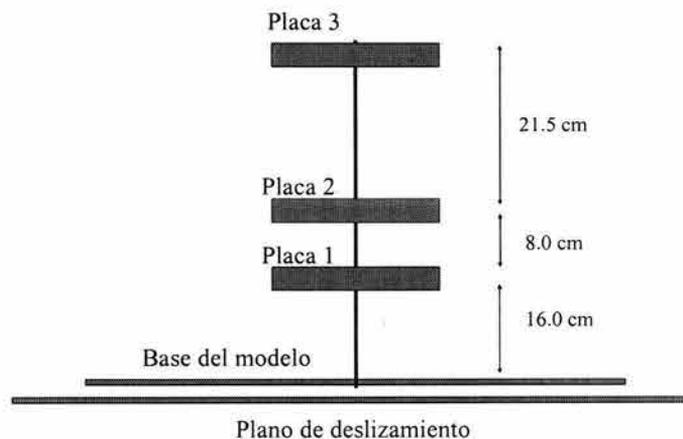


Figura 6.1. Representación esquemática del modelo

Inicialmente, es necesario comprobar la calidad de los registros de estos modelos, para lo cual se calculan las funciones de transferencia y de coherencia (Bendath y Piersol 1971, 1993) de las señales registradas con los cuatro acelerómetros dispuestos en los modelos de **bases fija y libre**.

Las características de vibración del sistema están representadas por la función de transferencia ( $|H(f)|$ ), la cual muestra en qué frecuencias se presentan amplificaciones o atenuaciones de la excitación. En cuanto a la función de coherencia [ $\gamma_{xy}^2(f)$ ], se tiene que cuando  $\gamma_{xy}^2(f)=1$  para todas las frecuencias,  $f$ , contenidas en  $x(t)$  y  $y(t)$  las señales son totalmente coherentes. En otras palabras, el valor de la función de coherencia indica que parte de los registros están relacionados linealmente (misma fase y amplitud), pero esto no necesariamente implica una relación causa efecto entre los dos registros. Si dos series de tiempo no tienen la misma relación de fase, la coherencia decrece. En la práctica, cuando la función de coherencia es mayor que cero, pero menor que la unidad, una o más de las cuatro condiciones siguientes podrá estar ocurriendo: puede existir ruido en las mediciones ajeno a los ensayos; puede haber errores de sesgo en las estimaciones espectrales debidos a la resolución de los instrumentos; la relación entre los sistemas  $y(t)$  y  $x(t)$  no es lineal; y el registro de salida  $y(t)$  está influenciado por otras entradas aparte de  $x(t)$ .

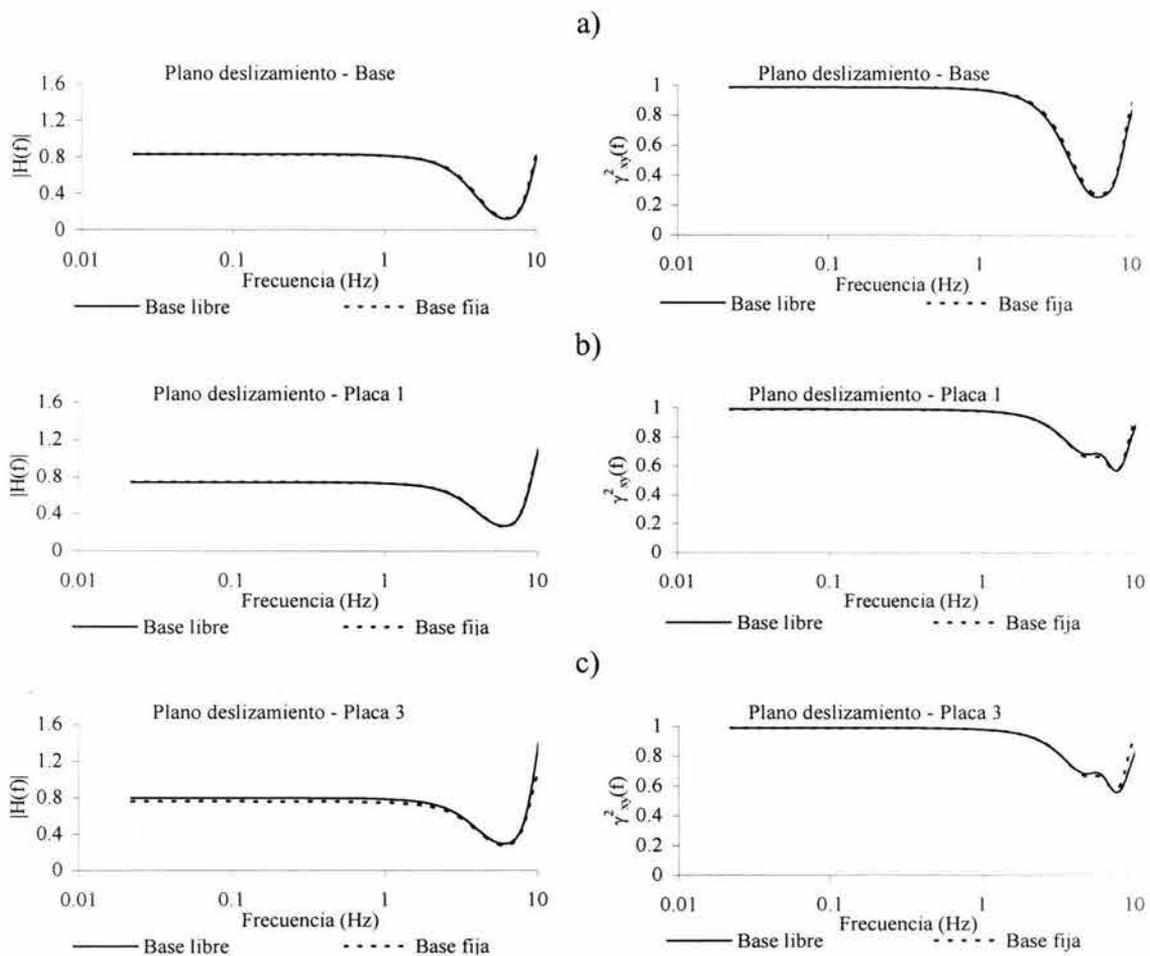


Figura 6.2. Funciones de transferencia y coherencia en los modelos de **base libre y fija**

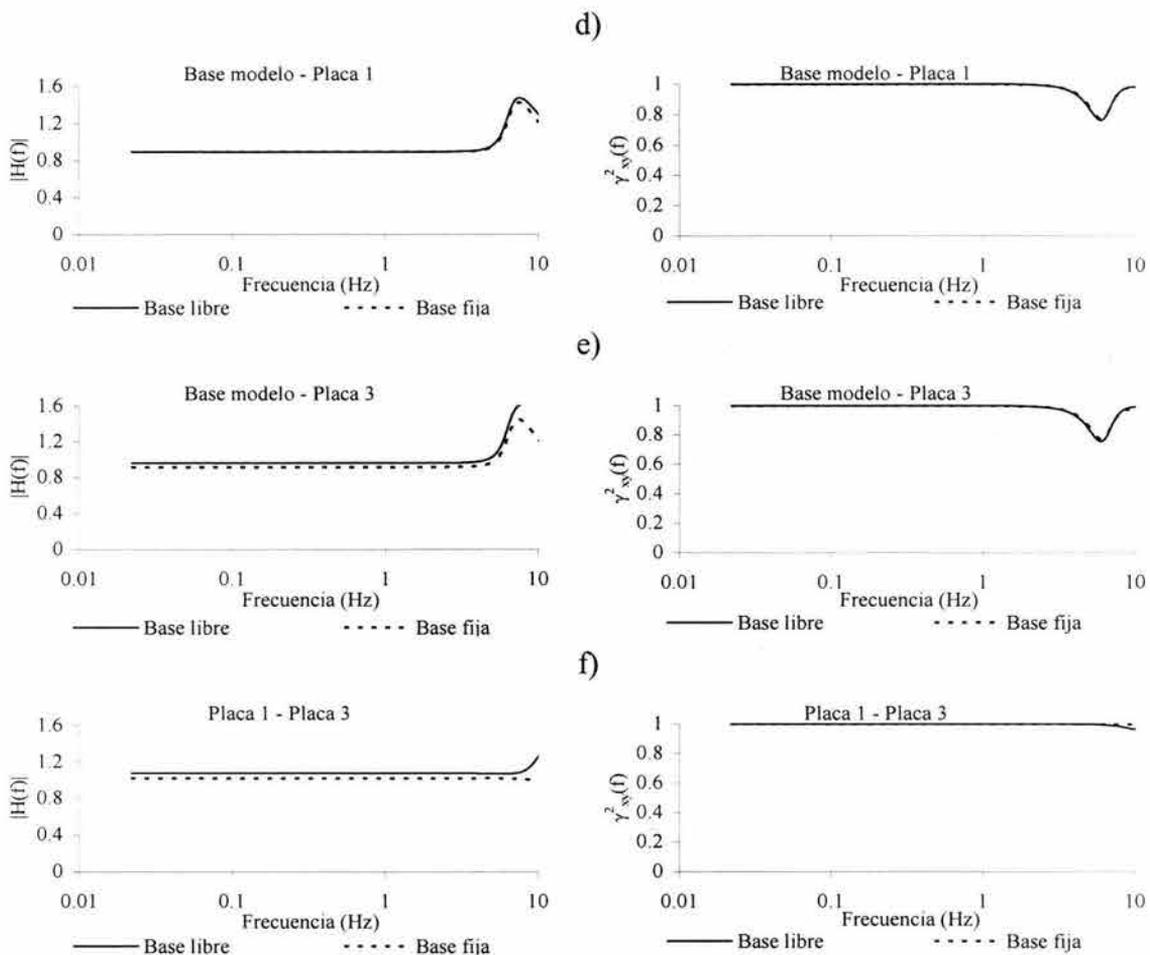


Figura 6.2 (cont.). Funciones de transferencia y coherencia en los modelos de **bases libre** y **fija**

Las funciones de transferencia y coherencia son calculadas entre todos los acelerómetros tal como se muestra en la Figura 6.2, tanto para los modelos de **base fija** como de **base libre**. Los cálculos se realizan hasta 10 Hz debido a que este es el rango de operación de los instrumentos. Ahora, analizando las funciones de transferencia se tiene que para las funciones relacionadas con el plano de deslizamiento (Figuras 6.2a, b y c), las frecuencias menores a 4 Hz presentan estabilidad, pero en el rango entre 4 y 10 Hz ocurre una atenuación de las frecuencias, esta situación es la misma tanto para **base fija** como para **base libre**. En las funciones de transferencia calculadas con los registros en la base del modelo (Figuras 6.2d y e) se observa el caso contrario, en el cual las frecuencias cercanas a 10 Hz presentan una amplificación y para la función de transferencia entre la placa 1 y 3 (Figura 6.2f) no se presenta modificación en la amplitud de las frecuencias, siendo estas dos situaciones similares en los modelos de **base libre** y **fija**. Esto indica que la interfaz entre el plano de deslizamiento y la base del modelo produce, en las frecuencias altas, una atenuación debido a la discontinuidad del medio. Dentro del modelo se presenta una tendencia a la amplificación, la cual está influenciada por la distribución de la masa, la continuidad y la homogeneidad del medio por el cual se transmite la vibración.

Sobre la función de coherencia se puede decir que los registros relacionados con el plano de deslizamiento (Figuras 6.2a, b y c), presentan disminución de la coherencia a partir de los 4 Hz, siendo este decremento mayor en la relación entre el plano de deslizamiento y la base del modelo (Figura 6.2a), para ambas condiciones de apoyo de los modelos. Los registros relacionados con la base del modelo (Figuras 6.2d y e) presentan una coherencia cercana a la unidad, a excepción de las frecuencias próximas a los 9 Hz. En la relación entre los registros de la placa 1 y 3 (Figura 6.2f) la coherencia es casi uno en todo el rango de frecuencias, lo mismo ocurre en ambos modelos. Con base en estos resultados se puede argüir que existe ruido externo producido por la interfaz y que la relación entre la excitación en el plano de deslizamiento y el registro en la base del modelo puede presentar una relación no lineal en los rangos de frecuencias altas. En cuanto al modelo en sí, se puede afirmar que no existen niveles de ruido externo considerables y que la relación entre los registros presenta una adecuada linealidad. Cabe anotar que el deslizamiento del modelo no modifica de manera apreciable a las funciones de transferencia y de coherencia de los registros.

También, es necesario realizar la comprobación sobre la influencia del transductor de desplazamiento lineal (Lvdt) en la respuesta del modelo en cada sentido de deslizamiento. Para esto, se realizan dos ensayos: en el primero, el modelo tiene adosado el Lvdt y en el segundo no.

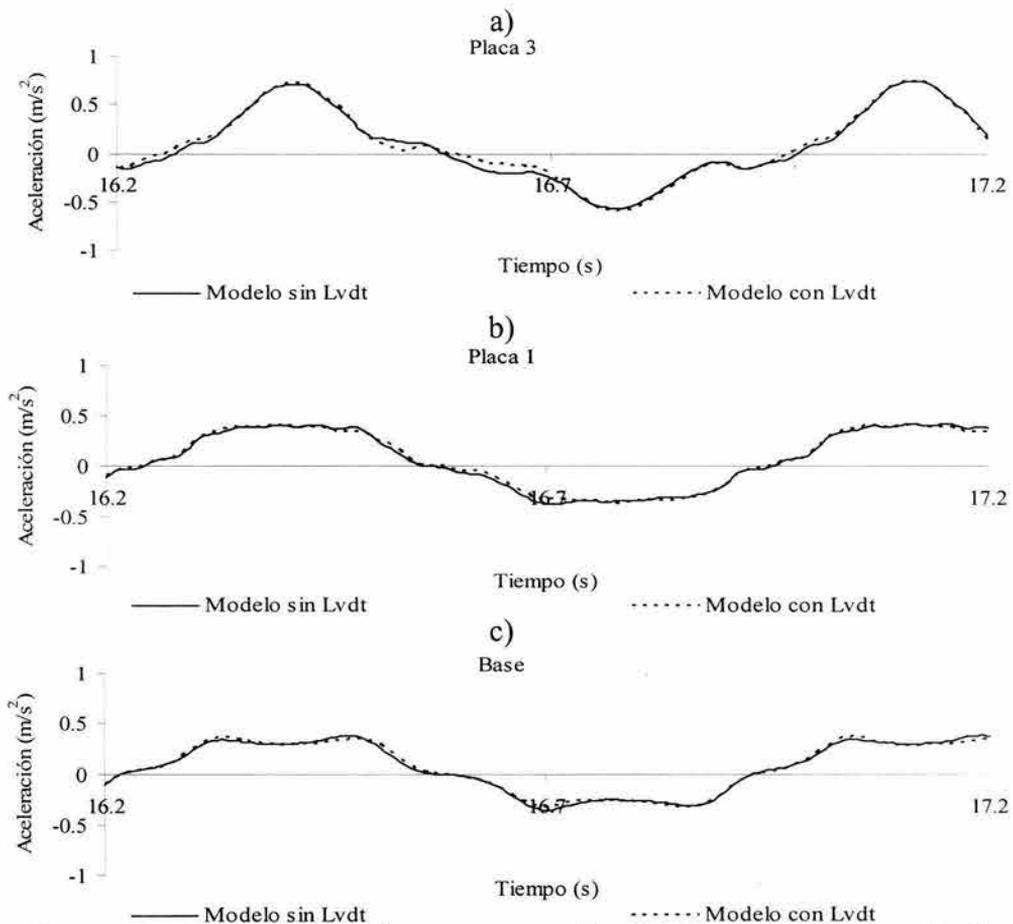


Figura 6.3. Registros de aceleraciones para los ensayos con el Lvdt y sin él

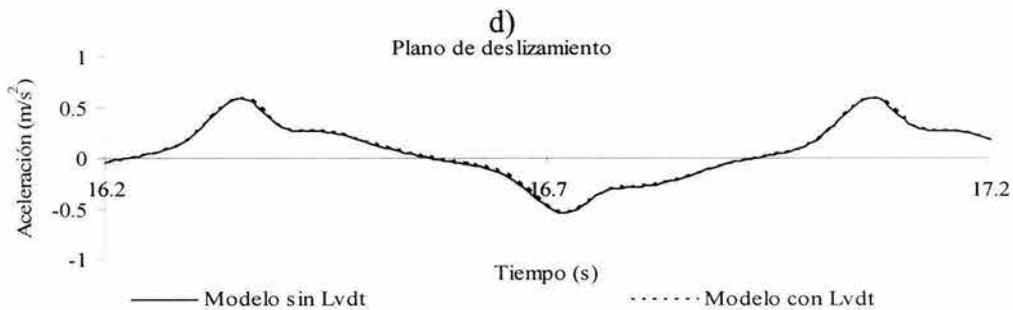


Figura 6.3 (cont.). Registros de aceleraciones para los ensayos con el Lvdt y sin él

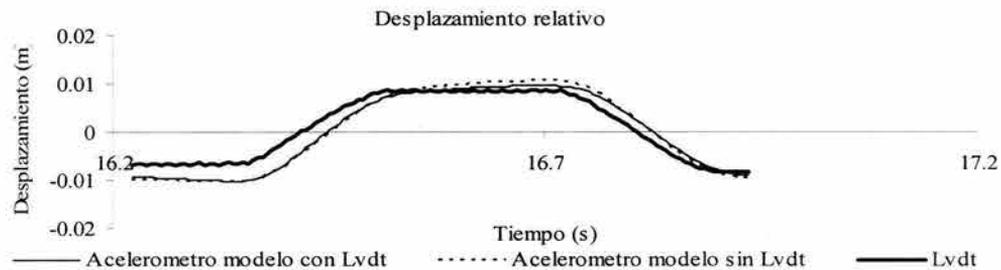


Figura 6.4. Registros de desplazamientos para los ensayos con el Lvdt y sin él

Las Figuras 6.3a a 6.3d, muestran que para ambos casos (con y sin el Lvdt) los registros de aceleraciones son esencialmente iguales, por lo que se puede concluir que el efecto del vástago del Lvdt no influye en la respuesta del modelo, en ninguno de los sentidos del movimiento. En la Figura 6.4 las historias de desplazamientos acumulados resultantes de la doble integración de las aceleraciones son básicamente idénticas en los dos casos. En cuanto al registro del Lvdt, presenta algunas diferencias con respecto a los desplazamientos calculados a partir de los acelerogramas a causa de dos factores principalmente. El primero tiene que ver con la sensibilidad de los instrumentos y su tiempo de respuesta, siendo los acelerómetros más sensibles y más rápidos en la respuesta, y el segundo factor tiene su origen en las aproximaciones numéricas asociadas con el proceso de doble integración.

Habiendo verificado la confiabilidad de los registros obtenidos en el modelo, se continúa con el estudio de la influencia de las condiciones de frontera (**bases fija y libre**) en la respuesta del **modelo de referencia**. Para realizar esta serie de análisis se trabaja tanto en el dominio del tiempo como en el de la frecuencia y se evalúa la cantidad de energía que pasa del plano de deslizamiento a la base del modelo a través de la interfaz, cuando el modelo desliza.

En la Figura 6.5 se presentan las historias de aceleraciones registradas en el plano de deslizamiento, la base del modelo y las placas 1 y 3, para los ensayos con **bases libre y fija**. La Figura 6.5d presenta las historias de aceleraciones registradas en el plano de deslizamiento, las cuales son la excitación del modelo. Primero, se observa que los registros indican claramente que esta aceleración se desvía apreciablemente de la señal senoidal generada por la computadora, aunque sigue siendo periódica. Esto se debe a que las servoválvulas (actuadores a base de aire comprimido) tienen limitaciones para responder en forma precisa a los comandos enviados por la computadora. En esta figura se tiene que para

ambas condiciones de frontera, las aceleraciones registradas en el plano de deslizamiento son casi idénticas. Esto indica que la excitación es (para todos los fines prácticos) la misma en ambos modelos y que las diferencias observadas en la respuesta del modelo, se deben primordialmente a la influencia de las condiciones de frontera en la base.

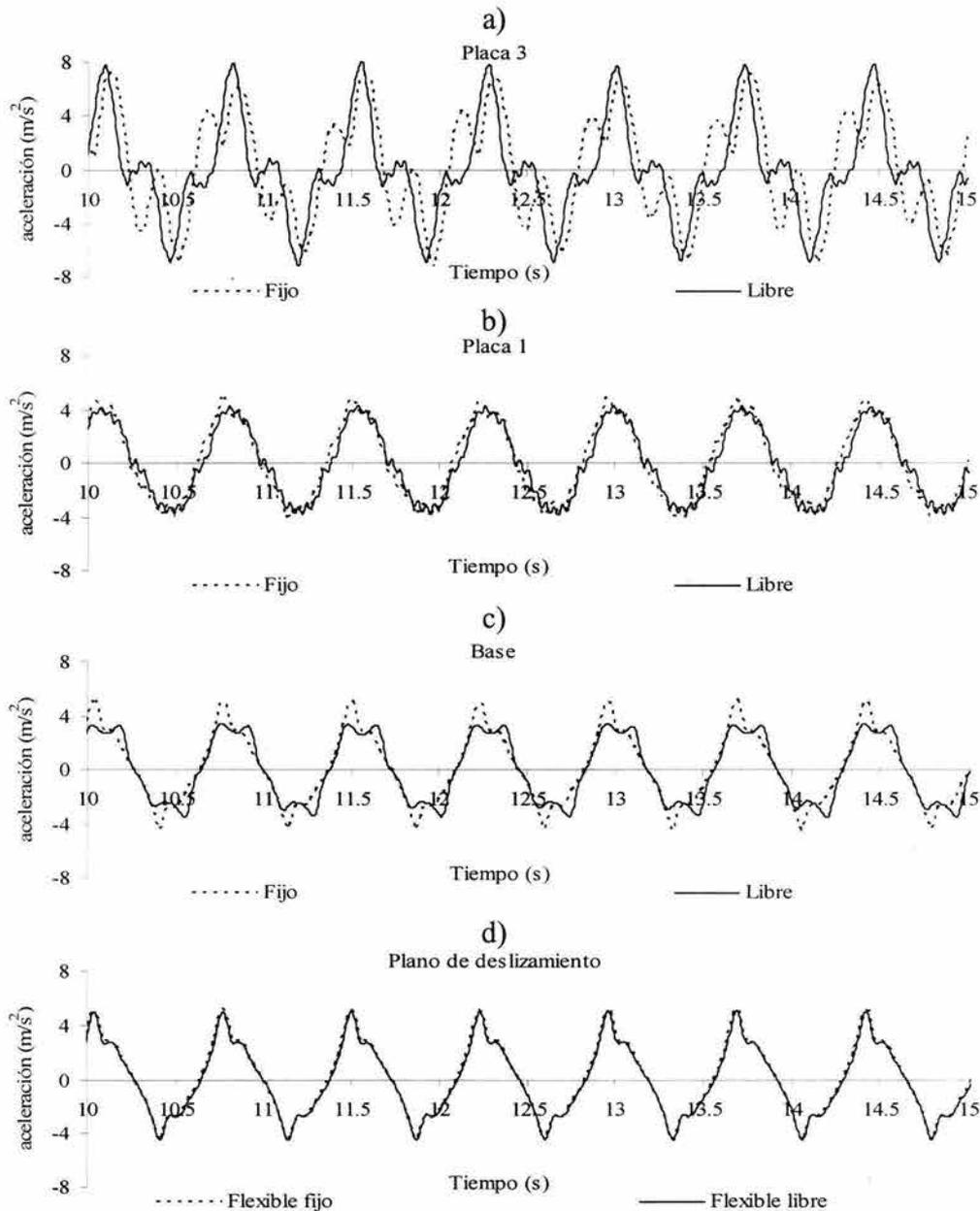


Figura 6.5. Aceleraciones resultantes en los modelos de **base libre** y **fija**

Habiendo concluido que las excitaciones de los dos modelos son iguales, se analizan los registros en la placa 3 (Figura 6.5a). Inicialmente, se observa el pico que aparece poco antes de la aceleración máxima en el modelo de **base fija** debido a la incidencia del segundo modo de vibración, el cual desaparece para el caso de **base libre** como consecuencia del deslizamiento. En este intervalo, en el modelo de **base libre** se presenta de forma sistemática que la aceleración de respuesta oscila unos instantes alrededor del eje de las

abscisas, probablemente debido a los efectos cinéticos (los cuales se analizarán más adelante) que aparecen cuando se inicia la fase de deslizamiento. Luego de que el efecto cinético desaparece, la aceleración retoma su tendencia hasta que inicia la acción del siguiente ciclo de deslizamiento, repitiéndose este comportamiento hasta el fin del ensaye.

En la placa 1 (Figura 6.5b) se presenta levemente la oscilación de la aceleración durante la fase de deslizamiento cinético. Se observa además, que el registro de aceleraciones es parecido en ambos modelos y que tienen una forma similar al de la excitación debido a la cercanía de la placa 1 con la base del modelo. Las historias de aceleraciones en la base del modelo (Figura 6.5c) muestran claramente el momento en el que ocurre el deslizamiento de éste. La aceleración de fluencia es del orden de  $3.5 \text{ m/s}^2$ , luego disminuye ligeramente y recupera prácticamente su valor inicial cuando el modelo comienza a detenerse, hasta que su movimiento se acopla, de nuevo, con el del plano de deslizamiento.

Otra alternativa para estudiar el efecto del deslizamiento en la respuesta del modelo es interpretar los resultados en el dominio de la frecuencia. Sin embargo, en el dominio del tiempo se aprecian mejor los efectos inducidos en el patrón de vibraciones del sistema, por lo que en este estudio sólo se harán las interpretaciones en el dominio del tiempo.

Un aspecto del problema que en investigaciones anteriores se ha soslayado, a pesar de su importancia, es el referente a la cuantificación de la energía que se transmite a través de la interfaz modelo-base, cuando el modelo se desliza. Por un lado, la excitación en el modelo disminuye y, por otro, su aceleración se incrementa debido al fenómeno cinético. La energía contenida en el modelo es directamente proporcional al producto de su masa (la cual permanece constante) multiplicada por el cuadrado de la velocidad resultante. Es importante tener en cuenta que la energía en la base del modelo es producto de la energía aportada por la excitación que atraviesa la interfaz de deslizamiento y la energía cinética.

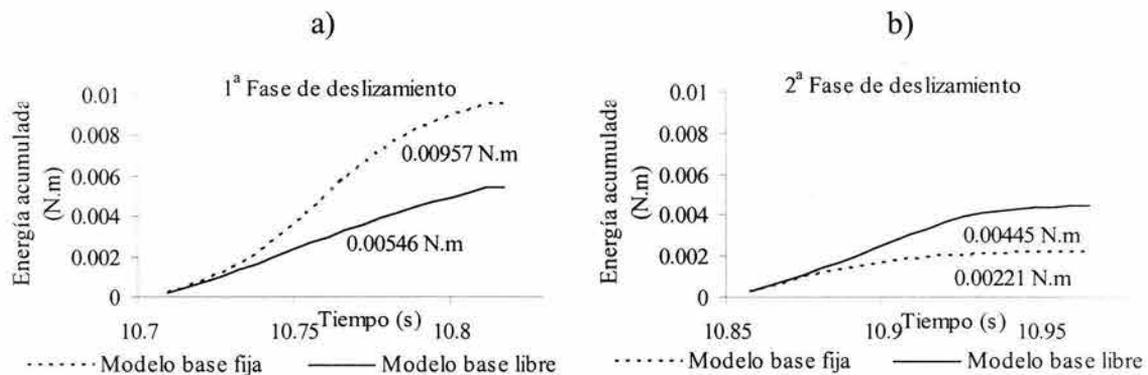


Figura 6.6. Variación de la energía en la base del modelo

Los componentes de las energías se representan por medio de dos gráficas. La primera de ellas corresponde al intervalo inicial de deslizamiento, en el cual la aceleración aportada por la excitación es mayor que la causada por efectos cinéticos (*1ª Fase de deslizamiento*) y la segunda al intervalo de deslizamiento en el cual la aceleración cinética es superior a la aportada por la excitación (*2ª Fase de deslizamiento*). Estas gráficas se encuentran definidas por la energía acumulada contra el tiempo y comparan la energía en la base del

modelo libre con la del modelo fijo. Los dos intervalos mostrados pueden no ser consecutivos, debido a que sólo se calcula la energía cuando los registros de aceleraciones presentan desacoplamiento. Evidentemente, para el caso de **base fija** la energía es totalmente proporcionada por la excitación.

Al analizar la *1ª fase de deslizamiento* (Figura 6.6a) se observa que el modelo de **base fija** tiene un 42.7% más de energía respecto de la calculada en el modelo de **base libre**. En la *2ª fase de deslizamiento* (Figura 6.6b) ocurre lo contrario, la energía calculada en el modelo de **base libre** es 50.4% mayor que la del modelo de **base fija**. Estos resultados plantean varias situaciones, la primera es que durante el desacoplamiento entre el modelo y el plano de deslizamiento, se produce una pérdida de energía debido a que la resistencia al esfuerzo cortante en la interfaz, entre los dos cuerpos, no es suficiente para transmitir al modelo toda la energía contenida en la excitación. La segunda, se refiere a la inversión de la relación de energías entre los dos cuerpos debido al efecto cinético, no queriendo decir con esto que se esté creando energía, simplemente que en la *2ª fase* domina la energía cinética. Esto se corrobora observando que entre las dos fases del deslizamiento sólo se presenta una disminución del 19% en la energía del modelo de **base libre**, mientras que la energía en el modelo de **base fija** presenta un decremento del 77%. Por otro lado se tiene que el modelo de **base libre** durante las dos fases de deslizamiento presenta una tasa de incremento de la energía acumulada muy similar, mientras que en el modelo de **base fija** dicha tasa presenta una disminución de 2.5 veces. Esto se explica porque en las dos fases de deslizamiento en el modelo de **base libre**, la aceleración resultante presenta pequeñas variaciones mientras que en el modelo de **base fija**, ésta sigue la firma de la excitación.

El último análisis del **modelo de referencia** consiste en tomar una ventana de tiempo de 1.1 s (10.2 s a 11.3 s) con el fin de estudiar en conjunto la relación existente entre los desplazamientos relativos, las velocidades y las aceleraciones registradas tanto en el plano de deslizamiento como en el modelo. Es importante aclarar que en este tipo de gráficas, el signo y el valor inicial del desplazamiento únicamente indican la posición en que se encuentra el modelo sobre el plano de deslizamiento, de acuerdo con la calibración del sensor de desplazamiento lineal (Lvdt).

En la Figura 6.7 se observa, inicialmente, que en términos generales se tiene un comportamiento cíclico, el cual se conserva hasta el final de la prueba. La historia de desplazamientos del modelo de **base libre** (Figura 6.7a) presenta una fase de acoplamiento entre el plano de deslizamiento y el modelo bien definida, la cual se presenta cuando la aceleración de la excitación del sistema no es suficiente para producir que las fuerzas actuantes sean mayores que las resistentes. Por otro lado, cuando ocurre el deslizamiento, éste se desarrolla en ambos sentidos, con la misma tasa de incremento e igual magnitud debido a la posición horizontal del plano de deslizamiento, a la periodicidad y simetría de la excitación. Entre los puntos A y E se presenta la respuesta calculada con el método de Newmark para un ciclo de deslizamiento; se observa en ésta que el desplazamiento relativo total es menos del 50% del medido en el laboratorio.

En el análisis de las historias de aceleraciones se tiene que la aceleración de la excitación es igual a la registrada en la base del modelo de **base fija**, debido a que se transmite toda la excitación a través de la interfaz y a que la base del modelo es rígida. En la Figura 6.7c, se

tiene que en el punto A, la aceleración del plano de deslizamiento (excitación) supera a la aceleración de fluencia del modelo, iniciándose el desplazamiento relativo entre ambos. En este punto comienza la variación de la excitación en el modelo de base libre, debido a que el esfuerzo cortante en la interfaz no es suficiente para transmitirla al 100%. Entre los puntos A y el B se presenta una clara diferencia en la aceleración transmitida a través de la interfaz, la cual crece, hasta que la excitación alcanza su máximo. Los desplazamientos relativos entre ambos cuerpos son prácticamente nulos en la Figura 6.7a debido a la relativamente baja resolución del Lvd. Sin embargo, dicho deslizamiento se puede apreciar en la historia de velocidades de los dos cuerpos, los cuales se desplazan diferencialmente.

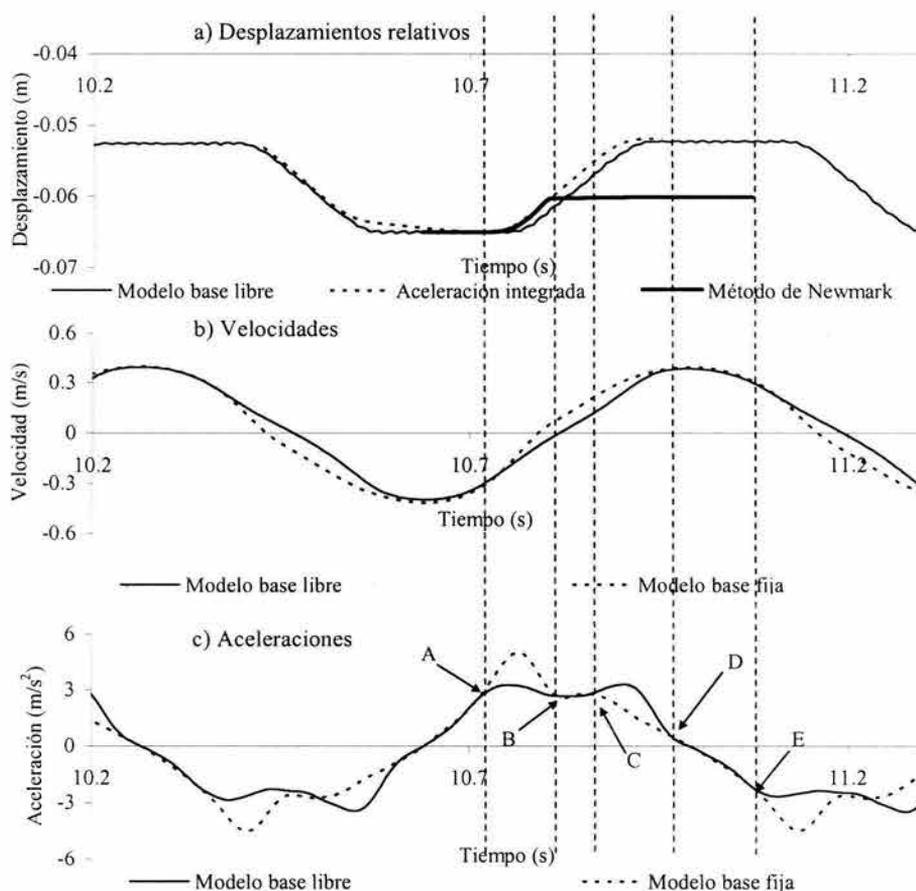


Figura 6.7. Registros de aceleración, velocidad y desplazamiento en los modelos de **base libre y fija**

Luego se presenta una zona (entre los puntos B y C) en la que las aceleraciones de los modelos de **base fija y libre** se asemejan y se produce además el cruce de ambas aceleraciones. El cuerpo continúa deslizándose (nótese el diferencial en las velocidades y la tasa de desplazamientos, Figuras 6.7a y b) debido a la acción de las fuerzas inerciales. Después, entre los puntos C y D se presenta un nuevo desacoplamiento de las aceleraciones, al producirse un cambio en la pendiente de la excitación (desaceleración), pero el modelo tiende a mantener y a incrementar levemente su aceleración por unos instantes más. Es aquí donde se presenta el efecto de la aceleración cinética. Cuando ésta alcanza su máximo, los desplazamientos relativos vuelven a ser pequeños hasta que se

produce nuevamente el acoplamiento de los cuerpos (punto D). En el punto E comienza nuevamente otro ciclo de desplazamiento de similares características.

Como se ha observado, la condición de apoyo del modelo define el porcentaje de la excitación que pasa a éste durante la fase de deslizamiento. Esta condición se encuentra influenciada principalmente por las fuerzas inerciales resultantes en la estructura y por el coeficiente de fricción que se genera entre los materiales en contacto, el cual depende a su vez de la velocidad de deslizamiento y de la distancia recorrida. Debido a esto, en los modelos ensayados se utilizan los mismos materiales en la interfaz de deslizamiento para reproducir lo mejor posible las condiciones de frontera. En adelante, partiendo del modelo con **base libre (modelo de referencia)**, se evalúan los efectos de las variables mencionadas al inicio de este capítulo.

### 6.1.2 Análisis del efecto de la configuración del modelo

Para estudiar el efecto de la configuración se utiliza el modelo de placas rectangulares descrito en el Capítulo 4. Éste, al estar construido con cuatro varillas de acero colocadas cerca de las esquinas, tiene un movimiento traslacional, mientras que el **modelo de referencia** tiene desplazamientos traslacionales en la base del modelo y rotacionales en la parte superior, cuya trayectoria se puede considerar como un segmento de arco de radio igual a la longitud total de la varilla con un centro de giro ubicado en la base del modelo.

#### Modelo de Placas Rectangulares

El modelo analizado está conformado por una base rígida, igual a la del **modelo de referencia**, y tres placas de aluminio rectangulares. Se colocan acelerómetros en la base, en las placas 1 y 3, y en el plano de deslizamiento. La placa 1 se ubica a una altura de 16.2 cm sobre la base del modelo, la placa 2 a una altura de 8.1 cm sobre la placa 1 y la placa 3 a 23.5 cm sobre la placa 2 (Figura 6.8). El plano de deslizamiento es horizontal y se induce una excitación armónica de 1.4 Hz.

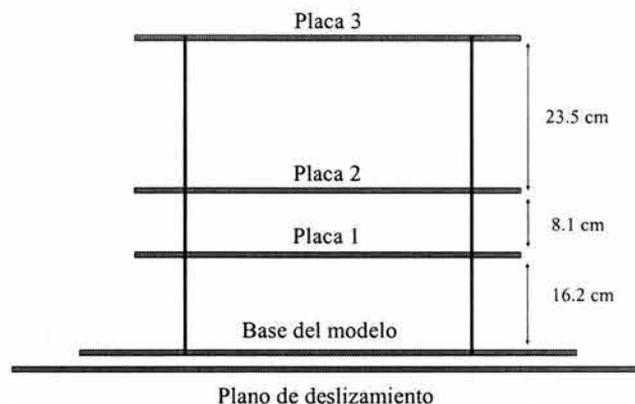


Figura 6.8. Representación esquemática del modelo

Para el análisis de los resultados obtenidos en este ensaye, se sigue una metodología similar a la usada en el caso del **modelo de referencia**, en cuanto a que se realizan dos tipos de pruebas, una con **base fija** y otra con **base libre** (casos 1 y 2 respectivamente, Tabla 6.1).

Con base en los registros, mediante el cálculo de las funciones de transferencia y de coherencia, se verifica que el modelo se comporte de una manera adecuada que permita su comparación con los otros modelos. También se analiza las variaciones de la aceleración de respuesta en el dominio del tiempo y de la frecuencia debidas al deslizamiento. Después se continúa con la comparación de las historias de aceleraciones, de la energía transmitida y del efecto cinemático, obtenidos en los modelos de placas rectangulares y de referencia.

Para el análisis del modelo en sí, se calculan las funciones de transferencia y coherencia entre todos los registros obtenidos (Figura 6.9).

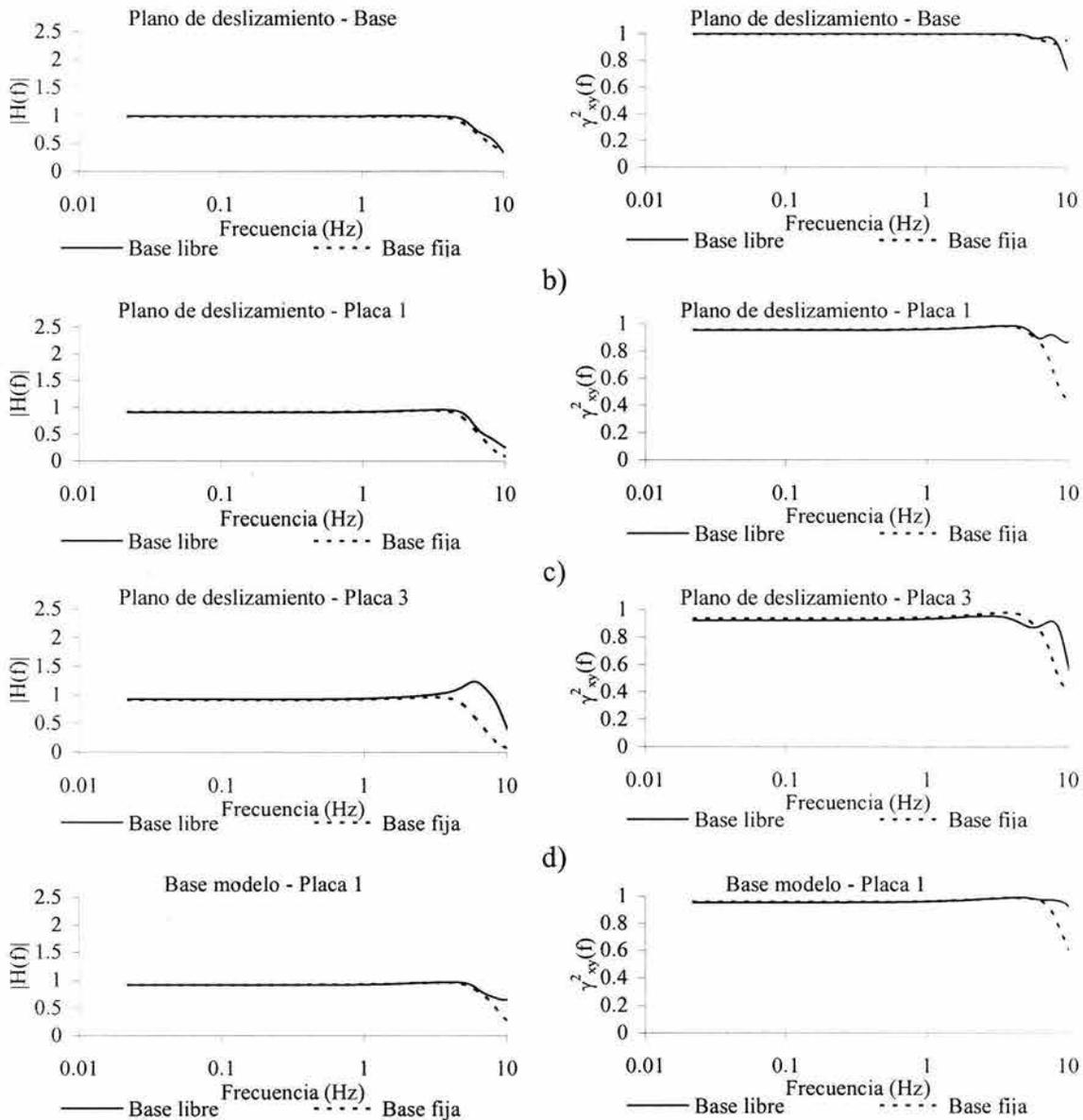


Figura 6.9. Funciones de transferencia y coherencia en los modelos de **base libre y fija**

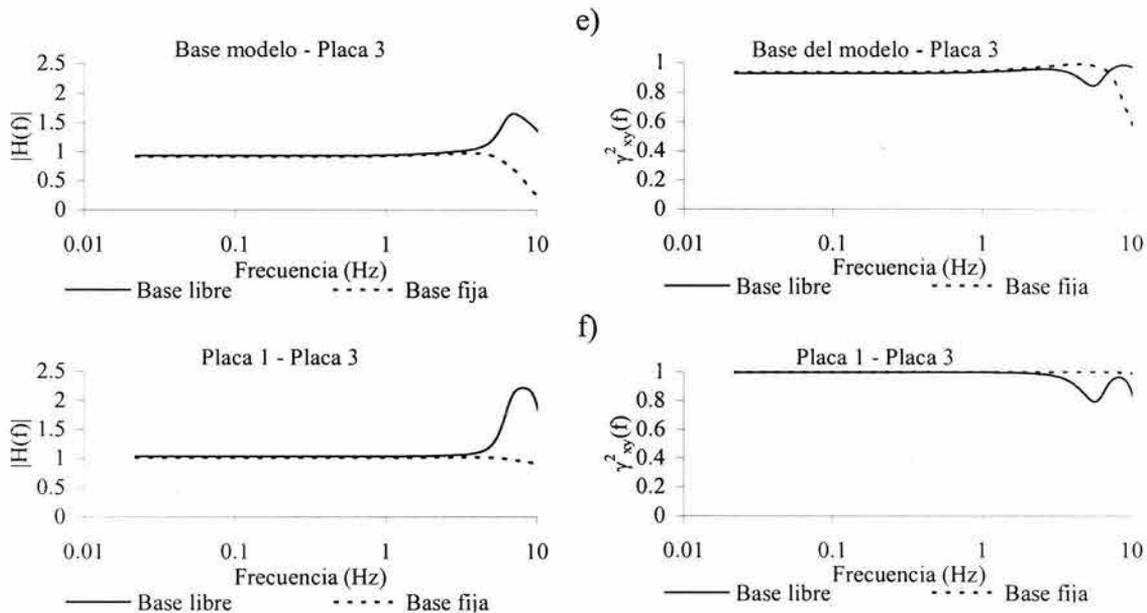


Figura 6.9 (cont.). Funciones de transferencia y coherencia en los modelos de **base libre** y **fija**

Las funciones de transferencia relacionadas con el plano de deslizamiento (Figuras 6.9a, b y c) presentan que en el rango comprendido hasta los 4 Hz existe estabilidad y en las frecuencias superiores las funciones con respecto a la base y a la placa 1 muestran atenuación. El comportamiento es similar en los dos casos (**base fija** y **libre**). Mientras que en la función relacionada con la placa 3, el comportamiento del sistema después de los 4 Hz difiere en el modelo de **base libre**, presentando una leve amplificación para luego tender a atenuarse. Las funciones de transferencia relacionadas con la base del modelo (Figuras 6.9d y e) presentan un comportamiento similar a las anteriores. En cuanto a la función calculada respecto a la placa 1, se observa que es estable hasta los 4 Hz y de ahí en adelante tiende a atenuarse, siendo el comportamiento similar en ambos modelos. En la placa 3 se presenta nuevamente una amplificación posterior a los 4 Hz. La función de transferencia entre las placas 1 y 3 (Figura 6.9f) muestra una mayor amplificación en el rango de frecuencias comprendido entre los 4 y 10 Hz, en el modelo de **base libre**. El análisis de estas funciones lleva a pensar que la placa 3, debido a la conformación del modelo y a su ubicación en el extremo superior, es influenciada por las altas frecuencias generadas por el desplazamiento del modelo, las cuales se van amplificando a medida que la vibración se propaga a lo largo de éste.

Las funciones de coherencia calculadas respecto al plano de deslizamiento (Figuras 6.9a, b y c) indican que en el rango de frecuencias hasta los 4 Hz la coherencia es casi 1. En las frecuencias siguientes se registra una disminución, en especial en el modelo de **base libre**. En los análisis con respecto a la base (Figuras 6.9d y e), la coherencia continua ubicándose cerca de la unidad en ambos casos, pero en el caso del modelo de **base fija** se registra una disminución en las frecuencias superiores a los 7 Hz. Por último, en el caso de las placas 1 y 3 se tiene que la coherencia es cercana a la unidad, excepto después de los 7 Hz, en el caso del modelo de **base libre**.

Al observar estas funciones de coherencia se encuentra, al igual que lo planteado en las funciones de transferencia, que la placa 3 en el modelo de **base libre** sufre modificaciones en su respuesta debido al ruido externo que se genera por el deslizamiento del modelo y que es amplificado a lo largo de éste. Con los resultados obtenidos del cálculo de las funciones de transferencia y coherencia, se puede afirmar que este tipo de modelo presenta estabilidad en sus respuestas y son similares a las del **modelo de referencia**, por lo que se consideran adecuadas para realizar análisis comparativos con tal modelo.

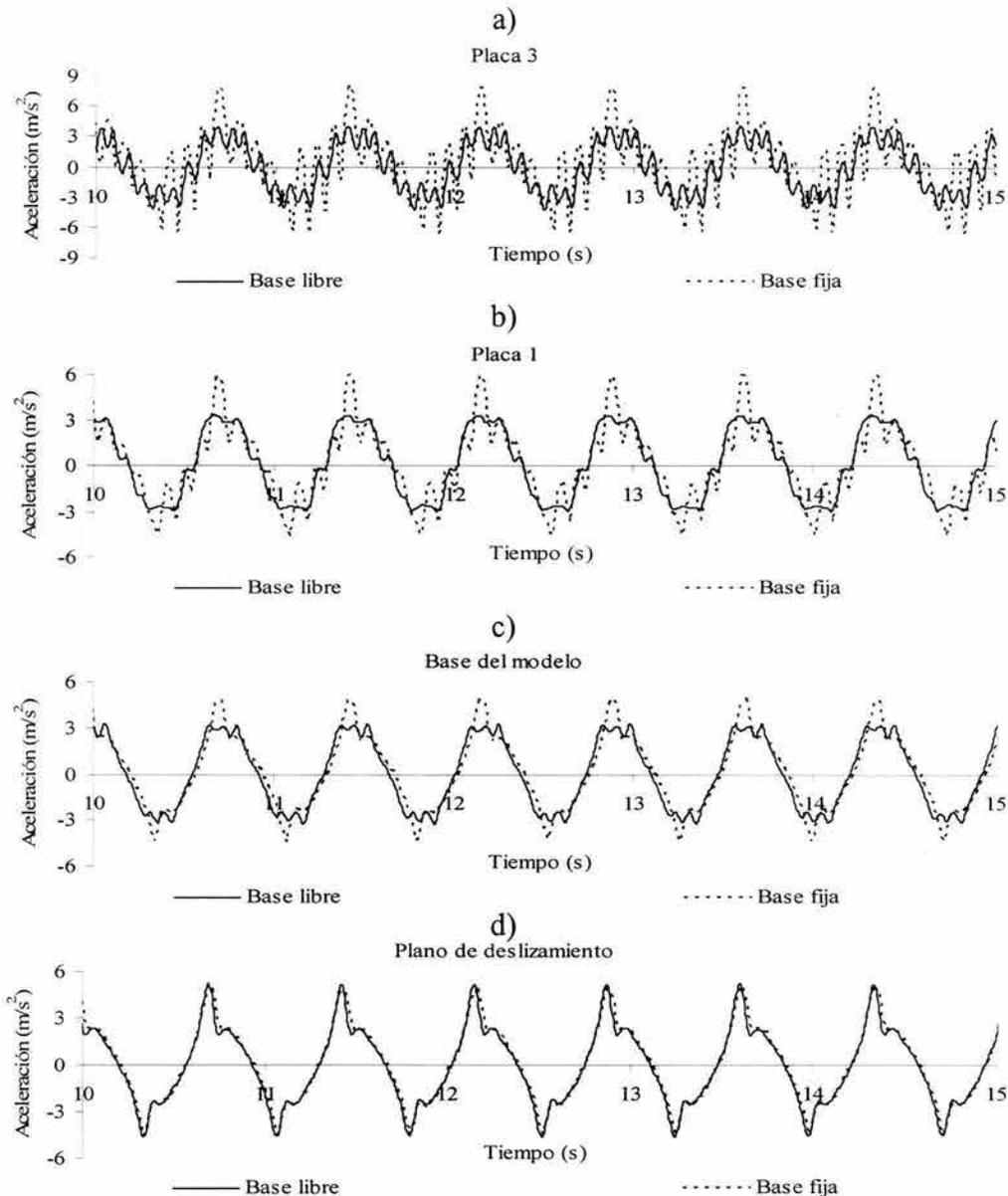


Figura 6.10. Aceleraciones resultantes en el modelo de placas rectangulares

Para el análisis del deslizamiento del modelo, se parte de la base de que la excitación (Figura 6.10d) en los dos modelos (**bases fija y libre**) es la misma. La aceleración registrada en la placa 3 (Figura 6.10a) en ambos modelos presenta la influencia de frecuencias altas. Estas frecuencias hacen que aparezcan irregularidades a lo largo de cada

ciclo. En el caso del modelo de **base fija**, las irregularidades sufren una amplificación y presentan en el sentido positivo de la aceleración un máximo definido, mientras que en el sentido negativo no es tan claro este máximo. Se observa que debido al deslizamiento se induce un efecto de suavizado de los picos en la historia de aceleraciones y también uno que causa un aplanamiento del registro en la fase de deslizamiento, tal como ocurre en el **modelo de referencia** (Figura 6.5a). Esto se presenta porque sólo parte de la excitación está siendo transmitida al modelo. La tendencia de la aceleración en ambos casos es la misma. En la placa 1 (Figura 6.10b) se observa que para el caso del modelo con **base fija** se presenta el mismo número de picos que en la Figura 6.10a pero con menor amplificación. En el sentido positivo, la aceleración máxima se presenta mejor definida, lo que plantea que algún detalle de la construcción del modelo causa esta leve asimetría. La historia de aceleraciones para el modelo de **base libre** ya no presenta irregularidades y el registro se asemeja al de la base del modelo (Figura 6.10c) debido a la rigidez del sistema. En la Figura 6.10c se aprecia un desfase entre la aceleración del modelo de **base libre** respecto al de **base fija** debido a las fuerzas inerciales y a la flexibilidad de la estructura. También se presenta un leve cambio de pendiente en el intervalo que comprende el eje de las abscisas.

En lo que sigue se comparan las historias de aceleraciones, velocidades y desplazamientos, las variaciones en el efecto cinético y la energía en la respuesta del modelo de placas rectangulares y del **modelo de referencia**.

En la Figura 6.11, se parte de la comparación de los registros de excitación de los modelos de **base libre** (Figura 6.11d), en los cuales se observa que presentan similitud y por lo tanto se pueden comparar los resultados obtenidos. Los registros en la placa 3 (Figura 6.11a) presentan claras diferencias respecto a la influencia del deslizamiento. Mientras el **modelo de referencia** presenta un pico en la aceleración, el modelo de placas rectangulares presenta una meseta (con oscilación) bien definida. Esto es consecuencia de la rigidez global del sistema y de que en este punto del modelo es más evidente el cambio en los componentes rotacionales y traslacionales.

En la placa 1 (Figura 6.11b) se presenta una tendencia de aceleración similar entre ambos modelos, teniendo en cuenta que en el **modelo de referencia** no es tan marcada la fase de deslizamiento, la cual se encuentra claramente definida por una meseta en el modelo de placas rectangulares. También, se evidencia un retraso mayor en la respuesta del **modelo de referencia**, debido a su mayor flexibilidad. Para ambos modelos la zona de oscilación de la aceleración por efecto cinético se presenta de manera similar (alrededor del eje de las abscisas), mostrando que para los dos casos la ocurrencia de ésta, es independiente de la configuración del modelo. Por último, en la base del modelo (Figura 6.11c) se tiene que la respuesta cinética en el **modelo de referencia** se prolonga por más tiempo (este aspecto se analizará más adelante) y en general la tendencia de ambos registros es similar.

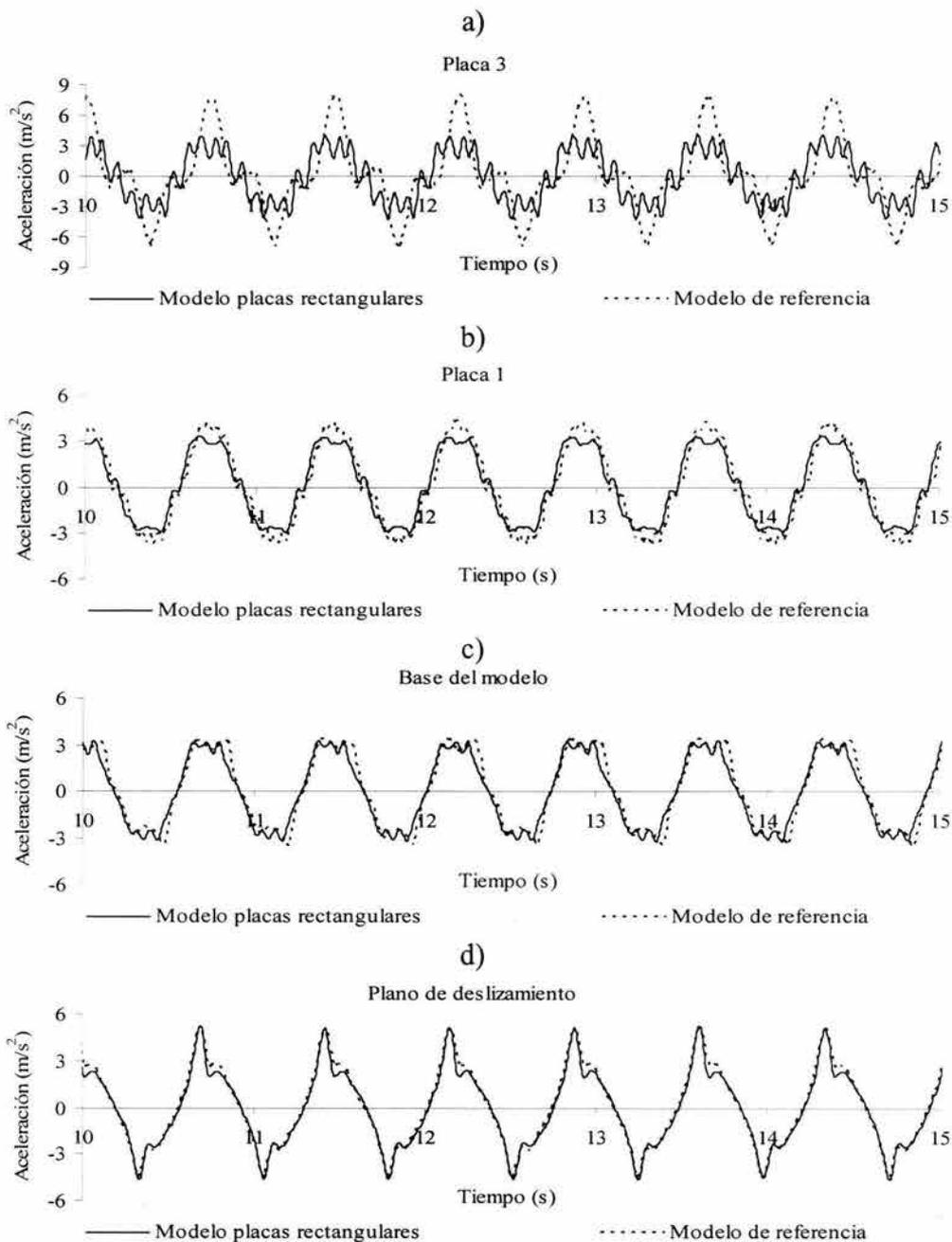


Figura 6.11. Aceleraciones resultantes en los modelos de placas rectangulares y de referencia para **base libre**

En las Figuras 6.12 y 6.13 se presentan las historias de energías para un ciclo de deslizamiento equivalente en los dos modelos. En el modelo de placas rectangulares, en la *1ª fase de deslizamiento* (Figura 6.12a), la pérdida de energía acumulada es de 53.5% y en la *2ª fase de deslizamiento* (Figura 6.12b), la energía acumulada en el modelo es 42.7% mayor respecto a la de la excitación, debido al efecto cinético. Al comparar estos resultados con los presentados en el **modelo de referencia** se tiene que para la *1ª fase de deslizamiento* (Figura 6.13a), en el modelo de placas rectangulares la pérdida de energía acumulada es 10.8% mayor respecto a la del **modelo de referencia**. La *2ª fase de*

*deslizamiento* en el **modelo de referencia** (Figura 6.13b) presenta un incremento de energía acumulada 17.5% mayor que el modelo de placas rectangulares.

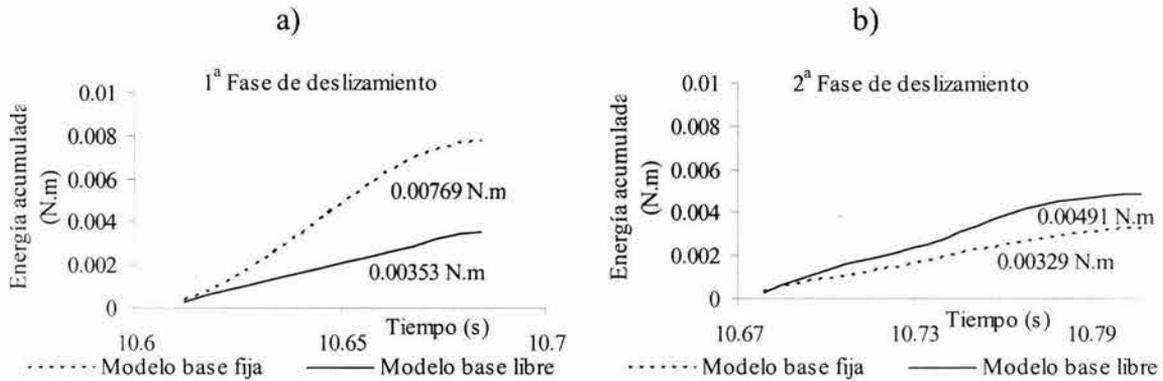


Figura 6.12. Variación de la energía en el modelo de placas rectangulares

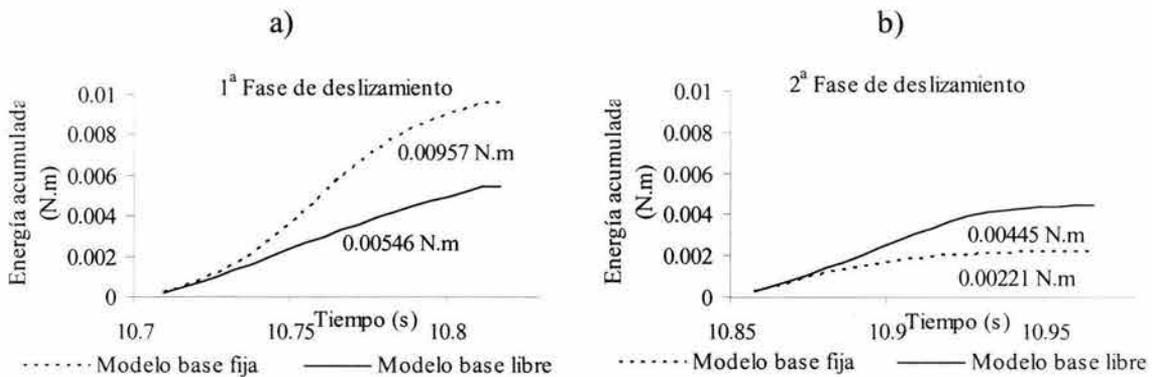


Figura 6.13. Variación de la energía en el **modelo de referencia**

La relación energética entre las respuestas de los modelos muestra que la configuración influye en la medida en la cual el **modelo de referencia**, al presentar menor restricción al desplazamiento (traslacional y rotacional) de las placas 1 a 3, permite que se presenten mayores amplificaciones en las aceleraciones resultantes en dichas placas y como consecuencia, el aporte de las fuerzas inerciales sea mayor. Por lo tanto, la energía calculada en la base del modelo es superior a la del modelo de placas rectangulares. Hay que tener en cuenta como ya se mencionó, que la energía en la base del modelo es la resultante del porcentaje de la excitación que pasa la interfaz de deslizamiento y del aporte inercial de las placas superiores debido al deslizamiento del modelo.

El análisis final de los resultados de este ensaye, corresponde al estudio de las respuestas relacionadas y la incidencia de los efectos cinéticos en ambos modelos. Analizando la Figura 6.14a, se observa que los ciclos de desplazamiento no coinciden, presentando un desfase de 0.02s aproximadamente. En cuanto a la magnitud de los desplazamientos en el **modelo de referencia** son 21% mayores respecto a los de las placas rectangulares. En la Figura 6.14b se observa que las velocidades se desacoplan cuando empieza el deslizamiento del modelo y que sólo se vuelven a acoplar cuando ha desaparecido el efecto de la aceleración cinética en los dos modelos.

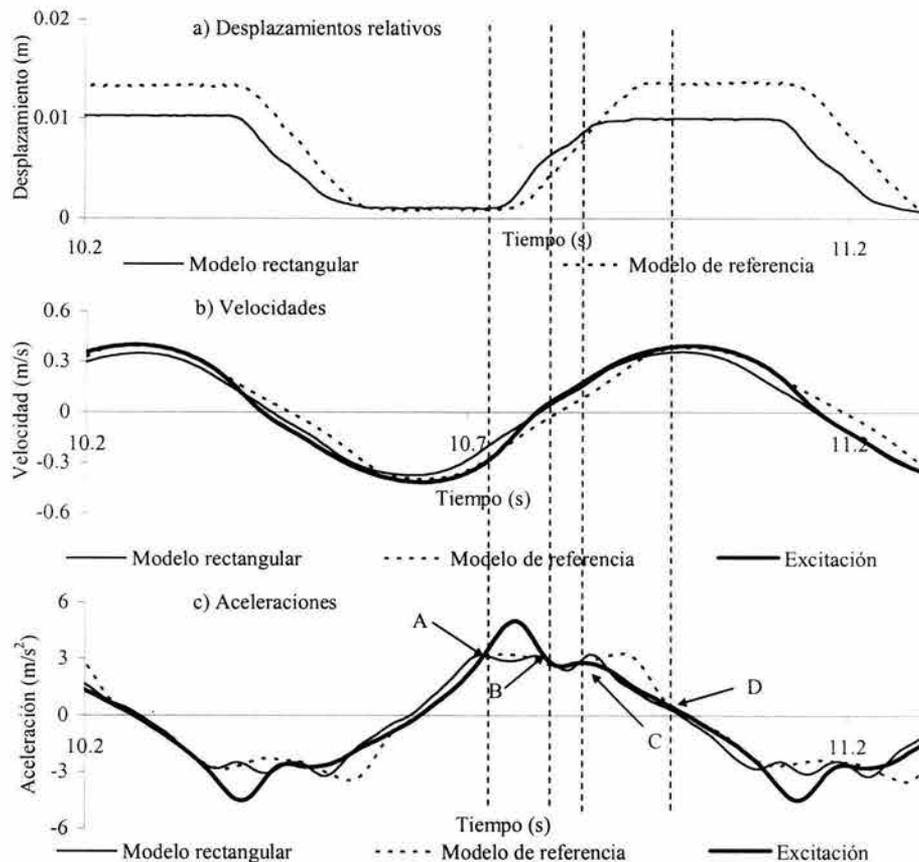


Figura 6.14. Registros de aceleración, velocidad y desplazamiento en el modelo de **base libre**

En la Figura 6.14c se observa que la aceleración en la fase de desplazamiento inicial (puntos A - B) presenta similitud en cuanto a duración y magnitud. La fase cinética (puntos C - D) muestra una incidencia mayor en el **modelo de referencia**, debido a la influencia que tiene la flexibilidad de la estructura, la cual hace que en este caso se conserve por más tiempo la aceleración resultante (que favorece al desplazamiento) en cada una de las masas y se presente una mayor amplificación.

Con base en lo observado, se puede concluir que la configuración juega un papel importante que debe ser tomado en cuenta a la hora de definir la forma del modelo del talud para la realización de los análisis de estabilidad, debido principalmente a la variación en la magnitud y duración de la fase cinética. Lo cual se puede traducir en diferencias importantes en la magnitud de los desplazamientos, pudiendo convertir un diseño de un talud relativamente seguro en otro que no lo sea.

### 6.1.3 Análisis del efecto de la distribución de la masa

En los siguientes dos ensayos se utiliza nuevamente el modelo compuesto por placas de aluminio cilíndricas. Para analizar el efecto de la distribución de la masa se adopta una metodología que consiste en variar la altura de la placa 2. Para esto, se toma la distancia comprendida entre las placas 1 y 3, y se divide en tres segmentos. El primer segmento de

abajo hacia arriba se ha denominado tercio inferior (8 cm de separación entre la placa 1 y la 2, Figura 6.1) y es el correspondiente al *Modelo de Referencia*. Para los dos casos que se van a considerar, la placa 2 se ubica a 16 cm y 24 cm de distancia respecto de la placa 1, quedando de esta manera definidos el *Modelo Tercio Medio* y el *Modelo Tercio Superior*, respectivamente. Esta denominación se utilizará en adelante para ambos modelos.

La importancia del estudio de la distribución de la masa en los análisis de estabilidad de una geoestructura, está directamente asociada con el nivel de incertidumbre que existe en la determinación de la estratificación en un talud natural y del peso específico de los materiales que conforman dicho talud. Con estos dos modelos se evaluará el efecto potencial de la distribución de la masa en su respuesta.

### Modelo tercio medio

En este ensaye se usa el modelo de placas circulares (Figura 6.15) colocando la placa 2 a 16 cm sobre la placa 1. La superficie de deslizamiento permanece horizontal y se aplica una excitación armónica de 1.4 Hz. El modelo corresponde al caso 81 (Tabla 6.1).

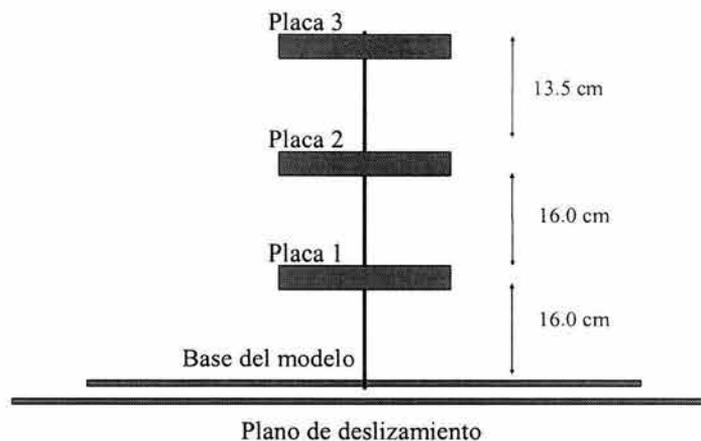


Figura 6.15. Representación esquemática del modelo

Debido a su mayor relevancia en la práctica profesional, en adelante sólo se presentarán los resultados de los análisis de los modelos de **base libre** y se hará énfasis en el estudio del efecto del deslizamiento en su respuesta.

La Figura 6.16 presenta, con fines de comparación, los registros de las aceleraciones en las placas 1 y 3, en la base del modelo y la excitación en el *modelo del tercio medio* y en el de **referencia**. La Figura 6.16d sirve de punto de partida para el análisis de la relación entre las aceleraciones resultantes en los dos modelos, esta figura muestra que las excitaciones son iguales y por lo tanto los resultados son susceptibles de comparación. La Figura 6.16a presenta, para el *modelo del tercio medio*, la respuesta en la placa 3. En ella aparece un pico bien definido para la aceleración máxima y una serie de oscilaciones en torno del eje de las abscisas. También se tiene una ligera atenuación en la magnitud de la aceleración. Las respuestas de los dos modelos son similares. La placa 1 (Figura 6.16b) sigue una tendencia semejante a la del **modelo de referencia** y presenta un registro un poco más suavizado. En

la base del modelo (Figura 6.16c) la respuesta es la misma, para fines prácticos, salvo leves ampliaciones en las mesetas del registro obtenido en el **modelo de referencia**, las cuales se deben probablemente a que el efecto *stick-slip* es más relevante.

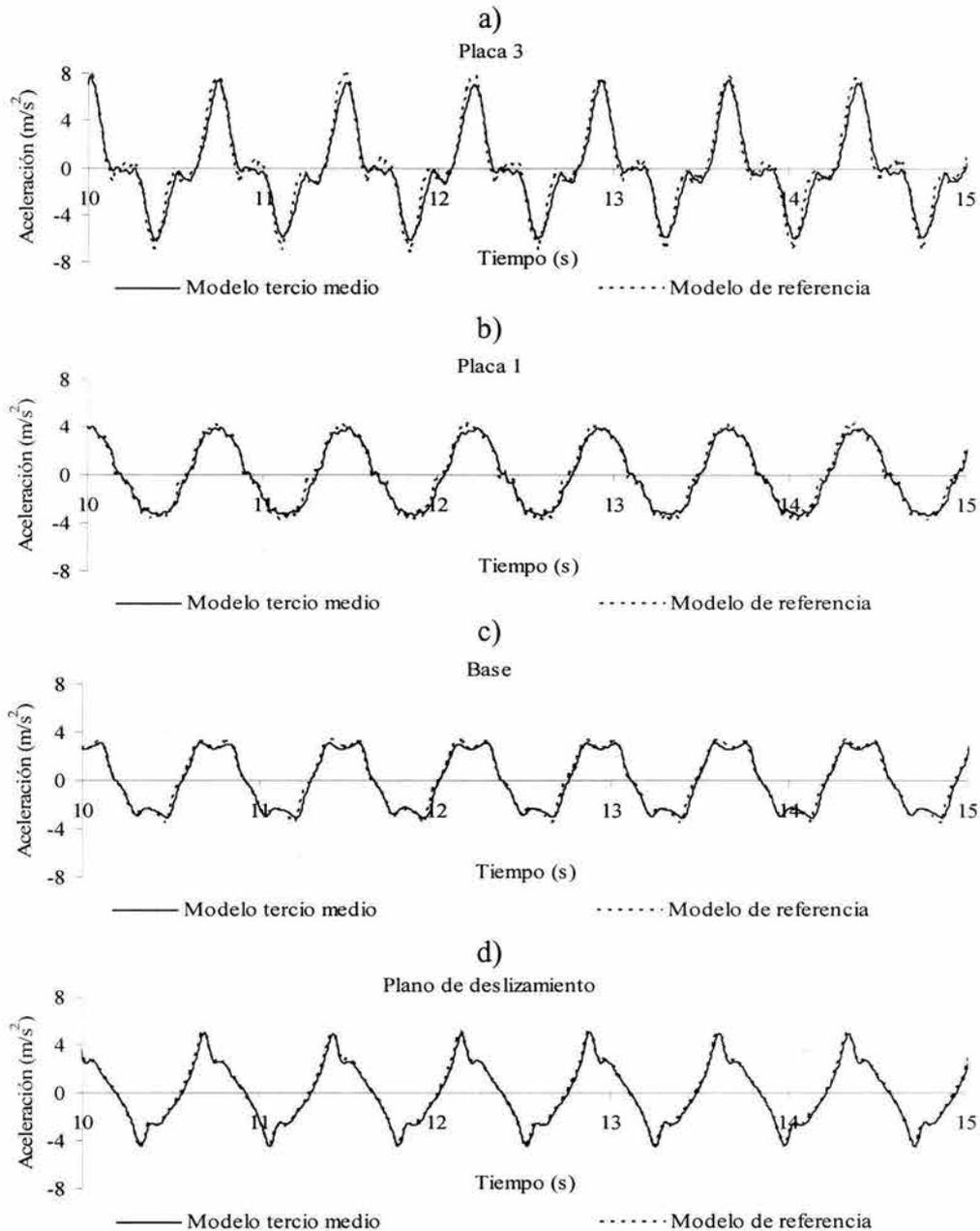


Figura 6.16. Aceleraciones resultantes

Las Figuras 6.17a y 6.18a exponen la variación de la energía que se disipa en la *1<sup>a</sup> fase de deslizamiento*. La correspondiente a la del *tercio medio* es 4% menor que la del **modelo de referencia**. En la *2<sup>a</sup> fase de deslizamiento* esta diferencia es de únicamente 0.12% entre estos dos modelos. Los resultados presentados muestran que la variación de la posición de la placa 2 no influye de manera importante en la magnitud de energía transmitida a través de

la interfaz. Respecto a las energías cinéticas, las magnitudes en ambos modelos son semejantes.

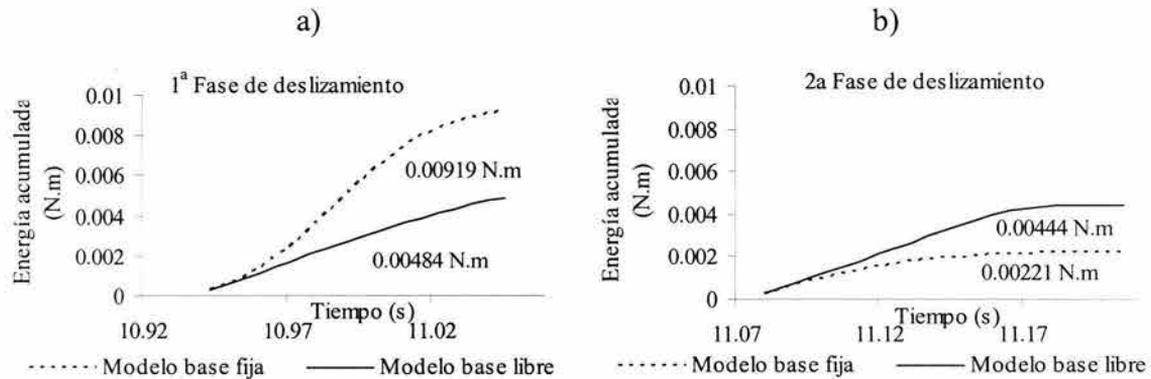


Figura 6.17. Variación de la energía en el *modelo tercio medio*

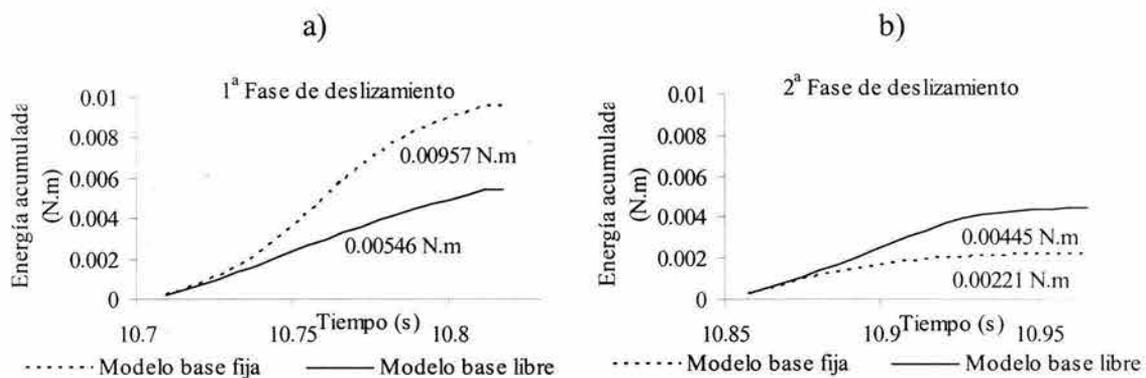


Figura 6.18. Variación de la energía en el **modelo de referencia**

Por último, las respuestas se relacionan con el fin de evaluar el efecto de la aceleración cinética (Figura 6.19). La Figura 6.19a presenta una leve diferencia en la magnitud de los desplazamientos del orden del 4% entre el *modelo tercio medio* y el **modelo de referencia**. En la Figura 6.19b se muestran las historias de velocidades, las cuales son prácticamente iguales y en la Figura 6.19c se observa que las aceleraciones resultantes en los dos modelos son similares. Las leves diferencias entre ellas causan la variación observada en la magnitud de los desplazamientos. Aunque los cambios registrados son pequeños, es importante tener en cuenta las dimensiones del modelo, con lo cual se advierte que la distribución de la masa sí puede afectar la respuesta. En el caso del *modelo tercio superior* se corrobora esta observación.

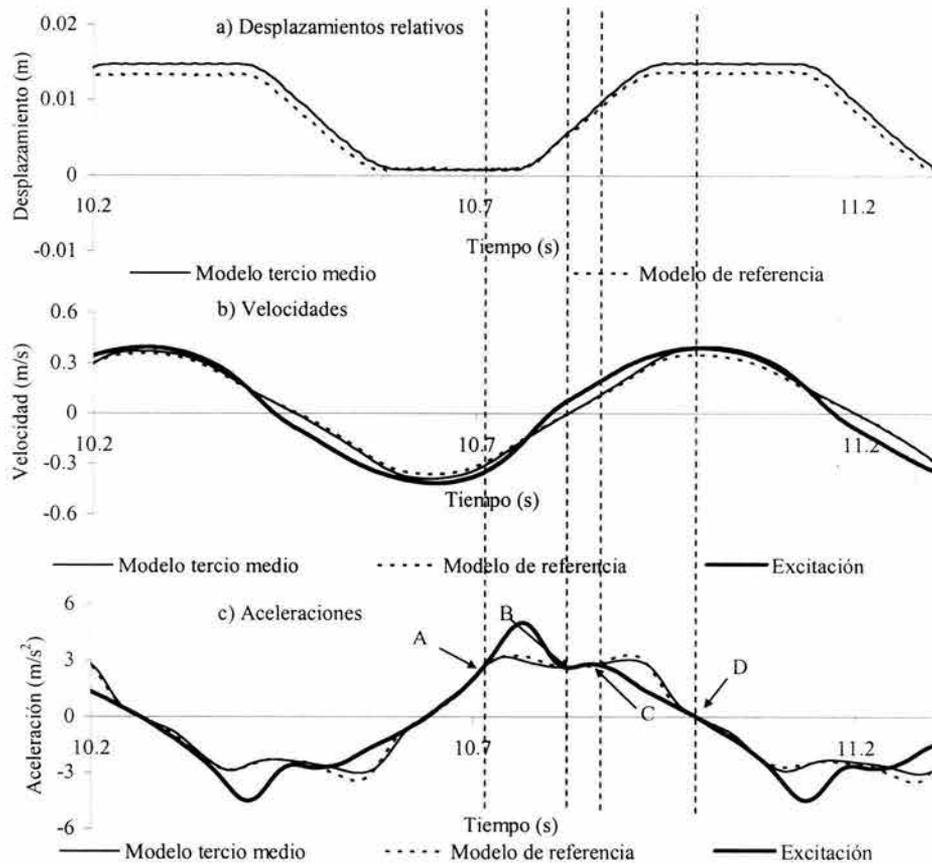


Figura 6.19. Registros de aceleración, velocidad y desplazamiento

### Modelo tercio superior

El *modelo del tercio superior* es similar al anterior, pero esta vez se coloca la placa 2 a 24 cm de la placa 1 (Figura 6.20), la superficie de deslizamiento permanece horizontal y al modelo se le induce una excitación armónica de 1.4 Hz. El modelo corresponde al caso 83 (Tabla 6.1).

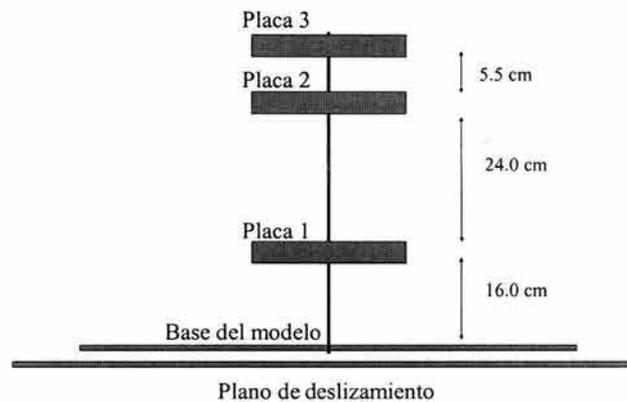


Figura 6.20. Representación esquemática del *modelo tercio superior*

En la Figura 6.21 se presentan los registros de las aceleraciones registradas en las placas 1 y 3, en la base del modelo y en el plano de deslizamiento para el *modelo tercio superior* y el *modelo de referencia*.

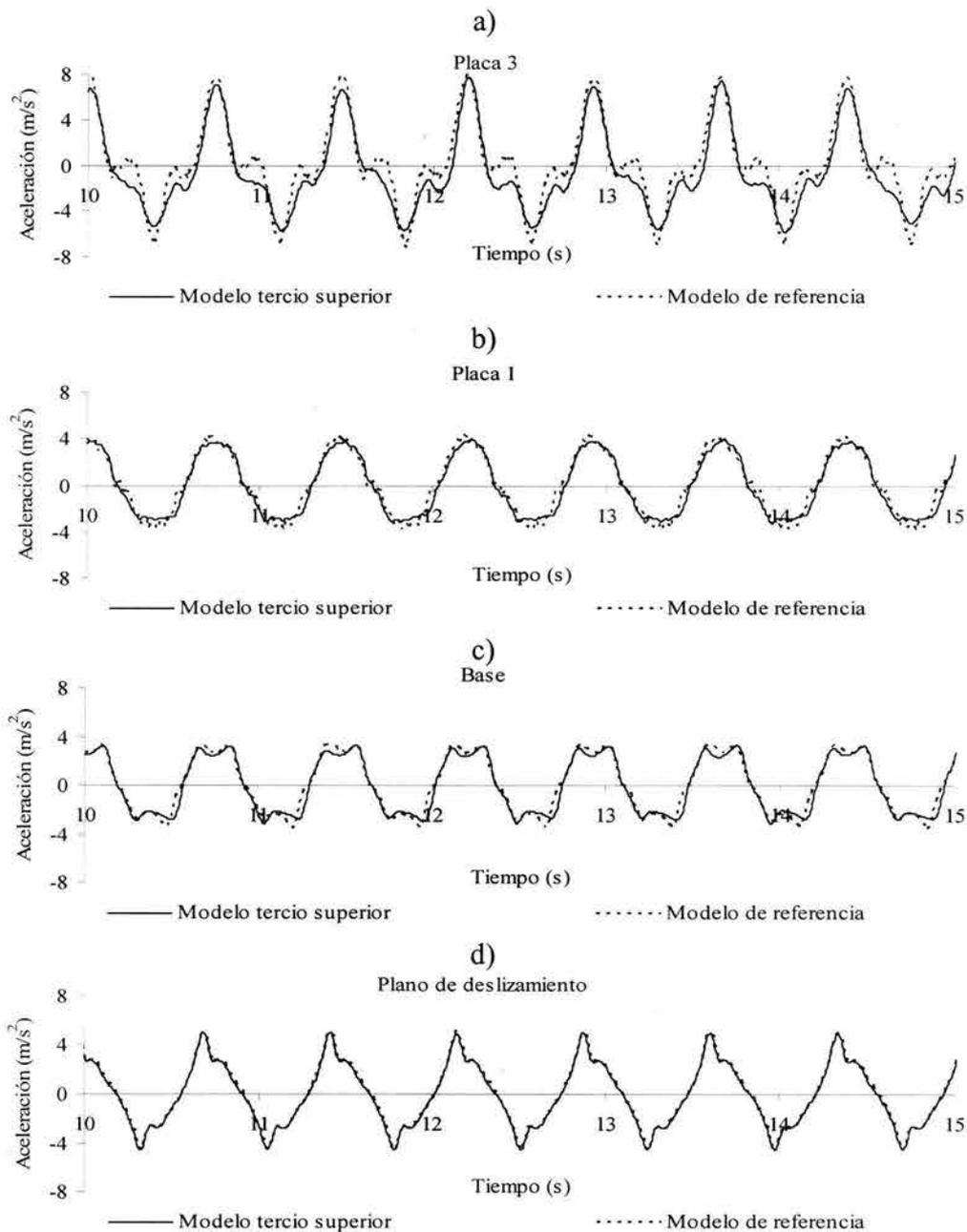


Figura 6.21. Aceleraciones resultantes

En la Figura 6.21d se observa que las historias de aceleraciones son iguales en los dos modelos, lo cual permite la comparación entre ellos. En la placa 3 (Figura 6.21a) la historia de aceleraciones correspondiente al *modelo tercio superior* presenta una pérdida de simetría al registrarse una respuesta de menor magnitud en el sentido negativo de la aceleración. Lo cual se puede deber a que la superficie de contacto en cada sentido del deslizamiento varía

por la tendencia al volteo del modelo, debido a la amplitud de los movimientos dinámicos inducidos en las masas superiores por el efecto coloquialmente conocido como “de látigo”. Esto apunta a que los resultados no sean del todo confiables para este caso. En la placa 1 del *modelo tercio superior* (Figura 6.21b), la historia de aceleraciones es más suave que la registrada en el de **referencia**, lo cual indica que el ruido generado en este nivel es menor. También, se aprecia que en el *modelo tercio superior* en el sentido negativo de la aceleración el registro se “aplana” como consecuencia de lo comentado anteriormente. Igualmente, en este caso se presenta una pequeña oscilación en la aceleración para valores de  $1.2 \text{ m/s}^2$  aproximadamente. Para la base del modelo (Figura 6.21c), las aceleraciones resultantes en ambos modelos son similares.

En las Figuras 6.22 y 6.23, se presenta el análisis en términos del nivel de energía transmitida entre los cuerpos en contacto. La energía acumulada en el *modelo tercio superior* en la *1ª fase de deslizamiento* (Figura 6.22a) presenta una pérdida de energía de 50.3%, siendo ésta 7.56% mayor que en el **modelo de referencia** (Figura 6.23a). En la *2ª fase de deslizamiento*, el incremento de energía en el *modelo tercio superior* (Figura 6.22b) es de 60.2%, siendo 9.82% mayor que en el **modelo de referencia** (Figura 6.23b). El incremento en las pérdidas de energía en el *modelo tercio superior* son una muestra de las mayores fuerzas de inercia y de la variación de la respuesta modal del cuerpo debido a la distribución de la masa, lo cual ocasiona que se requiera de un mayor esfuerzo cortante (el cual es similar en los modelos) en la interfaz de deslizamiento para transmitir la misma energía en la *1ª fase de deslizamiento*. En la *2ª fase de deslizamiento* se manifiesta que el cuerpo tiene mayor energía cinética.

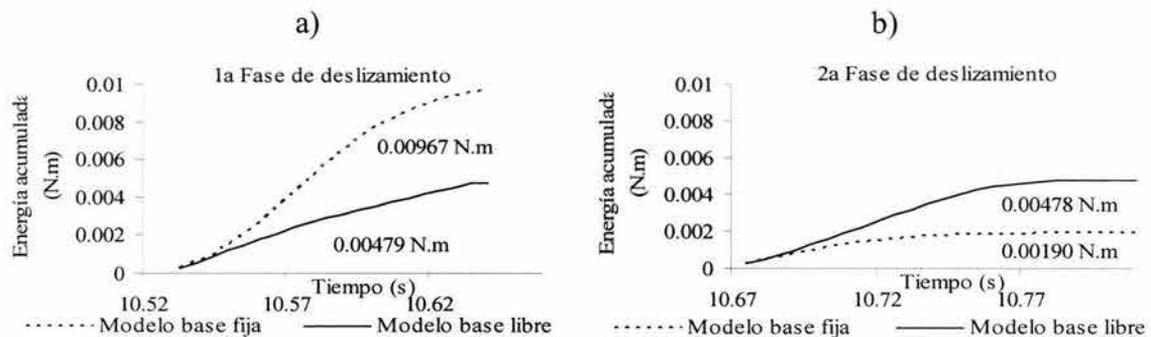


Figura 6.22. Variación de la energía en el *modelo tercio superior*

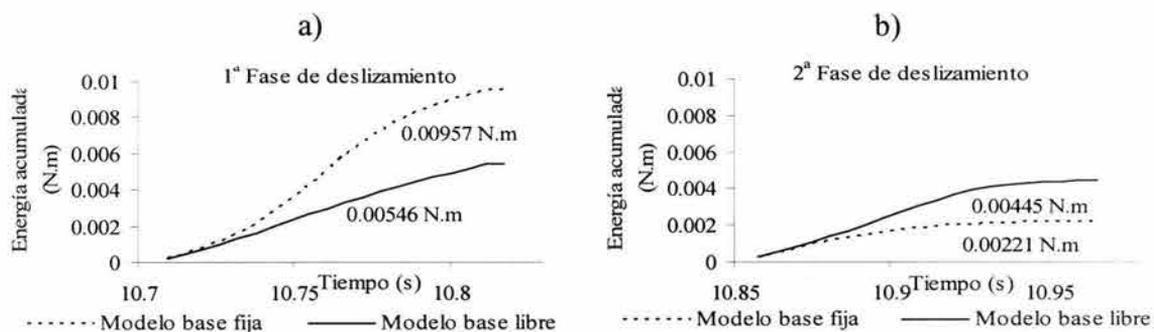


Figura 6.23. Variación de la energía en el **modelo de referencia**

Para finalizar el análisis de este ensaye, se presentan los registros relacionados entre los modelos (Figura 6.24). La Figura 6.24a muestra que en el *modelo tercio superior* la magnitud de los desplazamientos es de 19.1 mm mientras que en el **modelo de referencia** es de 13.2 mm, esto significa una diferencia de 30% en la magnitud de los desplazamientos. Lo cual da soporte, mediante el aumento en la magnitud de los desplazamientos del *modelo tercio superior*, al planteamiento realizado en el inciso anterior sobre el incremento en las fuerzas de inercia y la variación de la respuesta modal. También, es necesario comentar que se presenta un retraso en los ciclos de desplazamiento del *modelo tercio superior* respecto al de **referencia**, probablemente debido a las causas comentadas anteriormente.

Las velocidades de ambos modelos (Figura 6.24b) presentan un comportamiento similar y son congruentes con los ciclos de deslizamiento. En cuanto a las aceleraciones (Figura 6.24c), se tiene que el **modelo de referencia** presenta una mayor magnitud en la 1ª fase de deslizamiento (puntos A-B) y en la 2ª fase (puntos C-D), en el *modelo tercio superior*, la acción de la aceleración cinética es más perdurable.

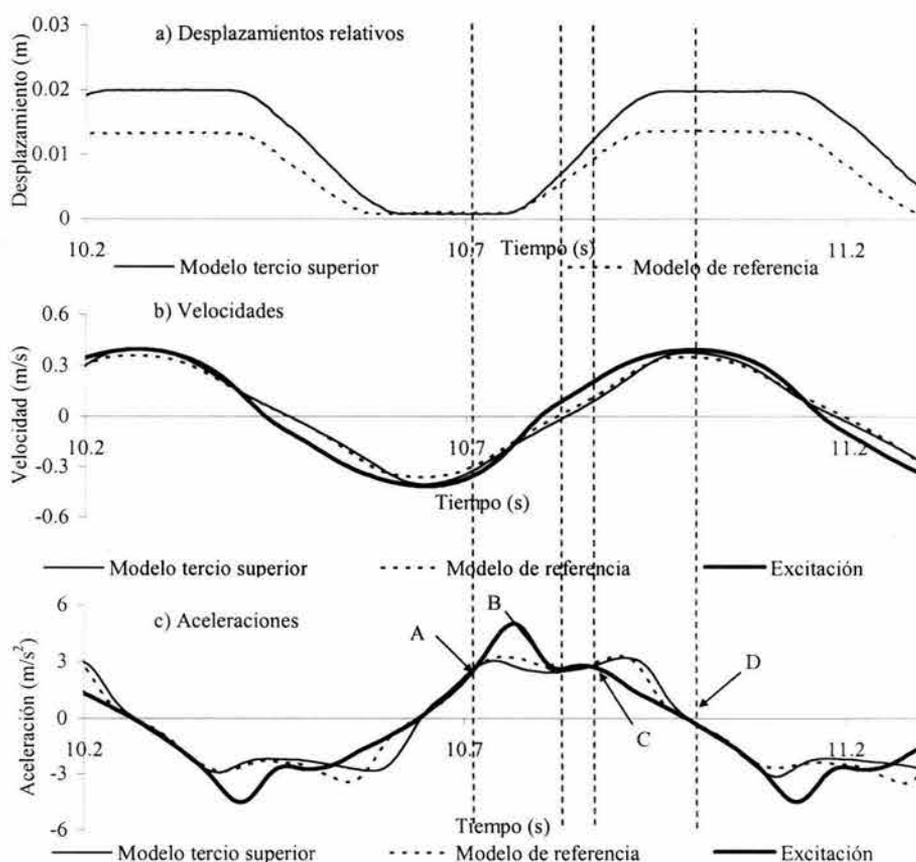


Figura 6.24. Registros de aceleración, velocidad y desplazamiento

Con base en los análisis de estos dos ensayos, se demuestra cuán importante son los efectos de la distribución de la masa y el adecuado conocimiento del peso específico de los materiales. Se puede considerar que el *modelo tercio superior* representa para la práctica un caso extremo (*i.e.*, almacenar archivos en los pisos superiores de un edificio) al concentrar un porcentaje importante de su masa en la parte alta, pero sirve como modelo de frontera

para mostrar que el factor de seguridad y la magnitud de los desplazamientos esperados son influenciados directamente por estos factores.

### 6.1.4 Análisis del efecto de la rigidez

El objetivo de este ensaye es el de estudiar un cuerpo rígido que tenga características equivalentes al **modelo de referencia** (área de la base, peso del modelo y fricción entre los materiales) y que se encuentre descansando sobre una superficie horizontal, de tal forma que se pueda evaluar la influencia de la flexibilidad y de la distribución de la masa en el desplazamiento de un cuerpo, respecto del modelo tradicional del bloque rígido tipo Newmark (1965).

#### Modelo rígido sobre un plano horizontal

Para el ensaye se toma el **modelo de referencia** y se retiran todos los elementos que conforman la estructura flexible que se encuentra por encima de la base, luego se reemplaza en la base del modelo el peso retirado (Figura 6.25) y se le induce una excitación armónica de 1.4 Hz. El ensaye corresponde al caso 126 (Tabla 6.1).

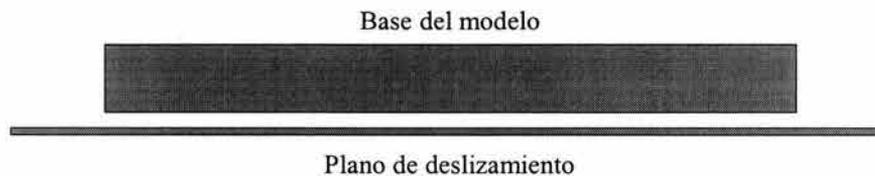


Figura 6.25. Representación esquemática del *modelo rígido*

En los siguientes resultados se muestra la variación de la energía en ambos modelos (Figuras 6.26 y 6.27). En la *1ª fase de deslizamiento* en el *modelo rígido* (Figura 6.26a) se presenta una disminución en la energía que pasa del plano de deslizamiento al modelo de 38.9%, siendo 3.84% menor la pérdida respecto a la del **modelo de referencia** (Figura 6.27a).

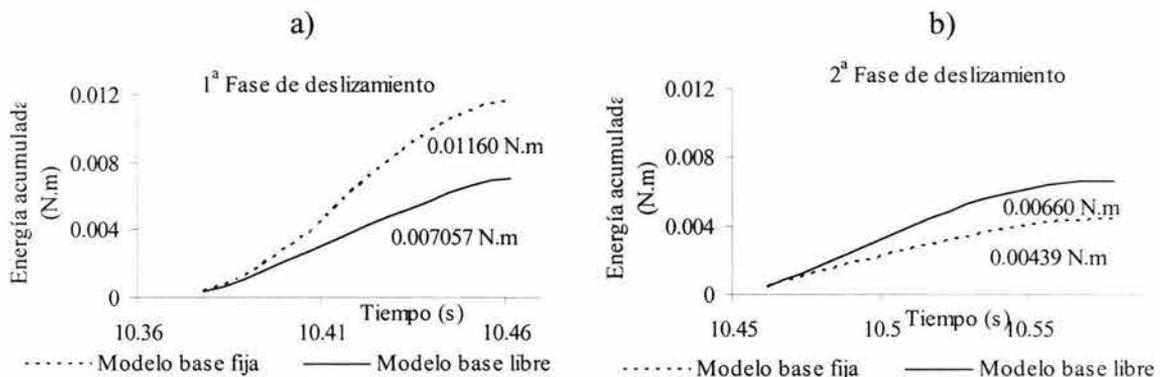


Figura 6.26. Variación de la energía en el *modelo rígido*

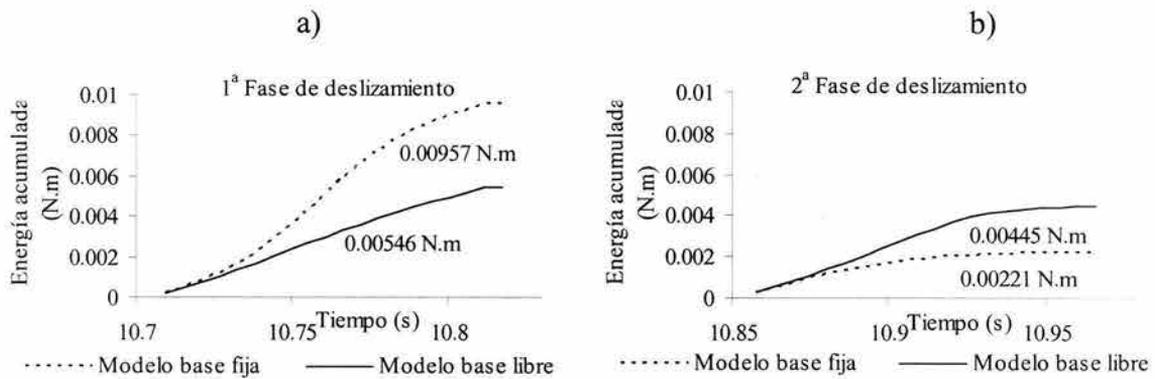


Figura 6.27. Variación de la energía en el **modelo de referencia**

En la 2a fase de deslizamiento la variación de la energía es de 33.43% en el *modelo rígido* (Figura 6.26b), y al compararlo con el modelo de referencia (Figura 6.27b) se tiene que la variación de la energía es 16.97% menor en el *modelo rígido*. Estos resultados indican que las fuerzas de inercia (adicionales) causadas por las masas adosadas al sistema flexible modifican el comportamiento global del sistema, lo cual redundará en que el *modelo rígido* recupere más pronto su acoplamiento con el plano de deslizamiento y que los efectos cinéticos tengan menor participación en su respuesta

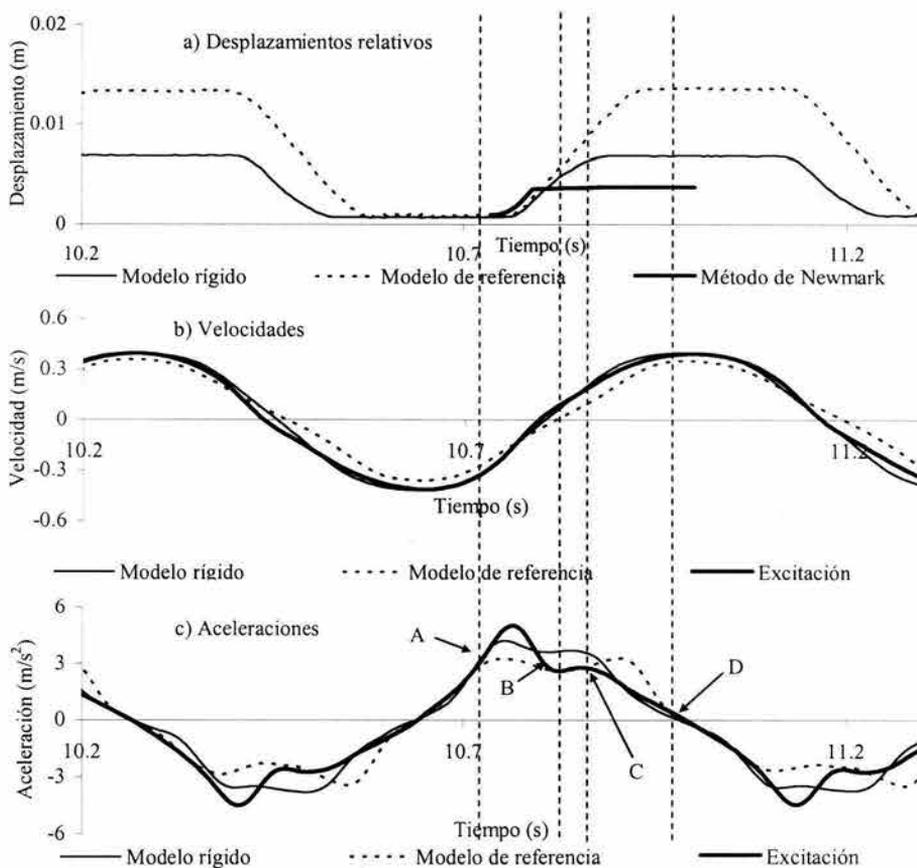


Figura 6.28. Aceleraciones resultantes, velocidades y desplazamiento resultantes

La respuesta de los modelos a nivel de desplazamientos relativos (Figura 6.28a) muestran una importante diferencia en las magnitudes. El **modelo de referencia** se desplaza un 49% más, por ciclo, que el *modelo rígido*. Este resultado es interesante ya que a pesar de que la energía en la base del modelo flexible es menor que la del *modelo rígido*, el desplazamiento del primero es mayor. Esto demuestra la importancia que tiene la oscilación de las masas superiores en la generación de los desplazamientos permanentes. También se observa un notorio desfase entre los desplazamientos de ambos modelos, posiblemente debido a los efectos cinéticos asociados con la flexibilidad de la estructura del **modelo de referencia**. En lo que atañe a la historia de desplazamientos calculada con el método de Newmark, se tiene que la magnitud total de estos es alrededor del 50% de la medida en el *modelo rígido*.

Respecto a las velocidades (Figura 6.28b), éstas siguen una tendencia similar, pero el *modelo rígido* sigue más de cerca la velocidad de la excitación. Analizando con mayor detalle los acelerogramas (Figura 6.28c), se observa que la aceleración de fluencia en el *modelo rígido* (punto A) es superior a la del **modelo de referencia** durante todo el deslizamiento. La aceleración de ambos modelos presenta un incremento al inicio de la 1ª fase de deslizamiento, pero luego en el *modelo rígido* está tiende a disminuir al contrario de lo que ocurre en el **modelo de referencia**.

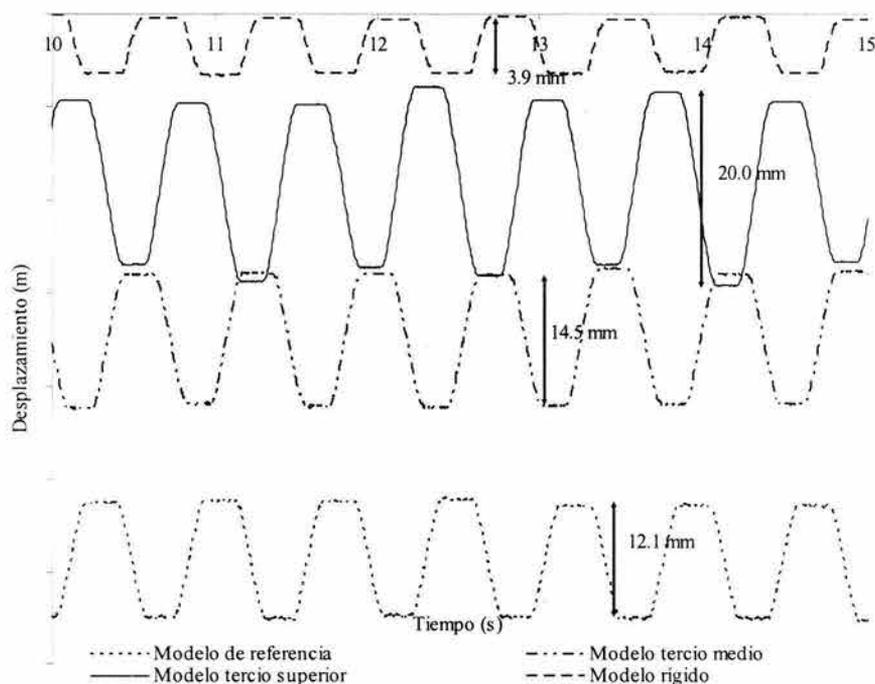


Figura 6.29. Desplazamientos comparados para el modelo rígido y los modelos de placas circulares

Con fines de comparación, en la Figura 6.29 se resumen las historias de desplazamientos relativos para los cuatro modelos analizados. Se observa cómo la magnitud de los desplazamientos varía en función de la distribución de la masa en los tres modelos flexibles respecto del *modelo rígido*. El incremento en la magnitud de los desplazamientos en los modelos flexibles es significativamente mayor que en el *modelo rígido*, los cuales son de 3

a 5 veces superiores al del *modelo rígido*. Esta gráfica pone en evidencia la importancia de considerar la flexibilidad de los modelos y la distribución de la masa.

### 6.1.5 Análisis del efecto de la inclinación del plano de deslizamiento

Al término de los análisis del comportamiento de los modelos sobre el plano horizontal se realizan dos nuevos ensayos, pero ahora sobre un plano de deslizamiento inclinado. Estos se llevan a cabo con el fin de observar la influencia de la variación de las fuerzas inerciales durante la excitación y la inducción de una dirección preferencial de deslizamiento. Para estos análisis se toma un *modelo flexible* y otro *rígido*.

#### Modelo flexible inclinado

Para este caso, el modelo de placas circulares se coloca sobre una superficie plana con una inclinación de  $6.5^\circ$  (Figura 6.30). Luego la base del modelo se nivela a  $0^\circ$  con la horizontal y el modelo es sometido a una excitación armónica de 1.4 Hz. El ensayo corresponde al caso 91 (Tabla 6.1). Para la realización de los ensayos sobre plano inclinado se divide la prueba en dos partes. En la primera el modelo se encuentra acoplado mecánicamente al plano de deslizamiento con el fin de estabilizar el flujo de aire en el sistema neumático de la mesa vibradora y se reproduce una señal armónica. La segunda parte sucede cuando se retira el elemento de acoplamiento y se le permite al modelo desplazarse libremente, lo cual ocurre en 0.7 s. Consecuentemente, los análisis se realizarán a partir de este instante.

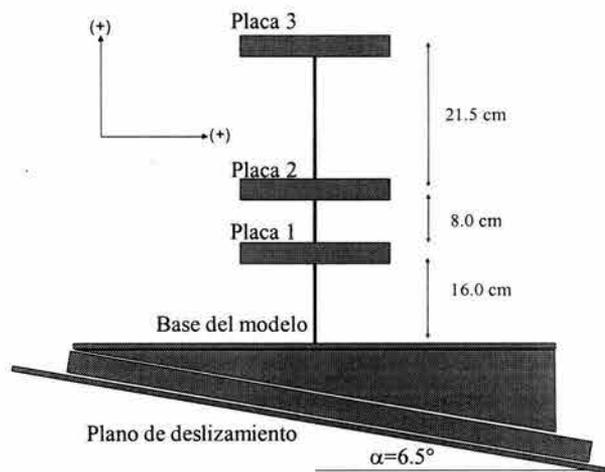


Figura 6.30. Representación esquemática del modelo

En la Figura 6.31 se presentan los registros de las aceleraciones medidas en los modelos y en la mesa vibradora (plano de deslizamiento). Es importante señalar que el signo positivo de las aceleraciones indica que el elemento excitador se desplaza hacia la derecha (ver Figura 6.30), el signo negativo en sentido contrario.

Los acelerogramas registrados en el *modelo sobre un plano inclinado* y en el **modelo de referencia**, se comparan en la Figura 6.31d, en donde se observa que las excitaciones en ambos casos son en esencia iguales, por lo que las diferencias en las respuestas se deben principalmente al efecto de la inclinación del plano de deslizamiento.

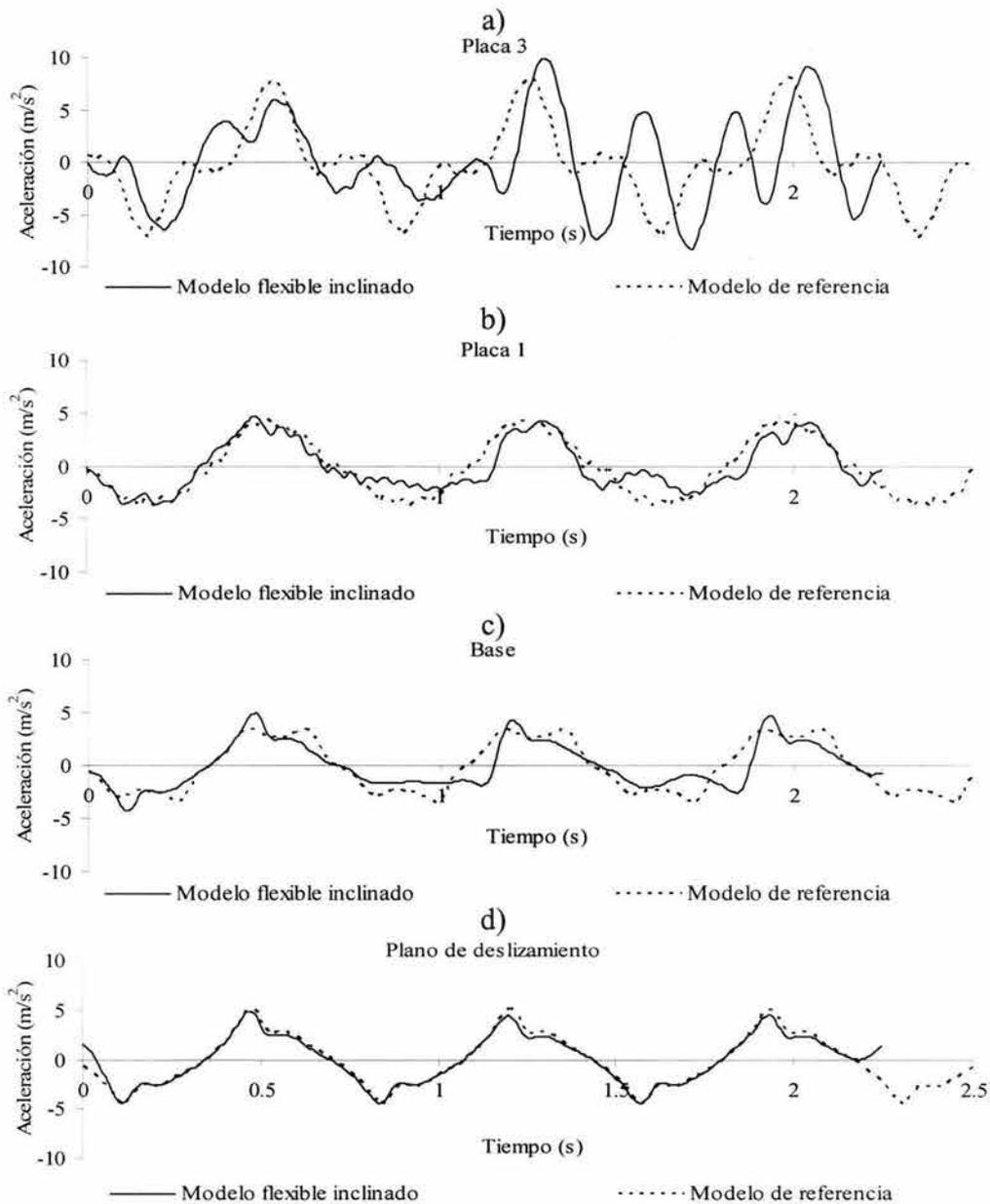


Figura 6.31. Aceleraciones resultantes en el modelo inclinado y en el **modelo de referencia** horizontal

Las características vibratorias del *modelo sobre base inclinada* son apreciablemente diferentes a las del **modelo de referencia** en todos los puntos de medición. Las respuestas en la base del modelo (Figura 6.31c) para las dos condiciones (plano inclinado y plano horizontal) muestran claramente cuándo ocurre el deslizamiento a lo largo de la interfaz base del modelo-plano de deslizamiento. En el caso del plano horizontal, se tienen deslizamientos simétricos en ambos sentidos. Para la condición de plano inclinado, sólo ocurren deslizamientos del modelo cuando la aceleración (negativa) supera a la de fluencia. Esto genera respuestas asimétricas, las cuales se observan en todo el registro. En particular, la placa 3 del *modelo sobre el plano inclinado* (Figura 6.31a) tiene una respuesta bastante irregular.

Esto indica que la pendiente del plano de deslizamiento influye en el comportamiento del modelo, mostrando un desfase significativo con respecto a la respuesta cuando reposa sobre un plano horizontal (**modelo de referencia**). El acelerómetro ubicado en la placa 1 del *modelo sobre base inclinada* (Figura 6.31b) registra un cambio en la respuesta para el segundo ciclo consistente en una variación en el contenido de frecuencias, presentando una tendencia más suave que en su primer ciclo. Además, se muestran signos de que la periodicidad de la respuesta se empieza a perder. Sin embargo, los efectos son menos notorios que en la placa 3, debido a la mayor rigidez del tramo base del modelo-placa 1.

En el análisis de la variación de la energía en la base del modelo se tiene que en la *1ª fase de deslizamiento*, el *modelo flexible inclinado* (Figura 6.32a) presenta una pérdida de la energía de 73.0%, siendo ésta mayor en 30.3% respecto al **modelo de referencia** (Figura 6.33a). Para la fase cinética, el *modelo flexible inclinado* (Figura 6.32b) presenta un incremento de 13.5% en la energía, siendo menor en 36.9% respecto del **modelo de referencia** (Figura 6.33b).

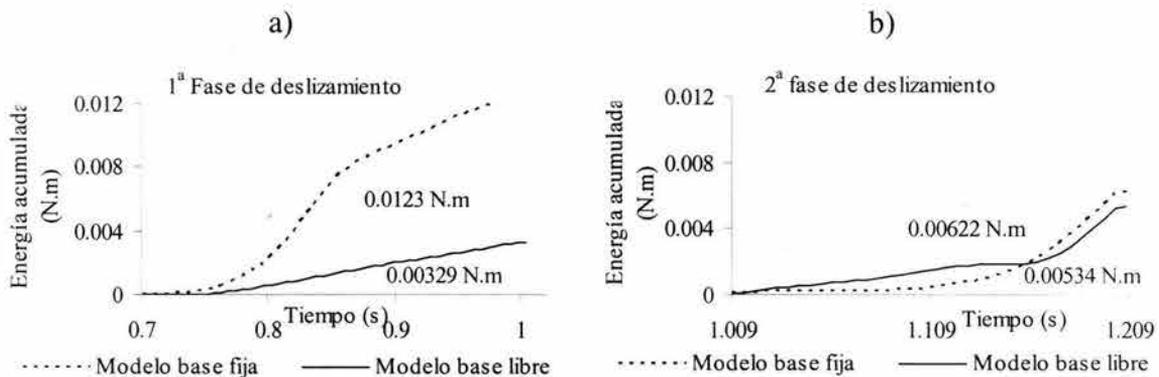


Figura 6.32. Variación de la energía en el modelo flexible inclinado

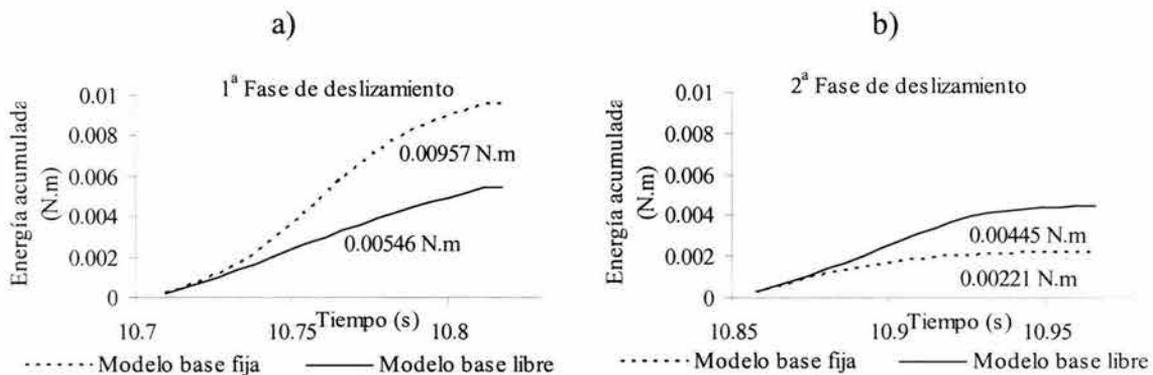


Figura 6.33. Variación de la energía en el **modelo de referencia**

La inclinación de la superficie de deslizamiento y la de la gravedad influyen substancialmente en el comportamiento del modelo, modificando los niveles de energía resultantes en la base y la forma de respuesta de cada una de las masas, debido a la variación del esfuerzo normal de acuerdo con el sentido del deslizamiento del modelo y de la excitación. Lo cual hace que los niveles de energía acumulada sean menores en el *modelo inclinado* debido a que el aporte de la excitación se reduce sensiblemente. Estos

efectos se aprecian claramente al observar la menor tasa de acumulación de energía en el modelo inclinado en la 1ª y 2ª fases de deslizamiento (Figura 6.32.a).

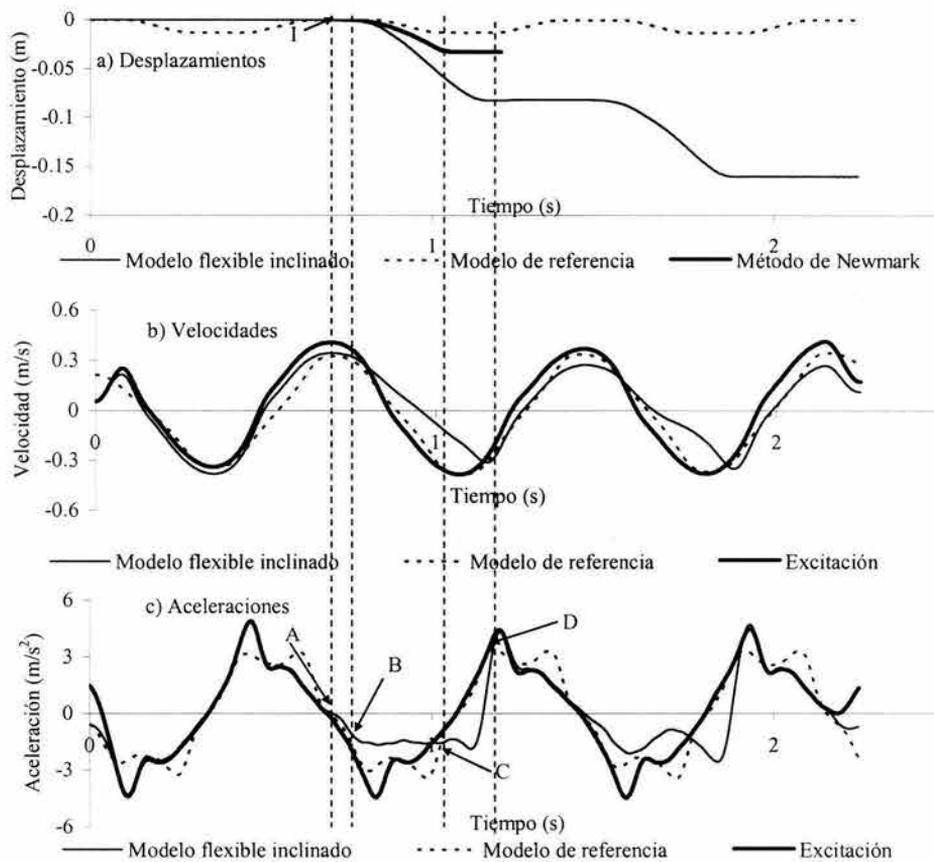


Figura 6.34. Registros de aceleración, velocidad y desplazamiento

El siguiente análisis contempla la relación entre los registros en los dos modelos y la incidencia de la aceleración cinética (Figura 6.34). El punto I en la Figura 6.34a corresponde al inicio de la etapa desacoplada del ensaye, de este punto en adelante se realizarán los análisis. En la figura se observa que la magnitud del desplazamiento relativo por ciclo del *modelo flexible inclinado*, es 3.29 veces superior respecto del desplazamiento relativo total (desplazamiento hacia la derecha más el desplazamiento hacia la izquierda) en el **modelo de referencia**. En el caso del *modelo flexible inclinado*, en el primer ciclo se presenta un desplazamiento relativo total de 8.2 cm y en el segundo de 8.5 cm, esta diferencia de 0.3 cm puede ser consecuencia del incremento en las fuerzas de inercia debidas al efecto del proceso de acoplamiento y desacoplamiento del modelo. Respecto al método de Newmark (puntos A a D) se tiene que la magnitud de los desplazamientos calculados, es aproximadamente la tercera parte de la medida para el *modelo flexible inclinado*.

La velocidad del *modelo flexible* (Figura 6.34b) respecto a la velocidad de la excitación, presenta diferencias casi a lo largo de los dos ciclos de deslizamiento debido a que existe poco acoplamiento de las aceleraciones. Durante el deslizamiento la magnitud de la velocidad resultante en el *modelo flexible inclinado* es visiblemente menor respecto a la del

**modelo de referencia**, debido a que la aceleración de fluencia es inferior en el *modelo inclinado* como consecuencia de que las fuerzas actuantes se incrementan y las resistentes disminuyen por el aumento en la inclinación del plano de deslizamiento.

El punto A de la Figura 6.34c muestra que las aceleraciones de la excitación y de la base del *modelo flexible inclinado* se separan. Lo cual indica que el modelo se encuentra en el límite de su capacidad de acoplamiento y que tan solo basta con que la fuerza de inercia de cada una de las placas y la excitación comiencen a ser favorables al deslizamiento del modelo, para que se empiece a producir el proceso de desacoplamiento. En el punto B comienza el desplazamiento relativo del modelo. En el punto C termina la fase de aceleración cinética del **modelo de referencia**, pero esta se prolonga hasta el punto D en el *modelo flexible inclinado*. En el caso *inclinado* es interesante anotar que aproximadamente la tercera parte del deslizamiento ocurre durante la fase cinética, debido a que es necesario que la excitación prácticamente alcance su máximo para que el modelo se acople nuevamente.

La aceleración del *modelo flexible inclinado* en el primer ciclo de desplazamiento presenta estabilidad (magnitud constante) casi a todo lo largo de éste, pero para el segundo ciclo se presenta un incremento de la aceleración debido en parte, como ya se mencionó, al efecto del acoplamiento y del desacoplamiento del modelo entre cada ciclo de desplazamiento, lo cual influye en la magnitud de las fuerzas inerciales del sistema. Este efecto puede originar lo incrementos con cada ciclo de deslizamiento, durante un numero finito de ciclos.

### **Modelo rígido inclinado**

Para cerrar el ciclo de ensayos de laboratorio se plantea el estudio del modelo rígido colocado sobre un plano de deslizamiento inclinado (Figura 6.35). Para esto, se toma el modelo rígido utilizado en el ensaye sobre plano horizontal y se le induce una excitación armónica de 1.4 Hz. La superficie de deslizamiento se inclina  $6.5^\circ$  con respecto a la horizontal. El modelo corresponde al caso 120 (Tabla 6.1). El *modelo flexible inclinado* del inciso anterior se toma como el **modelo de referencia inclinado** para realizar las comparaciones con este modelo.



Figura 6.35. Representación esquemática del *modelo rígido inclinado*

En la Figura 6.36a se observa que en el *modelo rígido inclinado* se tiene una disminución en la energía transmitida de 64.2% en la *1ª fase de deslizamiento*. En la *2ª fase de deslizamiento* la diferencia es de 59.5% (Figura 6.36b). Además, comparado con el **modelo de referencia inclinado**, en la *1ª fase de deslizamiento* (Figura 6.37a) transmite aproximadamente 9% más y en la *2ª fase de deslizamiento* el *modelo rígido inclinado*

presenta una disminución del 45.6% respecto al **modelo de referencia inclinado** (Figura 6.37b).

Con esto se aprecia que en el *modelo rígido inclinado* la variación de energía es casi constante en las dos etapas debido a que la aceleración permanece prácticamente invariable durante el desplazamiento del modelo. Desde el punto de vista práctico esto significa que para un cuerpo flexible la transmisión de la energía varía con el tiempo lo cual se refleja en los desplazamientos acumulados durante la acción del sismo.

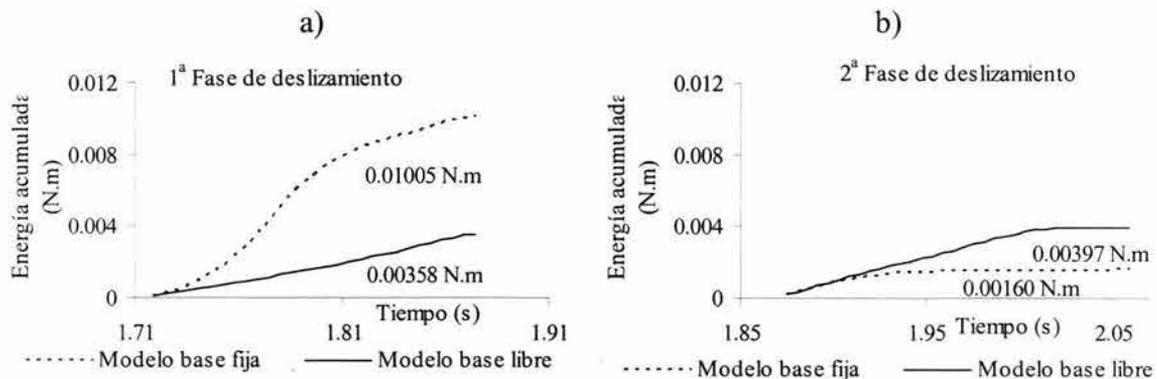


Figura 6.36. Variación de la energía en el modelo rígido inclinado

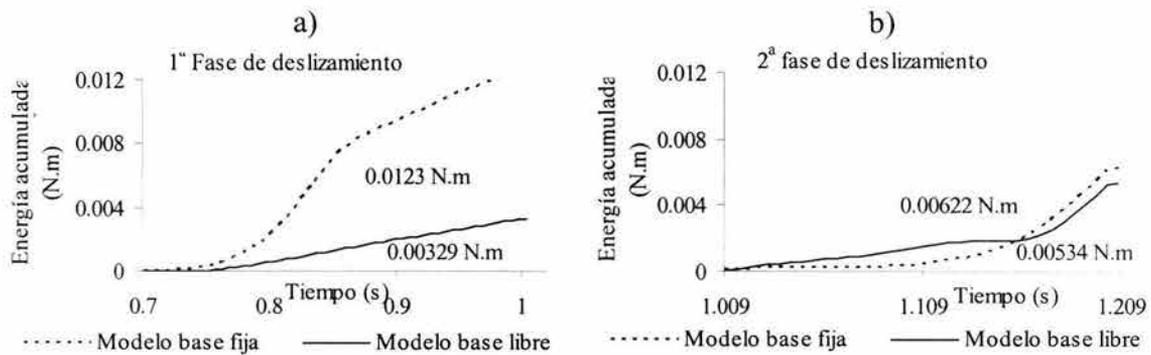


Figura 6.37. Variación de la energía en el **modelo de referencia inclinado**

En la Figura 6.38a el punto I marca la frontera entre la fase de base fija y la de base libre en el ensaye del *modelo rígido inclinado*. Las historias de desplazamientos (Figura 6.38a) muestran que en el **modelo inclinado de referencia** los desplazamientos por ciclo son casi 60% superiores que los presentados en el *modelo rígido inclinado*. La influencia de la distribución de la masa y de la flexibilidad del modelo se nota claramente al observar como en el caso del *modelo rígido inclinado* se necesita casi el doble de tiempo para lograr la misma magnitud de desplazamiento respecto del **modelo inclinado de referencia**. Analizando la historia de desplazamientos para un ciclo (puntos A a D), calculada con el método de Newmark, se tiene que los desplazamientos resultantes son aproximadamente el 50 % de los medidos en el *modelo rígido inclinado*. En cuanto a las velocidades resultantes (Figura 6.38b), el *modelo rígido inclinado* durante las fases de deslizamiento, su velocidad presenta una pendiente mayor que la del **modelo inclinado de referencia**.

Por último, las historias de aceleraciones (Figura 6.38c) de los dos modelos presentan unas características importantes como son: la aceleración de fluencia del *modelo rígido inclinado* con respecto al de **referencia inclinado**, en el ciclo que se analiza, es igual. Cuando se presenta la fase de deslizamiento en el *modelo rígido inclinado*, la magnitud de la aceleración permanece casi constante. La fase cinética en el *modelo rígido inclinado* se prolonga por menos tiempo respecto a la del **modelo inclinado de referencia**, y para que se presente el acoplamiento nuevamente entre el *modelo rígido inclinado* y el plano de deslizamiento se necesita una fuerza restauradora menor respecto del modelo de referencia inclinado (Figura 6.34c).

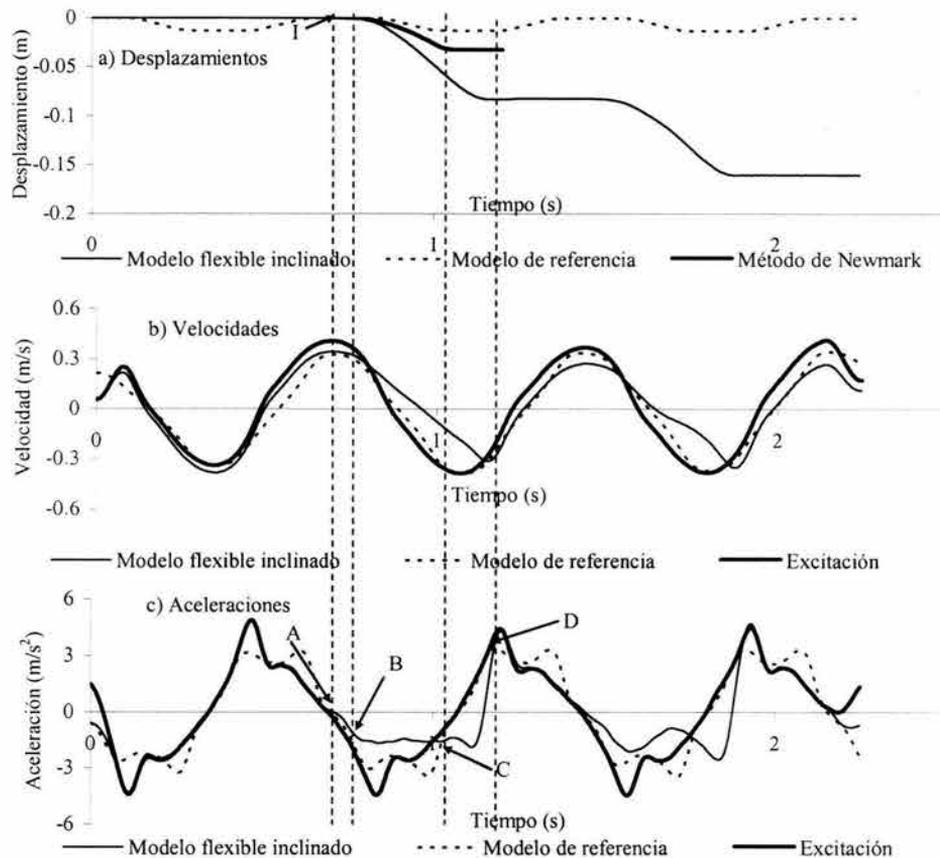


Figura 6.38. Aceleraciones resultantes, velocidades y desplazamiento resultantes

Para terminar este capítulo se presentan las historias de desplazamientos del **modelo de referencia**, del *modelo rígido inclinado* y de los modelos flexibles de placas cilíndricas correspondientes a los *modelos inclinados tercio inferior, medio y superior* (Figura 6.39).

La Figura 6.39 muestra cómo las variaciones en la geometría y en la concepción de un modelo pueden producir grandes cambios en la respuesta. Se observa que la distribución de la masa y los cambios en la rigidez de “entrepiso” definen un número diferente de ciclos de desplazamiento en los modelos, incrementándose la magnitud de los desplazamientos respecto al modelo rígido inclinado entre 1.7 a 2.2 veces, lo que puede conducir a una subvaloración considerable de los desplazamientos posibles. En los puntos A y B se presenta claramente un pequeño retroceso en el modelo debido al cambio en el sentido de la

excitación y en el punto C se presenta también éste pequeño retroceso para el modelo *rígido*. Haciendo evidente nuevamente el efecto de la aceleración cinética y su mayor incidencia en los sistemas que cuentan con el aporte de la parte superior flexible.

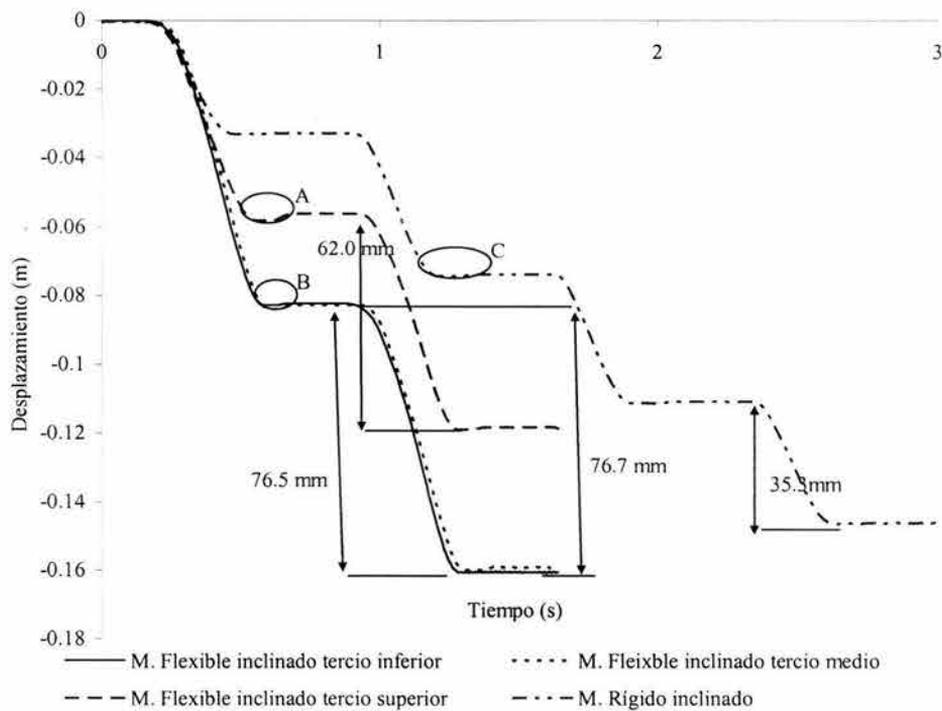


Figura 6.39. Desplazamientos comparados con los modelos de placas cilíndricas

Esta serie de ensayos muestran que los resultados calculados por medio del método de Newmark subestiman los desplazamientos respecto de los medidos con los modelos flexibles. Con lo planteado aquí no se pretende desvirtuar la validez de los diseños que por años se han venido realizando mediante métodos basados en el bloque rígido, sino mostrar su rango de validez.

## 7. Comparación del modelo teórico con los resultados de laboratorio

En este capítulo se presenta la comparación de los resultados más representativos de los ensayos del modelo de laboratorio con los obtenidos mediante el modelo teórico propuesto, se analiza la influencia de los componentes vertical y transversal de la aceleración en el modelo de laboratorio y finalmente se realiza una breve propuesta para una aplicación en la práctica, del método propuesto.

Para la determinación del grado de ajuste del modelo teórico en el cálculo de las historias de desplazamientos relativos, se toma **el modelo de referencia** (Capítulo 6) y se analizan los casos con el modelo de base fija sobre una superficie horizontal y el de base libre sobre una superficie de deslizamiento horizontal y otra inclinada ( $\alpha=6.4^\circ$ ).

Con este fin, se definen en el laboratorio las propiedades de los materiales que conforman cada uno de los elementos del modelo. La rigidez se determina mediante una prueba estática, en la cual se toma una de las varillas de acero que conforman la parte flexible del modelo y se le aplica una carga lateral en el extremo, midiendo la deflexión. De esta manera, se determina la rigidez a flexión mediante la relación  $k= F / \Delta$ , donde:  $k$  es la rigidez del elemento,  $\Delta$  es la deflexión medida en el extremo de la barra y  $F$  es la fuerza aplicada en el extremo de la misma. El módulo de rigidez a flexión resulta aproximadamente de 118 N/m.

El coeficiente de fricción estática se determina colocando el modelo sobre el plano de deslizamiento, incrementando de manera gradual la inclinación del plano y compensándola al mismo tiempo en la base del modelo, para que éste siempre se encuentre paralelo a la mesa vibradora. Cuando el modelo por sí mismo, debido a la inclinación del plano y a la acción de la gravedad comienza a deslizarse, se toma el ángulo de inclinación del plano como el ángulo correspondiente al coeficiente de fricción estática, que para los análisis es aproximadamente 0.83. El modelo pesa 1.96 Kg.

Con esta información se elabora un modelo equivalente de elementos discretos que reproduce aproximadamente la geometría del *modelo de laboratorio*. Para el análisis en el tiempo se ocupa el registro de aceleraciones obtenido en el plano de deslizamiento, en el ensayo de laboratorio. Se calcula la respuesta en términos de las historias de desplazamientos en la base del modelo. Como complemento, también se comparan las respuestas en cada uno de los nodos con los registros medidos en las placas 1 y 3.

### 7.1 Modelo sobre superficie de deslizamiento horizontal

#### Modelo de base fija

En este análisis al *modelo discreto* se le restringe el deslizamiento mediante un coeficiente de fricción estática que impide que las fuerzas actuantes superen a las fuerzas resistentes. Se considera, además, que se presenta un comportamiento elástico-lineal debido a que en el rango de frecuencias considerado, la amplitud y la duración de la excitación no degradan los componentes constitutivos del *modelo de laboratorio*. También, implícitamente se

considera que no se forman grietas debido a que el modelo consta de una sola sección. Con base en el análisis de la respuesta en términos de las aceleraciones resultantes en este tipo de ensaye, se pretende comprobar la equivalencia, en los modelos, de la geometría y las propiedades de los elementos.

En la Figura 7.1 se comparan los acelerogramas medidos y calculados en las placas 1 y 3, en la base del modelo y en el plano de deslizamiento. La historia de aceleraciones teórica de la placa 2 no posee una contraparte en el *modelo de laboratorio* debido a que no se instrumentó esa placa, pero se presenta con la finalidad de mostrar que el modelo puede ayudar a complementar la información producida con los ensayes experimentales.

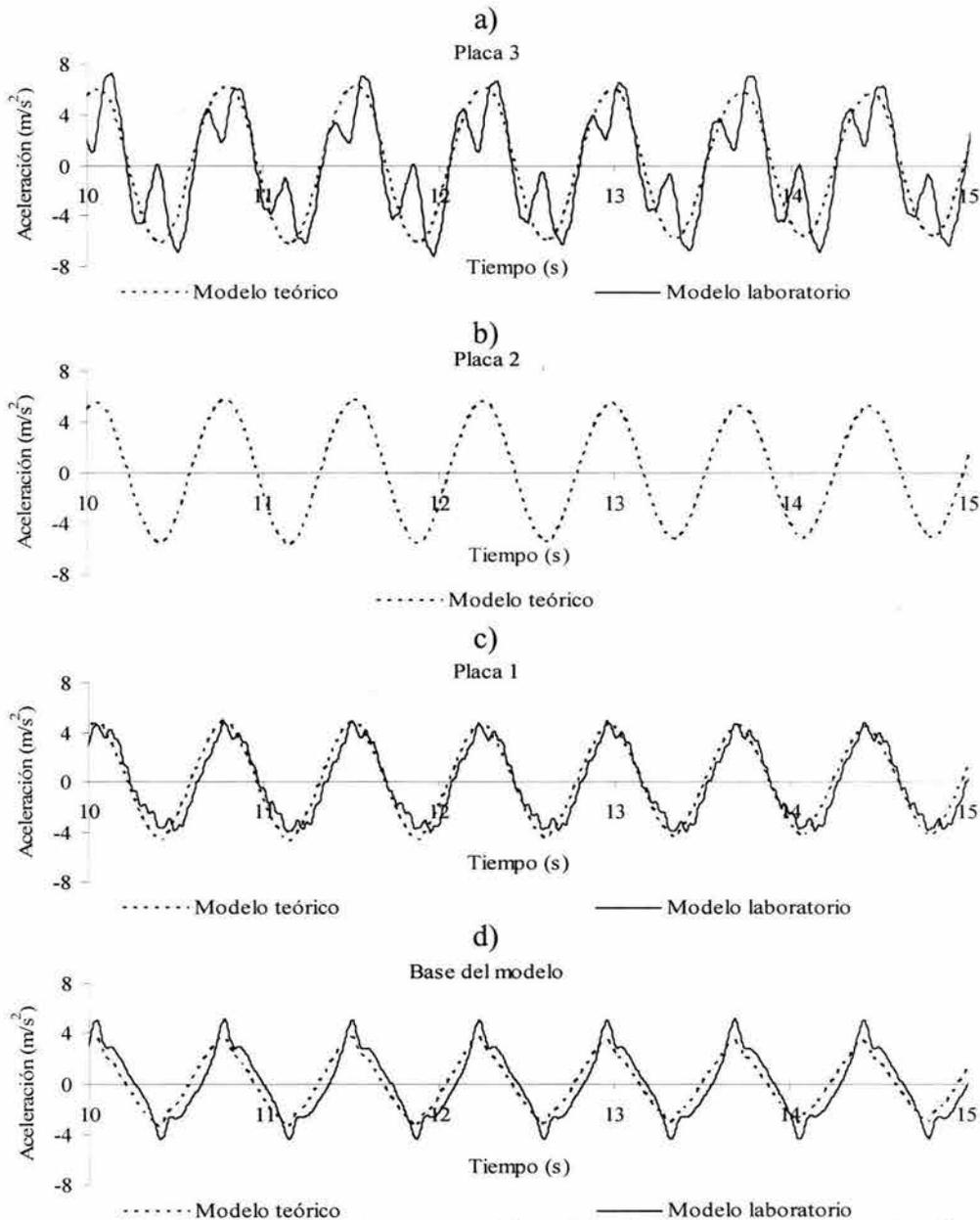


Figura 7.1. Aceleraciones resultantes en el *modelo de laboratorio* y en el *teórico*

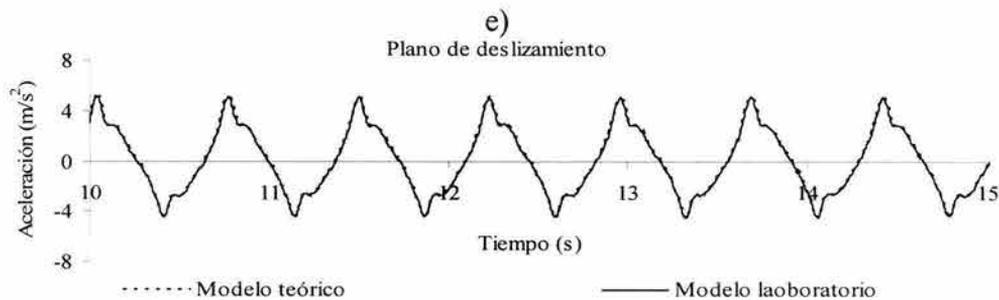


Figura 7.1 (cont.). Aceleraciones resultantes en el *modelo de laboratorio* y en el *teórico*

En la Figura 7.1e se presentan las historias de aceleraciones que sirven de excitación para ambos modelos. En el *modelo teórico* se usa como excitación el acelerograma registrado en el plano de deslizamiento durante el ensayo de laboratorio, esto explica el porqué las dos historias son exactamente iguales. Lo que garantiza que las fuerzas dinámicas inducidas en los dos modelos son idénticas. En la Figura 7.1d la aceleración teórica en la base del modelo presenta leves variaciones en cuanto a su forma y amplitud respecto a la medida. El *modelo teórico* no alcanza a reproducir la agudeza del pico de la aceleración, tendiendo a suavizar la respuesta. Esto quizá se deba, al menos en parte, a la sensibilidad de los acelerómetros que registran variaciones instantáneas en la respuesta, como consecuencia de los cambios en la rigidez del modelo físico al pasar del vástago a la placa, aspecto no modelado plenamente en la formulación matemática.

En la placa 1 (Figura 7.1c) se observa que la respuesta calculada con el *modelo teórico* sigue la misma tendencia respecto a la registrada en el *modelo de laboratorio*, conservando el período y con una amplitud de aceleración pico similar, aunque se aprecia nuevamente un efecto de suavizado en la señal. En la Figura 7.1b, correspondiente a la placa 2, el registro calculado presenta las mismas características de suavidad y periodicidad.

Los registros en la placa 3 (Figura 7.1a) presentan tendencias similares en ambas respuestas, pero el *modelo teórico* no reproduce el doble pico que se presenta en la respuesta experimental. Esta situación se debe quizá, en parte, a que el *modelo teórico*, como se acaba de mencionar, no está diseñado para reproducir el efecto de las irregularidades causadas por las placas colocadas en el *modelo físico*, las cuales causan vibraciones adicionales que se amplifican (o atenúan) hacia la cúspide del modelo. Esto tiene como consecuencia que el segundo modo de vibración sea más conspicuo en el *modelo físico*.

En la Figura 7.2 se presentan los espectros de aceleración para los registros de las placas 1 a 3, y de la base de los modelos. En la Figura 7.2a se aprecia que los espectros de aceleración para ambos modelos en la base son similares, notándose una diferencia en la magnitud de las aceleraciones en el período principal, lo cual se encuentra ligado al efecto de suavizado antes mencionado. En la placa 1 (Figura 7.2b), los espectros de aceleraciones son semejantes.

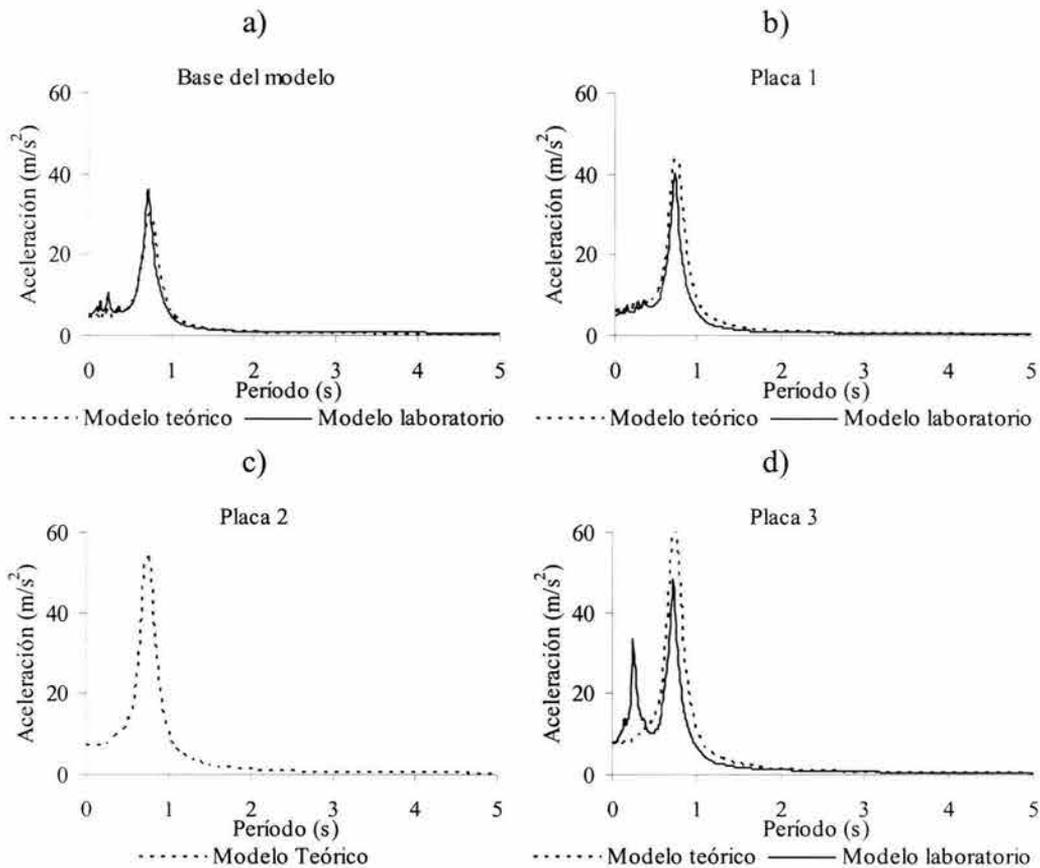


Figura 7.2. Espectros de aceleración en las placas 1 a 3 y en la base en los *modelos de laboratorio y teórico*

La Figura 7.2c presenta el espectro de aceleración para la placa 2 y la Figura 7.2d muestra los espectros de aceleraciones en la placa 3, donde se observan dos aspectos importantes; el primero se refiere a la mayor amplitud en la aceleración pico en el *modelo teórico*, la cual se debe principalmente al incremento consistente de la aceleración (contrario a la señal registrada en el *modelo de laboratorio*), como se observa en la Figura 7.1a. El segundo aspecto tiene que ver con el pico que aparece en el espectro de aceleración del *modelo de laboratorio* en 0.25 s y que está relacionado con el segundo modo de vibración del modelo, como se explicó anteriormente al discutir los resultados de la Figura 7.1a.

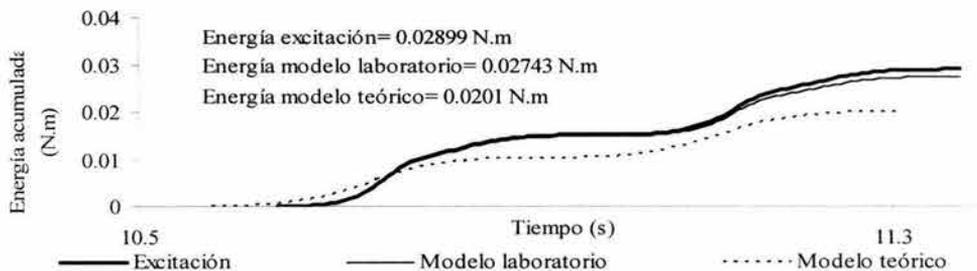


Figura 7.3. Energía en los modelos de base fija

Continuando con el estudio de los modelos de base fija, se presenta el análisis desde la perspectiva de la cantidad de energía contenida en la señal calculada en la base del modelo. El cálculo de la energía se realiza de la misma forma como se llevó a cabo en el capítulo anterior, pero ahora se hace para un ciclo completo. En la Figura 7.3 se observa que la energía calculada en la base de ambos modelos presenta una diferencia de 26%. Esta discrepancia se debe a que el *modelo teórico*, como se observa en la Figura 7.1d, no reproduce fielmente el acelerograma registrado en la base del *modelo experimental*. Estas pequeñas diferencias en las magnitudes de las aceleraciones se manifiestan más, al calcular la energía contenida en la señal teórica.

Este análisis ha permitido comprobar que las propiedades de los materiales definidas en el laboratorio y la forma de modelación de la estructura flexible son adecuadas.

### **Modelo de base libre**

Para esta serie de análisis se toman los mismos modelos del inciso anterior y se les permite que se desplacen libremente en el contacto entre la base del modelo y el plano de deslizamiento. Al *modelo de laboratorio* se le retiran los elementos mecánicos que lo acoplan al plano de deslizamiento y en el *modelo teórico* se considera un coeficiente de fricción estática de 0.83. Con base en esto, se determina un coeficiente de fricción cinética 15% menor que el coeficiente de fricción estática, calculado por medio de retroanálisis de las pruebas de laboratorio y el cual está acorde con la magnitud de los desplazamientos en cada ciclo.

Se realizarán los análisis de las aceleraciones de respuesta en los dos modelos para apreciar más claramente el efecto del deslizamiento en la respuesta de cada uno, lo cual repercute en las características particulares de las historias de desplazamiento relativo entre estos. Es necesario tener en cuenta, que analíticamente se está modelando una estructura equivalente para el cálculo de desplazamientos permanentes.

En la Figura 7.4e se presentan las historias de aceleraciones con las que se excitan los dos modelos. Al igual que en el caso de los modelos de base fija (Figura 7.1e), se toma la historia de aceleraciones registrada en el plano de deslizamiento durante el ensaye de laboratorio y se usa como excitación en el *modelo teórico*. En la Figura 7.4d se aprecia que la tendencia y la simetría de la historia de aceleraciones en la base del *modelo teórico* son similares a las registradas en el *modelo de laboratorio*. En estas señales, como se verá en detalle en el siguiente inciso, se observa que para el *modelo teórico* la incidencia del efecto de la aceleración cinética y el cambio del coeficiente de fricción estática a la cinética ocasiona la pérdida de suavidad del registro. Esto conduce a que se presente inicialmente un pico agudo y pronunciado en el acelerograma, el cual después de unos instantes es amortiguado, continuando la aceleración constante durante la fase de deslizamiento del modelo. La magnitud de la aceleración disminuye nuevamente cuando cesa el deslizamiento y deja de ser tomado en cuenta el término cinético de la ecuación 3.13, y el coeficiente de fricción regresa al estático.

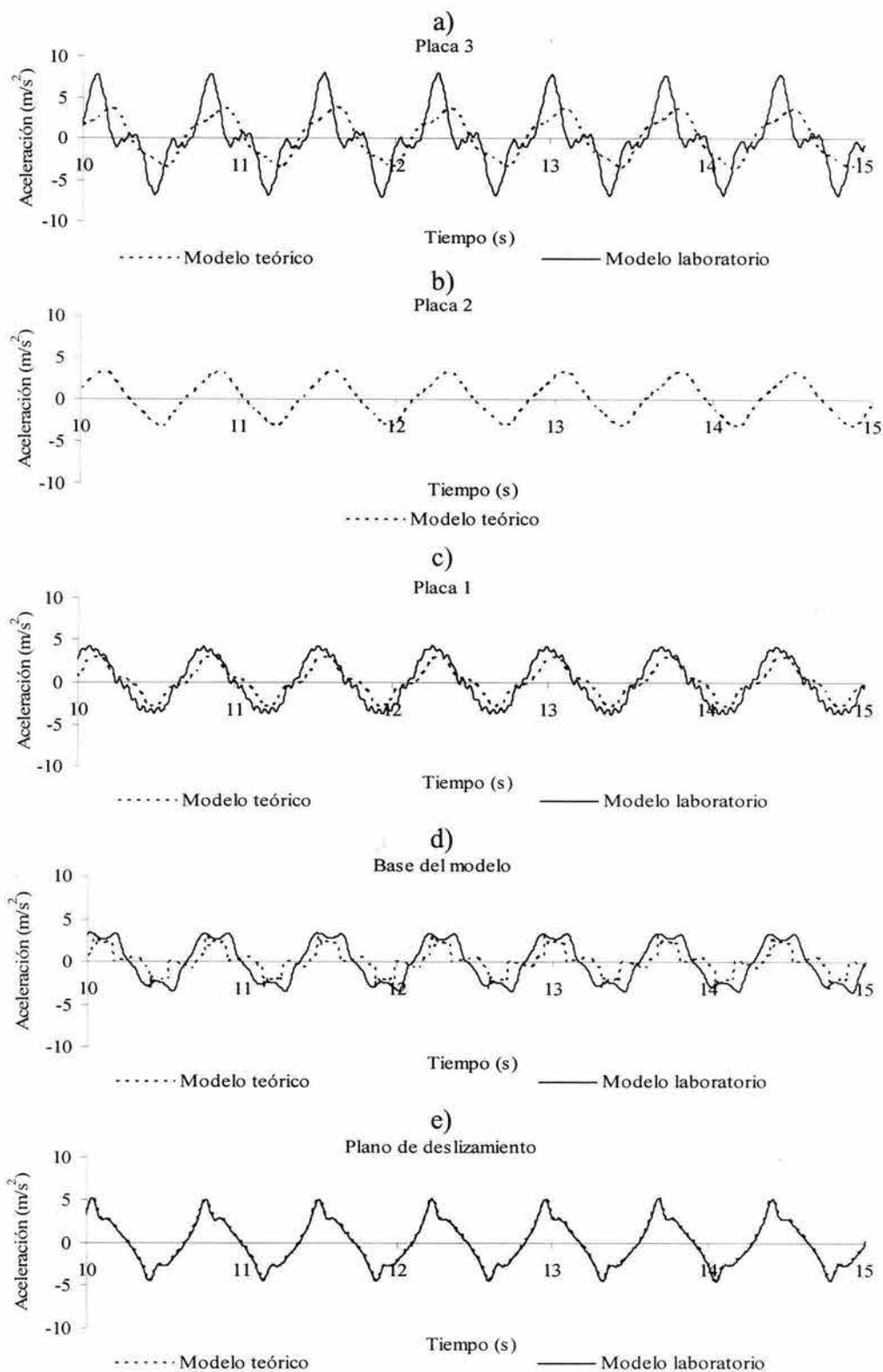


Figura 7.4. Aceleraciones resultantes en el *modelo de laboratorio* y en el *teórico*

En la Figura 7.4c se observa que la respuesta en la placa 1 calculada con el *modelo teórico* es más suave que la del *modelo de laboratorio*, además presenta una oscilación moderada

cerca del eje de las abscisas y un retardo en la aceleración de respuesta. En la Figura 7.4b se muestra la historia de aceleraciones en la placa 2, la cual presenta suavidad y simetría. Por último, en la Figura 7.4a la magnitud de las aceleraciones de ambos modelos difieren de manera apreciable.

En la siguiente figura (7.5), se comparan los espectros de aceleración de los registros obtenidos en la base de los modelos y en las placas 1 a 3.

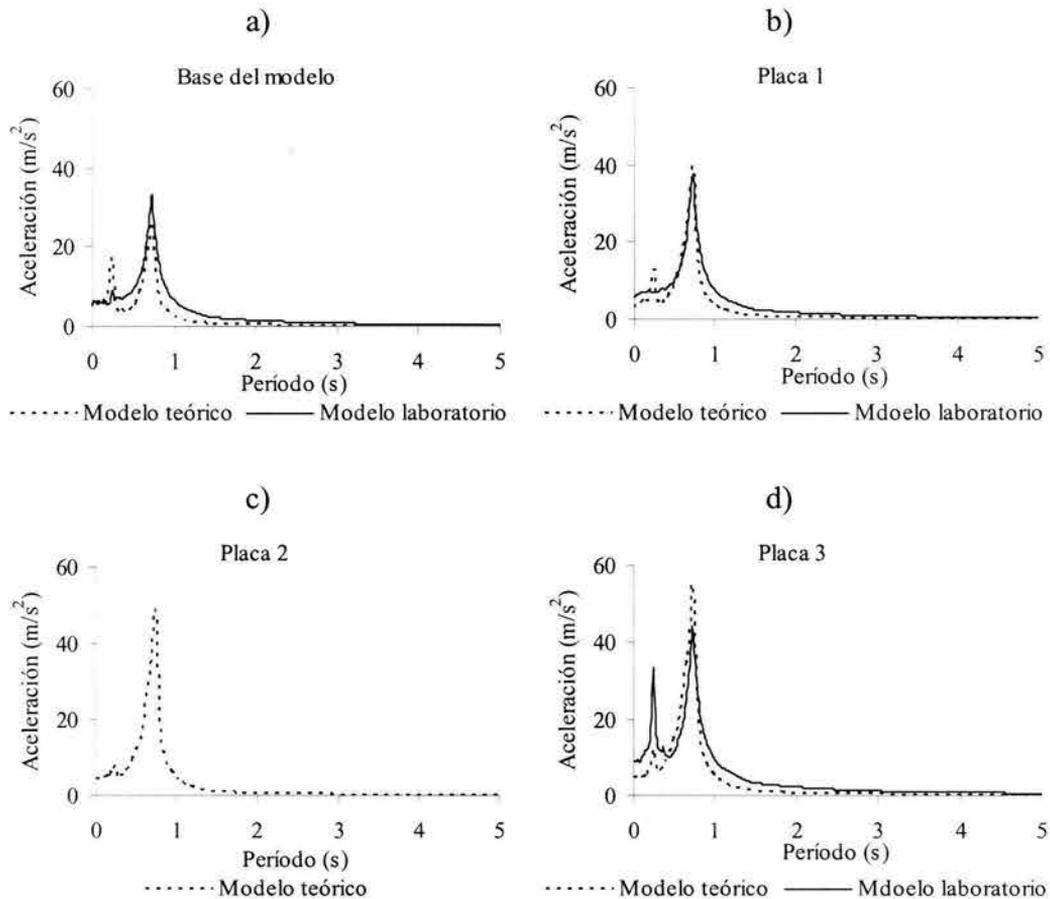


Figura 7.5. Espectros de frecuencia en las placas 1 y 3 y en la base en los *modelos de laboratorio y teórico*

En la Figura 7.5a se tiene una buena coincidencia entre los espectros de aceleraciones en la base del modelo, sin embargo existe una mayor magnitud en la aceleración del *modelo teórico* alrededor de 0.25 s, debido a los picos que se presentan al momento de iniciarse la fase de deslizamiento (Figura 7.4d). En los espectros mostrados en la Figura 7.5b correspondientes a la placa 1, la amplitud en el período principal presenta coincidencia en los dos modelos. Al igual que en el espectro de la base, la amplitud de los períodos cercanos al principal en el *modelo teórico* se ve un poco disminuida como consecuencia de las oscilaciones de baja amplitud que se presentan en algunos tramos a lo largo del eje de las abscisas (Figura 7.4c).

En la Figura 7.5c se presenta el espectro en la placa 2, el cual muestra que el pico de aceleración debido al deslizamiento (0.25 s) se ha atenuado significativamente. Por último en la Figura 7.5d (Placa 3) se aprecia que la amplitud del período principal en el *modelo teórico* es mayor. En el *modelo de laboratorio*, se presenta un pico de aceleración alrededor de 0.25 s el cual como se menciono antes, está asociado con el segundo modo de vibración del *modelo experimental*.

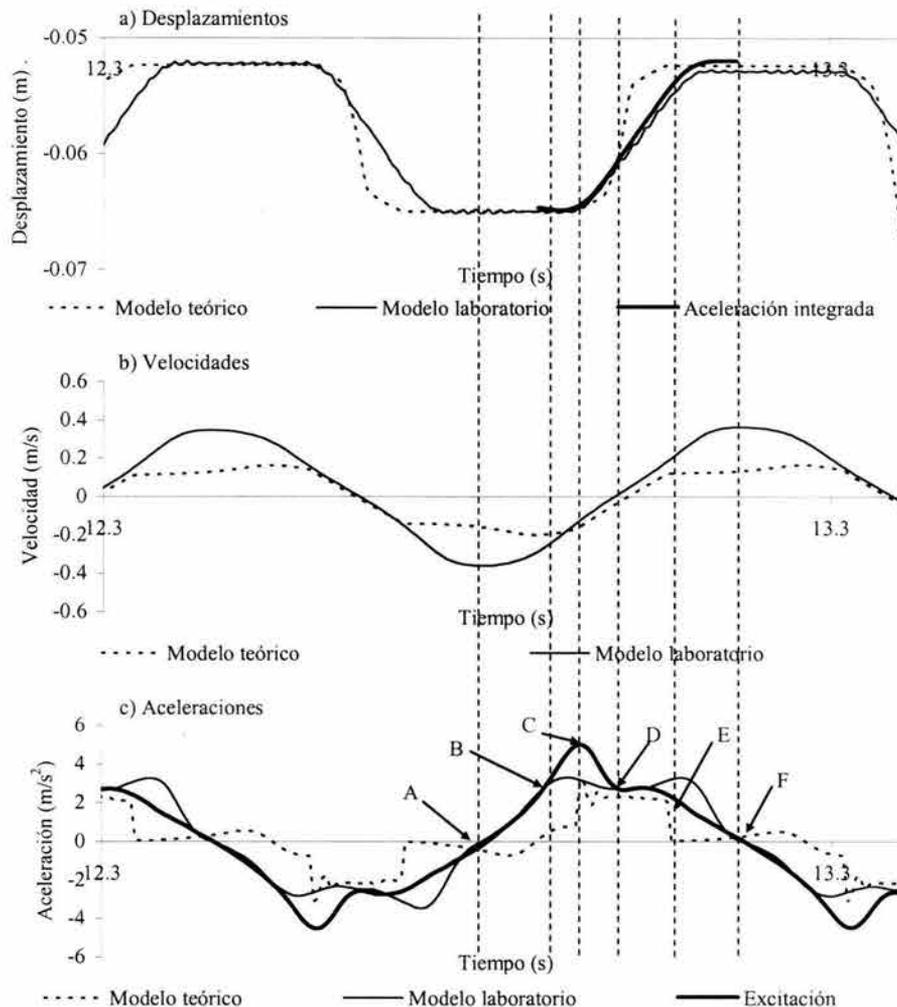


Figura 7.6. Registros de aceleración, velocidad y desplazamiento

En la Figura 7.6a se comparan los desplazamientos relativos medidos y calculados en la interfaz entre los modelos y su plano de deslizamiento. En las respuestas calculadas con el *modelo teórico*, la pendiente de la fase de deslizamiento es más pronunciada respecto a la medida en el *modelo de laboratorio*. También se observa que en el *modelo teórico* no se presentan vibraciones de altas frecuencias, lo que podría indicar que la mesa vibradora induce un pequeño ruido en los ensayos de laboratorio, el cual no modifica la tendencia general de los resultados. En la figura, también se presenta la doble integración del registro de aceleraciones en la base del *modelo de laboratorio* para un ciclo de deslizamiento. Éste muestra una tendencia similar a la del registro del LvdT y sus diferencias, como se comentó anteriormente, se deben al rango de sensibilidad de cada uno de los instrumentos.

En el punto A en la Figura 7.6c, las aceleraciones resultantes en los dos modelos y la excitación son iguales y no se presenta desplazamiento relativo entre los modelos y el plano de deslizamiento (Figura 7.6a). En el caso del *modelo teórico* la aceleración en la base oscila alrededor del eje de las abscisas (Figura 7.6c) por un período prolongado, lo cual se refleja en la meseta que se presenta en el registro de velocidades (Figura 7.6b). En el punto B de la historia de aceleraciones se puede apreciar que se inicia el desacoplamiento del *modelo de laboratorio* y el *modelo teórico* continúa acoplado. Es en el punto C donde comienza el deslizamiento del *modelo teórico*, el cual se observa claramente por medio de un incremento fuerte en la magnitud de la aceleración debido a la variación del coeficiente de fricción y a la inclusión de los términos cinéticos (Capítulo 3).

En la fase de deslizamiento para el *modelo teórico* comprendida entre los puntos C y E se tiene una disminución en la magnitud de la excitación en la base, la cual depende de la variación del coeficiente de fricción. En el punto D comienza la fase de desplazamiento relativo por el efecto cinético en el *modelo de laboratorio* y poco después de este punto se inicia también para el *modelo teórico*. Esto se puede apreciar en la historia de desplazamientos del *modelo teórico* (Figura 7.6a) en la zona de pendiente reducida que finaliza en el punto E. Por último, en el punto F se acoplan nuevamente los modelos y se inicia otro ciclo de deslizamiento.

El último punto de este inciso comprende el análisis de la cantidad de energía que se transmite. En la Figura 7.7 se muestra que la energía en la base del *modelo de laboratorio* es de 0.02316 N.m y en el *modelo teórico* es 0.00755 N.m lo que representa una diferencia de 66%. Debido a la disipación de energía que se produce por el deslizamiento, en los análisis numéricos se consideró que la excitación que actuaba en la base del modelo era menor que la suministrada por la mesa vibradora.

Con el propósito de tomar en cuenta esta disminución en la magnitud de la excitación, se define el índice de variación del coeficiente de fricción, el cual se aplica cuando el cuerpo empieza a deslizar: Índice de variación de la fricción = (Coeficiente de fricción dinámica) / (Coeficiente de fricción estática). La magnitud de la aceleración de la excitación se afecta por este índice durante el deslizamiento, obteniéndose la excitación reducida que se aplica al modelo: Excitación reducida = (Aceleración en el plano de deslizamiento) x (Índice de variación de la fricción).

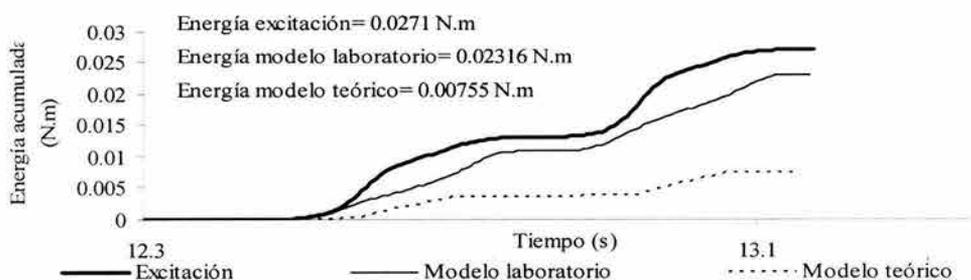


Figura 7.7. Energía en los modelos de base libre

## 7.2 Modelo sobre superficie de deslizamiento inclinada

### Modelo de base libre

En este inciso se presenta la última de las comparaciones entre el *modelo de laboratorio* y el *modelo teórico*. Se toma el modelo anterior, se coloca sobre un plano de deslizamiento inclinado ( $\alpha=6.4^\circ$ ) y se permite el libre desplazamiento del modelo.

En la Figura 7.8e se tienen las historias de las aceleraciones usadas como excitación en ambos modelos y al igual que en los casos anteriores, corresponden al registro de aceleraciones en el plano de deslizamiento del ensaye de laboratorio. En la base del *modelo teórico* (Figura 7.8d) se observan cambios repentinos de aceleración debidos al efecto cinético y a la variación en el coeficiente de fricción durante la fase de deslizamiento. En la Figura 7.8c, en el registro de aceleraciones de la placa 1 se tiene que la respuesta del *modelo teórico* mantiene una tendencia similar a la presentada por el *modelo de laboratorio*.

En la Figura 7.8b, la respuesta calculada en la placa 2, presenta suavidad y simetría en el registro. En la placa 3 (Figura 7.8a) el registro del *modelo de laboratorio* muestra que después del primer ciclo de deslizamiento, se presenta una mayor amplificación en la aceleración.

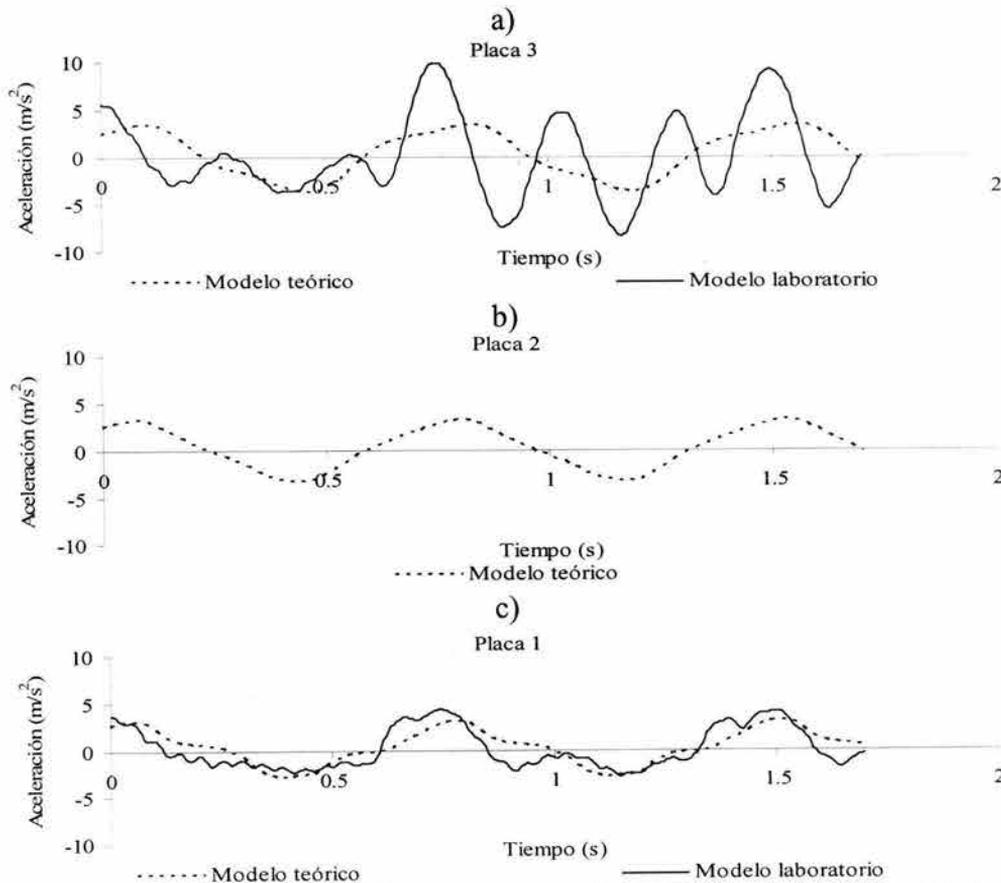


Figura 7.8. Aceleraciones resultantes en el *modelo de laboratorio* y en el *teórico*

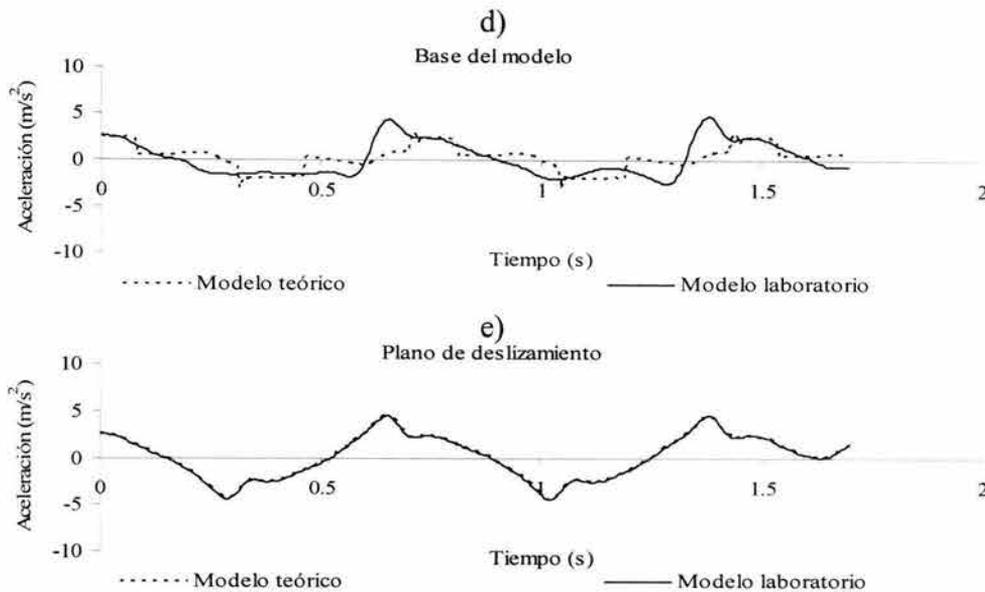


Figura 7.8 (cont.). Aceleraciones resultantes en el *modelo de laboratorio* y en el *teórico*

En la Figura 7.9 se presentan los espectros de aceleración de los registros en la base del modelo y en las placas 1 a 3, para los *modelos de laboratorio y teórico*. Los espectros en la base del modelo (Figura 7.9a) poseen una forma parecida y una incidencia del segundo modo de vibración similar en 0.25 s. En la placa 1 (Figura 7.9b) se observa una amplitud ligeramente mayor en las aceleraciones en el *modelo teórico*. La respuesta en la placa 2 (Figura 7.9c) muestra la misma tendencia de los dos espectros anteriores, pero con una mayor amplitud. En la Figura 7.9d se tiene un comportamiento diferente en los dos modelos, mientras el *modelo teórico* mantiene la tendencia a presentar la máxima amplitud de la aceleración en el mismo período, el *modelo de laboratorio* la presenta en 0.25 s, debido a una mayor participación del segundo modo de vibración. Lo cual indica que la posible generación de frecuencias altas por efectos del deslizamiento, puede acentuar la influencia de los modos superiores.

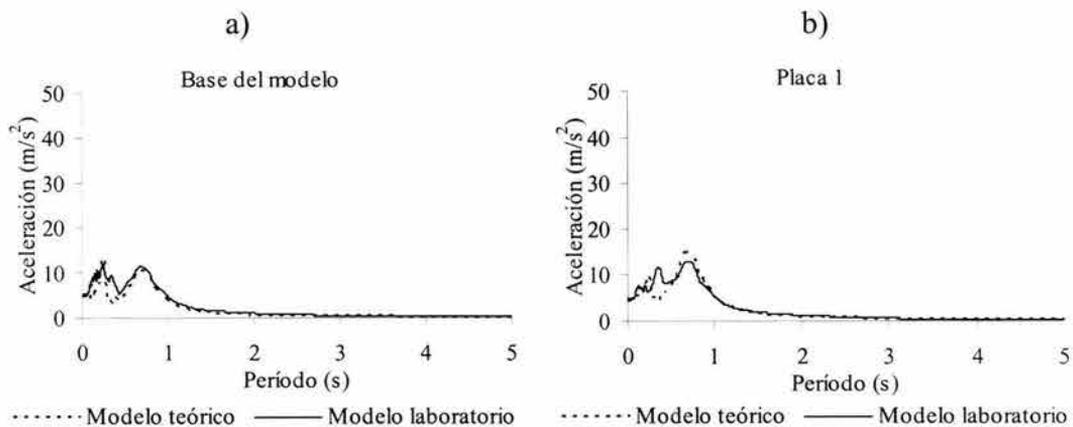


Figura 7.9. Espectros de frecuencia en las placas 1 a 3 y en la base en los *modelos de laboratorio y teórico*

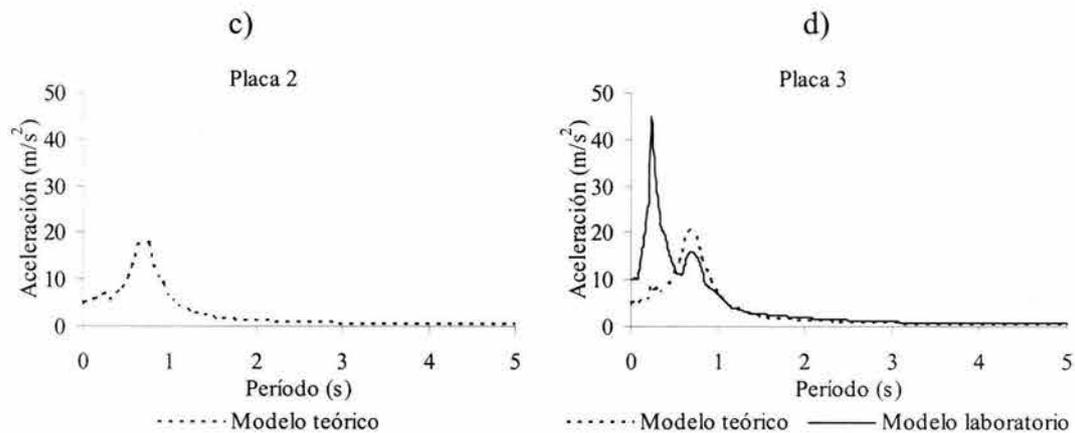


Figura 7.9 (cont.). Espectros de frecuencia en las placas 1 a 3 y en la base en los *modelos de laboratorio y teórico*

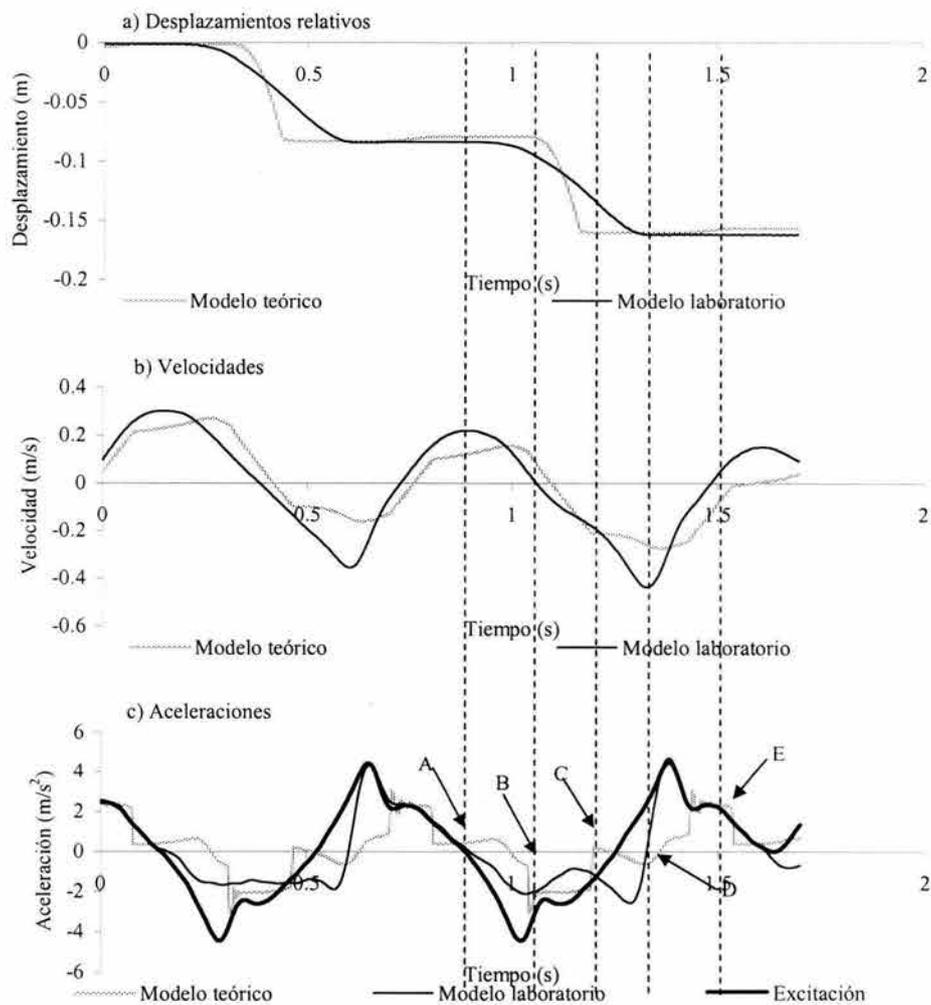


Figura 7.10. Registros de aceleración, velocidad y desplazamiento

Para el análisis de la Figura 7.10c, se toma el punto A como el inicio del ciclo de deslizamiento que se va a estudiar. En A se tiene la coincidencia entre las aceleraciones en la base de *los modelos teórico y experimental*, y la aceleración de la excitación. En este punto no hay desplazamiento relativo. En el punto B se inicia la fase de deslizamiento en el *modelo teórico*, la cual se prolonga hasta el punto C, y hasta el punto D para el *modelo de laboratorio*. En la Figura 7.10b los registros de velocidades calculados en ambos modelos siguen la misma tendencia y las velocidades pico se presentan en menor magnitud para el *modelo teórico*, debido probablemente a la oscilación de la aceleración en torno al eje de las abscisas.

En la Figura 7.11 se presenta la variación de la energía que se transmite en el modelo *teórico* y en el de *laboratorio*. Se observa una diferencia de 53% en la magnitud de la energía entre ambos modelos.

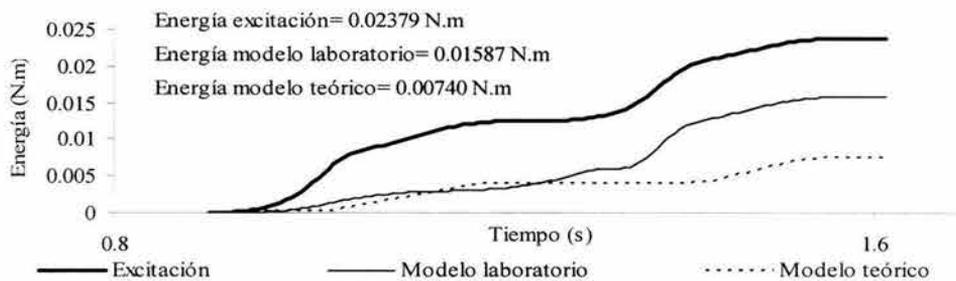


Figura 7.11. Energía en los modelos inclinados

En conclusión, en este ensaye se observa que las historias de desplazamientos son reproducidas con una buena aproximación. Lo cual permite calcular con un buen grado de confianza los desplazamientos de estructuras térreas, incluyendo los parámetros discutidos a lo largo de esta investigación. Por otro lado, las historias de aceleraciones calculadas no concuerdan fielmente con las registradas en los ensayes con modelos de base libre, lo cual se debe, como se mencionó al principio de este capítulo, a que en el *modelo teórico* se utiliza una estructura de propiedades equivalentes. Además, debe enfatizarse que el efecto comúnmente denominado como P- $\Delta$ , no está considerado en la formulación del *modelo teórico*, lo cual afecta la respuesta de la masa superior, principalmente.

### 7.3 Análisis de los registros de aceleración en los ejes Y y Z

En las Figuras 7.12 y 7.13 se realiza la comparación de los espectros de aceleración en la dirección vertical (eje Z) y en la dirección transversal (eje Y). Teniendo en cuenta que la excitación se produce en el eje X. La finalidad de este análisis es estudiar la posible generación de vibraciones en las direcciones Y y Z.

Los espectros de aceleraciones en la base del modelo y en la placa 3 (Figuras 7.12a y b) alcanzan magnitudes aproximadamente 12 a 15 veces menores que el espectro correspondiente a la aceleración en la dirección X (Figuras 7.5a y b). En la base del modelo (Figura 7.12a) se tiene que para los tres casos los espectros de aceleración son similares. Lo cual indica que la condición de ajuste de la base del modelo al plano de deslizamiento no sufre cambios significativos debido a las variaciones en los ensayes. La aceleración vertical

en la placa 3 (Figura 7.12b) muestra que el espectro es similar para el modelo horizontal fijo y el horizontal libre. Mientras que, en el modelo inclinado libre la amplitud es mayor. Esto se debe principalmente a la amplificación que se presenta en las aceleraciones en la placa 3 cuando el modelo se encuentra deslizando sobre el plano inclinado, lo cual es consistente con los análisis de la aceleración de respuesta en la dirección X, realizados en los incisos anteriores.

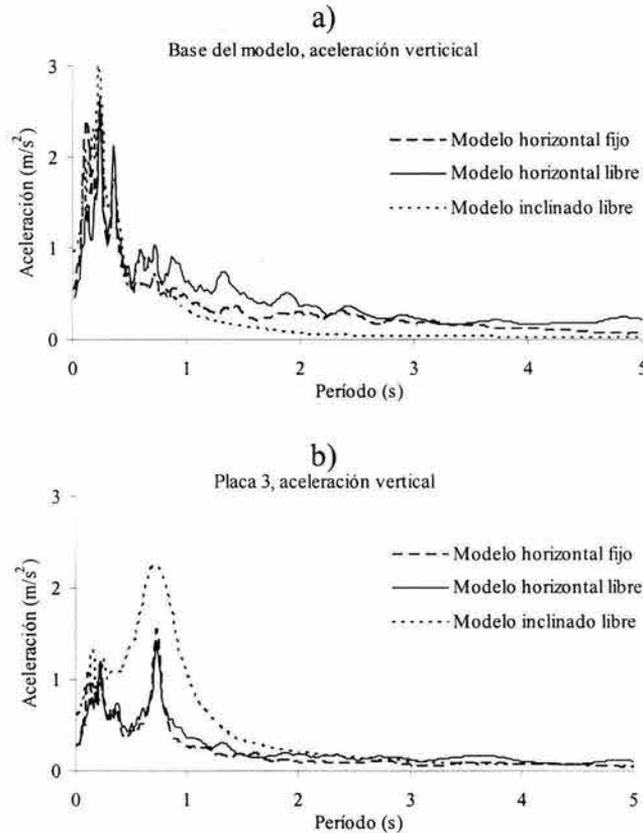


Figura 7.12. Espectro de aceleración vertical en la base y en la placa 3

Para el caso de la aceleración transversal (eje Y) en la base del modelo (Figura 7.13a) se tiene que el modelo presenta cierta vibración debida a que el acoplamiento lateral entre la base y los elementos que le sirven de guía, presenta una holgura mínima, la cual es necesaria para evitar la aparición de fuerzas resistentes laterales durante el deslizamiento.

En cuanto a la placa 3 (Figura 7.13b), el espectro de aceleración para el caso inclinado se atenúa respecto a los espectros de los otros dos casos, los cuales son similares entre sí. La importancia de tener en cuenta la aceleración en la dirección Y, se debe a que puede dar idea de la incidencia de la torsión en el comportamiento del modelo. Pero dado que las magnitudes en estos casos son mucho menores, respecto de las aceleraciones en dirección X, la influencia de la torsión es despreciable en el comportamiento del modelo físico.

Al no ser decisiva la influencia de las aceleraciones en el sentido transversal y vertical en el *modelo de laboratorio*, los resultados del *modelo teórico* obtenidos con la excitación solamente en la dirección X, pueden considerarse adecuados para la reproducción de los

ensayos de laboratorio en el rango en que estos han sido realizados. Pudiéndose incluir para futuros desarrollos la evaluación del efecto de la aceleración transversal y vertical con el fin de lograr resultados más aproximados a la física del problema.

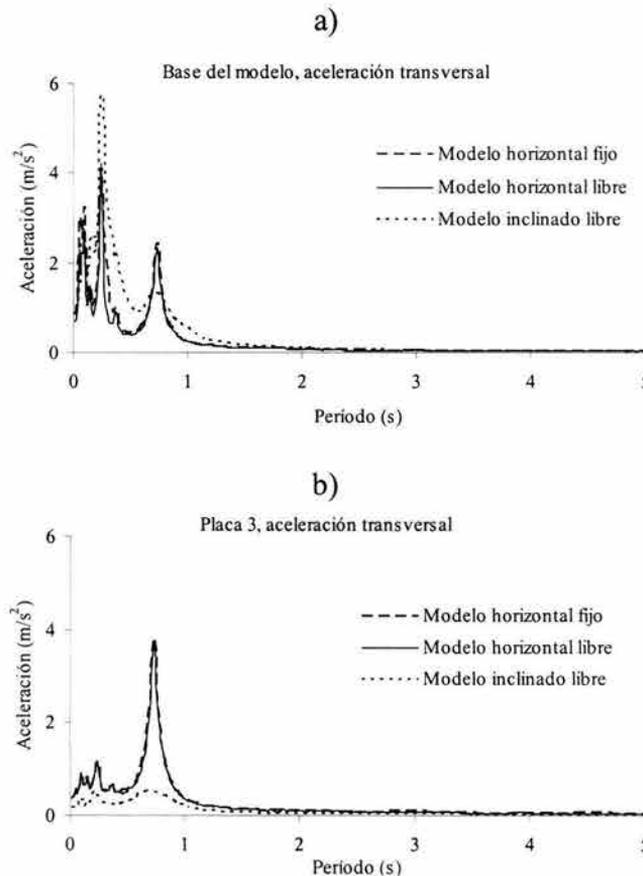


Figura 7.13. Espectro de transversal en la base y en la placa 3

#### 7.4 Propuesta para el estudio de la influencia del índice de energía en los desplazamientos relativos

Con el propósito de condensar en un parámetro los resultados obtenidos en laboratorio, se propone un índice con el cual se relaciona la inclinación del plano de deslizamiento, la frecuencia de excitación, la geometría y la rigidez del modelo, con la energía resultante en su base. Se define el *Índice de Energía (IE)* = *Energía de salida* / *Energía de entrada*, donde la *Energía de entrada* es la correspondiente a un ciclo de la excitación y la *Energía de salida* es calculada en la base del modelo en el mismo ciclo. El índice se relaciona con el deslizamiento, por ciclo, del modelo y representa una aproximación de la magnitud del desplazamiento relativo esperado, de acuerdo a las características del modelo.

Aunque este planteamiento necesita de un mayor desarrollo, se presenta con la finalidad de mostrar cómo se podría aplicar en la interpretación de resultados equivalentes, pero considerando una gama amplia de materiales. En la figura 7.14 se presenta un ejemplo en el cual se toman los modelos de placas cilíndricas 686,  $\alpha=0^\circ$  y 733,  $\alpha=6.4^\circ$ , excitados con una señal cuya frecuencia es 1.4Hz, y el modelo 763,  $\alpha=0^\circ$ , excitado a 2.0Hz (Tabla 6.1).

También, se incluyen los modelos de placas rectangulares 330,  $\alpha=0^\circ$  y 400  $\alpha=6.5^\circ$  a 1.4 Hz, y los modelos 557,  $\alpha=0^\circ$  y 599  $\alpha=6.4^\circ$  a 2.0Hz.

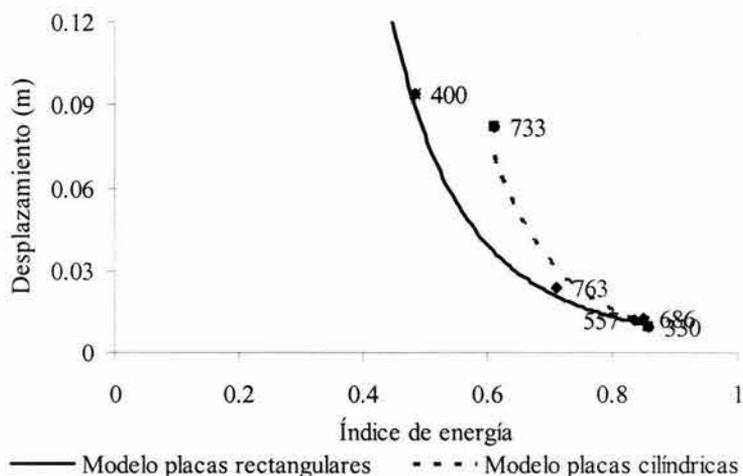


Figura 7.14. Relación de energía – desplazamiento para los modelos **de referencia** y el de *placas rectangulares*

No obstante que el número de puntos es escaso, en la Figura 7.14 se observa una tendencia clara que indica que al aumentar el IE disminuye la magnitud de los desplazamientos permanentes. Esto se debe a que la interfaz es capaz de transmitir mayor energía (fricción cinética más alta o equivalentemente fuerzas de fricción mayores), lo que significa mayor resistencia al desplazamiento. En la figura, también se muestra el efecto de la geometría de la estructura, en la cual el modelo de placas rectangulares presenta una tendencia a disminuir el IE en mayor escala que el modelo de placas cilíndricas. Siendo esto consecuencia del cambio en la flexibilidad global del sistema ocasionado por la configuración de la estructura. Para definir un IE general es necesario ampliar la base de datos por medio de ensayos complementarios de laboratorio, en los cuales se contemplen diversos materiales térreos y geomateriales, incluyendo casos reales instrumentados.

Por último, los análisis realizados han mostrado la mayor influencia, en el deslizamiento, de ciertos parámetros como son, la fricción, la flexibilidad, la geometría y la inclinación de la superficie de deslizamiento, y la distribución de la masa. En menor escala, se presenta la influencia de la variación de la distribución espacial de la excitación y el comportamiento no lineal de los materiales constitutivos. La evaluación de estos, permite que el cálculo de los desplazamientos relativos por medio del modelo teórico, sean más apegados a la respuesta de la estructura. Los resultados de laboratorio comparados con los obtenidos por medio del método de Newmark, muestran que estos últimos son substancialmente menores. Sin embargo, se ha observado que en los casos en los que las hipótesis en las que se basa este método se cumplan aproximadamente, los resultados serán semejantes a los medidos. Desafortunadamente, en la realidad esta situación difícilmente se presenta. Por otro lado, los resultados incluidos en esta tesis muestran que el modelo teórico propuesto, puede ser utilizado en el estudio de una gran variedad de estructuras (*ie.*, fallas de taludes o

estructuras desplantadas sobre un depósito o talud que puedan sufrir desplazamiento de su cimentación) para evaluar el potencial de deslizamiento de éstas.

## 8. Conclusiones

1. Los métodos existentes presentan simplificaciones de cálculo, hipótesis en algunos casos alejadas de la física del problema y falta de interacción entre los principales factores que influyen en la respuesta del cuerpo. Los resultados obtenidos por medio de estos métodos pueden llegar a estar en algunos casos alejados de la realidad, haciendo que diseños o evaluaciones de estructuras que se creían seguras, no lo sean.

2. El método propuesto sirve para evaluar la estabilidad sísmica de una gran variedad de estructuras. Éste, modela a la estructura como un cuerpo flexible con la masa distribuida y reproduce su geometría mediante elementos discretos. Además, al ser realizados los análisis en el dominio del tiempo, se puede incluir el efecto de la no linealidad de los materiales constitutivos debido a la carga cíclica, la variación espacial del coeficiente de fricción en la interfaz de deslizamiento, la incoherencia de los movimientos sísmicos, la adaptabilidad de la estructura durante la fase de deslizamiento a la geometría de la superficie de falla, los modos de vibración, la formación de grietas, los efectos cinéticos y el empuje hidrostático. De todos estos, los que más influyen son el coeficiente de fricción, el efecto cinético, el empuje hidrostático y el ángulo de inclinación de la superficie de falla. Otra ventaja del tipo de análisis propuesto es que se puede calcular el Espectro de Desplazamiento (EDP), el cual integra los aspectos fundamentales de la respuesta del talud.

3. Los ensayos de laboratorio sirvieron para evaluar la influencia, en la magnitud de los desplazamientos relativos, de la flexibilidad de la estructura, la inclinación de la superficie de falla, la geometría del modelo, la distribución de la masa y los coeficientes de fricción cinética y dinámica. Los resultados obtenidos muestran que la magnitud de los desplazamientos relativos registrados en el modelo rígido fue menor que la de los modelos flexibles. El de placas rectangulares se desplazó menos que el de referencia. De acuerdo con los resultados de los modelos de placas cilíndricas, la distribución espacial de la masa influyó en los desplazamientos. Las magnitudes de los desplazamientos relativos en los ensayos de laboratorio, comparadas con las calculadas con el método de Newmark, indican que éste subestima hasta en un 50% la magnitud de los medidos en el laboratorio tanto para los ensayos sobre plano horizontal como sobre plano inclinado. Sin embargo, pueden presentarse casos en los que las características del modelo sean más apegadas a las hipótesis del método de Newmark y la respuesta calculada se aproxime a la medida. Por otro lado, el comportamiento del modelo sufre importantes cambios cuando desliza sobre la mesa vibradora. En particular, la respuesta de los modos de vibración es afectada significativamente y la firma de los acelerogramas es modificada. El enfoque energético presentado en esta tesis permite observar que no todas las fuerzas actuantes son ocasionadas por la excitación.

4. Los resultados de la investigación muestran que el proceso de desplazamiento relativo de dos cuerpos puede ocupar una o varias de las etapas:

4.1. Cuando la fuerza resistente es vencida, debido a la mayor aceleración de la base, ésta tiene una tasa de desplazamiento mayor que la del cuerpo superior, dando la impresión que éste se desplaza en sentido opuesto. En el caso de los taludes se asocia en ocasiones a desplazamientos aparentes cuesta arriba. Este movimiento relativo induce remoldeo de los

materiales con la consecuente disminución de la resistencia al corte de superficies potenciales de falla.

4.2. Cuando ocurre un decremento significativo de la aceleración de la excitación, las fuerzas de inercia actuantes en el cuerpo superior pueden causar su deslizamiento con respecto a la base. Un efecto del mismo tipo, pero más notable ocurre cuando se presenta el cambio de sentido de la excitación.

5. Los resultados de los tres casos analizados en el Capítulo 7, permiten argumentar que el modelo teórico reproduce, en términos generales, adecuadamente los desplazamientos relativos experimentales. Las discrepancias observadas entre las historias de aceleraciones se deben principalmente a que el modelo teórico no reproduce las características de vibración de la parte superior del modelo físico.

6. El índice de energía (IE) planteado, tiene un gran potencial de aplicación, pero es necesario realizar una serie de ensayos que cubran una gama de parámetros más amplia con el fin de lograr definir las tendencias de comportamiento de cada una de estas variables.

## 9. Referencias

Al-Homoud, A. S. (1990). "Evaluating Tilt of Gravity Retaining Walls During Earthquakes." PhD Thesis, MIT, Cambridge, MA, USA. 300pp.

Al-Homoud, A. S. and Whitman, R. V. (1995). "Comparison Between Finite Element Predictions and Results from Dynamic Centrifuge Test on Tilting Gravity Wall Retaining Dry Sand." *Soil Dynamic and Earthquake Engineering Journal*, U.K. 14(4) 259-68.

Al-Homoud, A. S. and Tahtamoni, W. (2000). "Comparison Between Predictions Using Different Simplified Newmarks' Block-on-Plane Models and Field Values of Earthquake Induced Displacements." *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*. 19 (2000) 73-90.

Ambraseys, N. N. and Sarma, S. K. (1967). "The Response of Earth Dams to Strong Earthquakes." *Geotechnique*, Vol. 17, No. 2, pp 181-213.

Ambraseys, N. N. (1972). "Behavior of Foundation Material During Strong Earthquakes." *Proceedings of the Fourth European Symposium on Earthquake Engineering*, London, Vol 7.

Ambraseys, N. N. and Srbulov, M. (1995). "Earthquake Induced Displacements of Slopes." *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*. 14, 59-71.

Bendat, J. S. and Piersol, A. G. (1971) "Random Data: Analysis and Measurement Procedures." Wiley-Interscience.

Bendat, J. S. and Piersol, A. G. (1993). "Engineering Applications of Correlation and Spectral Analysis." John Wiley & Sons, Inc.

Bishop, A. W. (1955). "The Use of the Slip Circle in the Stability Analysis of Earth Slopes." *Geotechnique* 1955: 5 7-17.

Botero, E. y Romo, M. P. (2000). "Análisis Dinámico de Rellenos de Desechos Sólidos Municipales." XX Reunión Nacional de Mecánica de Suelos. Oaxaca, México.

Botero, E. and Romo, M. P. (2001). "Seismic Analysis of Slopes." XV International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Istanbul, Turkey.

Botero, E. and Romo, M. P. (2002a). "A Two Dimensional Procedure for Slopes Seismic Analysis." Twelfth European Conference on Earthquake Engineering. London.

Botero, E. y Romo, M. P. (2002b). "Análisis Bidimensional de Taludes." XXI Reunión Nacional de Mecánica de Suelos. Querétaro, México.

Botero, E. and Romo, M. P. (2003a). "Seismic Analysis of Slope Stability." *Revista Geofísica Internacional*. Vol. 42 Num. 2, 219-225.

- Botero, E. y Romo, M. P. (2003b). "Implicaciones Ambientales del Desempeño Sísmico de Rellenos Sanitarios." I Congreso Nacional de la Academia de Ingeniería. San Luis Potosí, México.
- Botero, E. and Romo, M. P. (2003c). "Analysis Method for Translational Failures in Slopes. Soil Rock America" 2003. Boston, EUA.
- Chopra, A. K. and Zhang, L. (1991). "Earthquake-Induced Base Sliding of Concrete Gravity Dams." *Journal of Structural Engineering*. ASCE, 117 (12), 3698-3719.
- Davis, R. O., Desai, C. S. and Smith, N. R. (1993). "Stability of Motions of Translational Landslides." *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 119, No. 3, March, pp. 420-432.
- Dobry, R. and Baziar, M. H. (1992). "Modeling of Lateral Spreads in Silty Sands by Sliding Soil Blocks." *Stability and Performance of Slopes and Embankments II*. Conference Proceeding, pp. 625-652.
- Elms, D. G. (2000). "Refinements to the Newmark Sliding Block Model." 12WCEE. New Zealand. Paper 2132.
- Fellenius W. (1936). "Calculation of the Stability of the Earth Dams." *Transactions of the Second Congress on Large Dams*. Washington 1936; 4445.
- Franklin, A. G. and Chang, F. K. (1977). "Earthquake Resistance of Earth and Rockfill Dams." Misc. Paper S-71-17, U.S, Army Waterway Experiment Station, Vicksburg, Miss.
- Goodman, R. E. and Seed, H. B. (1965). "Displacements of Slopes in Cohesionless Materials During Earthquakes." Rep. No. H21. Inst. of Trans. and Traffic Engineering, University of California, Berkeley, California.
- Houston S. L., Houston W. N. and Padilla J. M. (1987). "Microcomputer-aided Evaluation of Earthquake-Induced Permanent Slope Deformation." *Journal of Microcomputers in Civil Engineering*. 2(3), 207-222.
- Hutchinson, J. N. (1995) "Keynote paper: Landslide Hazard Assessment." Proc. 6th International symposium of landslides. Christchurch 3, 1805-1841, Balkema, Rotterdam.
- Kramer, S. L. and Smith, M. W. (1997). "Modified Newmark Model for Seismic Displacements of the Compliant Slopes." *Journal of Geotechnical Engineering*. ASCE, 123 (7), 635-644.
- Leroueil, S. (2001). "Natural Slopes and Cuts: Movement and Failure Mechanisms." *Geotechnique*. 51-3 pp 197-243.
- Makdisi, F. I. and Seed, H. B. (1978). "Simplified Procedure for Estimating Dam and Embankment Earthquake-Induced Deformations." *Journal of Geotechnical Engineering*. ASCE, 104 (7), 849-867.

Méndez, C. (2004). "Investigación Experimental de la Fricción Dinámica Sobre la Interfaz de un Modelo de Bloque Rígido." Tesis de maestría, División de Estudios de Posgrado, Facultad de Ingeniería, universidad Nacional Autónoma de México.

Nadim, F. and Whitman, R. V. (1983). "Seismically Induced Movement of Retaining Walls." *Journal of the Geotechnical Engineering Division*. ASCE. 1983; 109 (GT7): 915-31.

Newmark, N. M. (1963). "Earthquake Effects on Dams and Embankments." Presented at the October 7-11, ASCE Struct. Eng. Conf., San Francisco.

7

Newmark, N. M. (1965). "Effects of Earthquakes on Dams and Embankments." *Geotechnique*. 15 (2), 139-160.

Rathje, E. M and Bray, J. D. (2000). "Nonlinear Coupled Seismic Analysis of Earth Structures." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. ASCE, 2000; 126 (11): 1002-1014.

Reséndiz, D. (2003). "Agua Prieta Landslide: Assessment Upon 15-Years Monitoring." *Serie Investigación y Desarrollo*. Instituto de Ingeniería. Universidad Nacional Autónoma de México. SID/634.

Richards, R. J. and Elms, D. (1979). "Seismic Behavior of Gravity Retaining Walls." *Journal of the Geotechnical Engineering Division*. ASCE, Vol. 105, No. GT4, Apr., pp 449-464.

Romo, M. P. (1971). "Análisis de Estabilidad de Taludes en Términos de sus Deformaciones Exteriores." Tesis de Maestría. Universidad Nacional Autónoma de México.

Romo, M. P. y Reséndiz, D. (1980). "Computed and Observed Deformation of Two Embankment Dams Under Seismic Loading." *International Conference on Design of Dams to Resist Earthquake*, The Institution of Civil Engineers, London, pp 219-226, October 1 y 2.

Romo, M. P. y Aguilar, J. I. (1995a). "Desplazamientos Permanentes en Terraplenes Causados por Sismos." Informe Instituto de Ingeniería. Universidad Nacional Autónoma de México, México.

Romo, M. P. (1995b). "Clay Behavior, Ground Response and Soil-Structure Interaction; Studies in Mexico City." *Third International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics*, St. Louis Missouri, 2: 1039.

Sarma, S. K. and Chlimintzas, G. O. (2001). "Co-seismic & Post-seismic Displacements of Slopes." XV ICSMEG TC4. Satellite Conference on "Lessons Learned from Recent Strong Earthquakes" 25 august, 2001, Istanbul, Turkey. 183-188.

Sarma, S. K. (1979). "Stability of Embankments and Slopes." ASCE Journal of the Geotechnical Engineering Division. 105 (GT12) 1511-1524.

Seed, H. B. and Martin, G. R. (1966). "The Seismic Coefficient in Earth Dam Design." Journal of Soil Mechanics and Foundations Division. ASCE, 1966; 92 (3): 25-28.

Schuster, R. L. (1996). "Socioeconomic Significance of Landslides." In landslides: Investigation and Mitigation, Special Report 247, pp 12-35. Washington, Transportation Research Board.

Taylor, D. W. (1953). Letter to South Pacific Division, Corps of Engineers, San Francisco, 14 april.

Vessely, D. A. and Cornforth, D. K. (1998). "Estimating Seismic Displacements of Marginally Stable Landslides Using Newmark Approach." Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics III. Conference Proceeding. pp. 800-811

Wartman, J., Riemer, M. F., Bray, J. D. and Seed, R. B. (1998). "Newmark Analysis of a Shaking Table Slope Stability Experiment." Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics III. Conference Proceeding .pp. 778-789

Wartman, J., Bray, J. D. and Seed, R. B. (2003). "Inclined Plane Studies of the Newmark Sliding Block Procedure." Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. ASCE, august 2003. 673-684.

Wong, C. P. and Whitman, R. V. (1983). "Seismic Analysis and Improved Design Procedure for Gravity Retaining Walls." Research report, R82-32, Department of Civil Engineering, MIT, 1983.