



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA

INSTITUTO DE INGENIERÍA

**INFLUENCIA DE LA GEOMETRÍA DE LA
CIMENTACIÓN EN LA DETERMINACIÓN DEL
ESPECTRO DE DISEÑO SÍSMICO**

T E S I S

QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:

MAESTRO EN INGENIERÍA

INGENIERÍA CIVIL – ESTRUCTURAS

P R E S E N T A :

ALFREDO FRANCISCO ESPINOZA MÉZQUITA

TUTORES:

JAVIER AVILÉS LÓPEZ

PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA

MARTHA MARIA SUAREZ LOPEZ

PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA

CIUDAD DE MÉXICO, AGOSTO, 2018



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



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.

JURADO ASIGNADO:

Presidente: DR. JOSÉ ALBERTO ESCOBAR SÁNCHEZ

Secretario: M.I. AGUSTÍN DEMÉNEGHI COLINA

Vocal: DRA. MARTHA MARIA SUAREZ LOPEZ

1er. Suplente: DR. JUAN JOSÉ PÉREZ GAVILÁN ESCALANTE

2do. Suplente: DR. ROBERTO GÓMEZ MARTÍNEZ

Lugar donde se realizó la tesis: INSTITUTO DE INGENIERÍA, UNAM

TUTOR DE TESIS:

JAVIER AVILÉS LÓPEZ

FIRMA

TUTOR DE TESIS:

MARTHA MARIA SUAREZ LOPEZ

FIRMA

AGRADECIMIENTOS

Al Dr. Javier Avilés López, por marcar las pautas e ideas principales de esta tesis.

A la Dra. Martha Suarez Lopez, por su gran apoyo, paciencia y disposición brindada durante la realización de esta tesis, así como merece un reconocimiento especial su calidad humana y profesionalismo.

A los miembros del jurado: Dr. José Alberto Escobar Sánchez, M.I. Agustín Deméneghi Colina, Dr. Juan José Pérez Gavilán Escalante y Dr. Roberto Gómez Martínez por su disponibilidad para revisar y evaluar la tesis.

Al Dr. Juan José Pérez Gavilán Escalante, por proporcionarnos su algoritmo para el cálculo de la discretización de los cimientos estudiados en esta tesis.

A mis padres José Alfredo y Elizabeth, por haberme formado educado de la forma en que lo hicieron y el gran cariño que me han brindado a lo largo de mi vida, por esto y más les agradezco y no está de más decirles que es un gran orgullo ser su hijo.

A mis hermanos César (Big) y José Alfredo (Quirrín), por su afecto y entusiasmo que me han brindado en esta etapa de mi vida.

A mi manina Esther Meléndrez, quien fue mi segunda madre por todo el apoyo y fuente inagotable de consejos brindados durante toda mi vida, un fuerte abrazo y un gran beso al cielo.

A los miembros de la familia que se han preocupado durante la realización de mis estudios de maestría.

A la Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM) por todo el conocimiento impartido y permitirme seguir aprendiendo.

Al Instituto de Ingeniería de la UNAM, por las facilidades prestadas en el desarrollo de esta tesis.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT) por el apoyo económico durante mis estudios de maestría.

RESUMEN

Los efectos de interacción dinámica suelo – estructura (IDSE) adquieren importancia cuando las estructuras son desplantadas sobre estratos de suelo blando. Una forma práctica de tomar en cuenta la IDSE es analizando la estructura sobre base rígida, pero sometiéndola a un espectro de diseño sísmico que toma en cuenta estos efectos. En las *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del Reglamento de Construcciones del Distrito Federal 2004 (RCDF – NTCDS – 04)*, así como en el *Manual de Diseño de Obras Civiles Diseño por Sismo de la Comisión Federal de Electricidad 2015 (MDOC – DS – 15)*, se presenta un procedimiento para obtener este espectro; sin embargo, el cimiento se considera con planta circular. En este estudio se obtienen los espectros de diseño sísmico para edificios de 5, 10 y 15 niveles sobre cimentaciones superficiales que se apartan de la forma circular que considera la norma y el manual utilizando un método indirecto de elementos de frontera y se comparan con los obtenidos según lo establecido en el *MDOC – DS – 15*.

ABSTRACT

The dynamic soil – structure interaction (DSSI) effects acquire importance when structures are supported by soft soil layers. A practical way to take into account the DSSI is to analyze the structure on rigid base subjected to a seismic design spectrum that takes these effects into account. A procedure for obtaining this spectrum is presented in the *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del Reglamento de Construcciones del Distrito Federal 2004 (RCDF – NTCDS – 04)* as well as in the *Manual de Diseño de Obras Civiles Diseño por Sismo de la Comisión Federal de Electricidad 2015 (MDOC – DS – 15)*; however, the base of the foundation is considered to be circular. The seismic design spectrum is obtained for 5, 10 and 15 story buildings on shallow foundations with different base geometries than the circular shape using an indirect boundary element method and are compared with those obtained with the established in *MDOC – DS – 15*.

ÍNDICE

AGRADECIMIENTOS	I
RESUMEN	II
ÍNDICE	III
LISTA DE FIGURAS	VI
LISTA DE TABLAS	IX
INTRODUCCIÓN.....	1

I. FACTORES QUE INFLUYEN EN UN ANÁLISIS DE INTERACCIÓN DINÁMICA SUELO – ESTRUCTURA..... 3

I.1. Introducción del capítulo	3
I.2. Geometría y profundidad de desplante del cimiento	4
I.3. Tipo de onda, ángulo incidente y azimut	10
I.4. Influencia de la superestructura.....	13
I.5. Implementación en la normativa y guías de diseño.....	15
I.6. Conclusión del capítulo	17

II. FUNDAMENTOS TEÓRICOS SOBRE LA INTERACCIÓN DINÁMICA SUELO ESTRUCTURA..... 18

II.1. Introducción del capítulo	18
II.2. Métodos para resolver las ecuaciones de movimiento.....	19
II.2.1. Método de Superposición	20
II.2.2. Solución en tres pasos	22
II.3. Funciones de impedancia	23
II.3.1. Determinación de rigideces estáticas.....	26
II.3.1.1. Manual de Diseño de Obras Civiles Diseño por Sismo (<i>MDOC-DS-15</i>)	26

II.3.1.2.	Método Indirecto de Elementos de Frontera (<i>IBEM</i>).....	27
II.3.2.	Determinación de coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos.....	28
II.3.2.1.	Manual de Diseño de Obras Civiles Diseño por Sismo (<i>MDOC-DS-15</i>).....	28
II.3.2.2.	Método Indirecto de Elementos de Frontera (<i>IBEM</i>).....	29
II.4.	Sistema Equivalente Suelo - Estructura.....	31
II.4.1.	Periodo y amortiguamiento efectivo	33
II.4.1.1.	Determinación del periodo y amortiguamiento efectivo para el sistema suelo - estructura. (Solución aproximada).....	33
II.5.	Determinación del Espectro de diseño Sísmico.....	36
II.5.2.	Planta de cimentación circular equivalente (<i>MDOC-DS-15</i>)	37
II.5.3.	Planta de cimentación real (<i>IBEM</i>).....	41
II.6.	Determinación de la Interacción Cinemática, Movimientos Efectivos.....	42
II.6.1.	Movimientos de entrada de la cimentación.....	42
II.6.2.	Formulación básica para los movimientos de entrada	43
II.6.3.	Método de Kausel	44
II.6.4.	Método de Iguchi.....	46
II.6.5.	Método indirecto de elementos de frontera.....	47
II.7.	Conclusión del Capítulo	51
III.	INFLUENCIA DE LA GEOMETRÍA Y PROFUNDIDAD DE DESPLANTE EN LOS COEFICIENTES DE RIGIDEZ Y AMORTIGUAMIENTO DINÁMICOS.....	52
III.1.	Introducción del capítulo.....	52
III.2.	Comparación con Mita y Luco	53
III.3.	Planta de cimentación circular equivalente (<i>MDOC - DS -15</i>).....	56
III.4.	Planta de cimentación real (<i>IBEM</i>)	58
III.4.1.	Cimentación cuadrada, cuadrada con desnivel, cuadrada en forma de “L”	59
III.4.2.	Cimentación rectangular, rectangular con desnivel, rectangular en forma de “L”.....	63
III.5.	Conclusión del capítulo	74
IV.	INFLUENCIA DE LA GEOMETRÍA Y PROFUNDIDAD DE DESPLANTE EN EL ESPECTRO DE DISEÑO SÍSMICO	76
IV.1.	Introducción del capítulo.....	76
IV.2.	Comparación entre los espectros de diseño sísmico considerando idse, determinados para estructuras sobre el cimiento circular y el cimiento real, de acuerdo a lo establecido en el <i>MDOC - DS -</i> <i>15</i>	77

IV.2.1. Espectros de diseño sísmico considerando IDSE, para edificios de 5, 10 y 15 niveles con planta cuadrada.	78
IV.2.1.1. Cimentación circular, cuadrada, cuadrada con desnivel.	78
IV.2.2. Espectros de diseño sísmico considerando IDSE, para edificios de 5, 10 y 15 niveles con planta rectangular.	88
IV.2.2.1. Cimentación rectangular, rectangular con desnivel.	89
IV.2.3. Espectros de diseño sísmico considerando IDSE, para edificios de 5, 10 y 15 niveles con planta en forma de “L”	97
IV.2.3.1. Cimentación cuadrada en forma de “L”.	98
IV.2.3.2. Espectros de diseño sísmico considerando IDSE, para edificios de 5, 10 y 15 niveles con planta en forma de “L” rectangular.	102
IV.2.3.3. Cimentación rectangular en forma de “L”.	103
IV.3. Influencia de la relación de aspecto en el espectro de diseño sísmico	107
IV.4. Conclusión del capítulo	109
V. MOVIMIENTOS EFECTIVOS DE LA CIMENTACIÓN	111
V.1. Introducción del capítulo	111
V.2. Conclusión de capítulo	117
VI. CONCLUSIÓN GENERAL	118
APÉNDICE A NOTACIÓN	120
BIBLIOGRAFÍA	122

LISTA DE FIGURAS

Figura I.1. Influencia del tamaño de la malla en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos en el modo de traslación. (<i>Kausel & Roesset, (1975)</i>).....	5
Figura I.2. Influencia de la profundidad de la capa dura y de la relación de Poisson en los coeficientes de rigidez dinámicos en el modo de traslación, para cimientos con planta geométrica circular. (<i>Kausel & Roesset, (1975)</i>).....	5
Figura I.3. Coeficientes de rigidez dinámicos, para cimientos superficiales en las direcciones " <i>x</i> " (izquierda) e " <i>y</i> " (derecha). (<i>Gazetas & Tassoulas, (1987b)</i>).....	6
Figura I.4. Coeficientes de rigidez dinámicos, dirección " <i>x</i> " (a) y dirección " <i>y</i> " (b), para cimientos desplantados a una profundidad "D" sobre un semiespacio. (<i>Gazetas & Tassoulas, (1987b)</i>)...7	7
Figura I.5. Coeficientes de amortiguamiento dinámicos, dirección " <i>x</i> " (izquierda) y dirección " <i>y</i> " (derecha), para cimientos desplantados a una profundidad "D" sobre un semiespacio. (<i>Gazetas & Tassoulas, (1987a)</i>).....	8
Figura I.6. Componentes SH y SV de la onda S.....	10
Figura I.7. Funciones de transferencia en traslación horizontal, a) cimientos circulares y b) cimientos rectangulares, obtenidas mediante el método de Iguchi. (<i>Pais & Kausel, (1989)</i>).....	11
Figura I.8. Comparación de las funciones de transferencia para un cimiento en forma de "L", utilizando el método de Iguchi (líneas delgadas) con las determinadas mediante el IBEM (líneas gruesas), ante la incidencia de ondas P (línea sólida), SH (línea discontinua) y Rayleigh (línea punteada) con ángulo de incidencia $\gamma = 30^\circ$ y azimut $\varphi = 45^\circ$. (<i>Suárez et al., (2002)</i>).....	12
Figura I.9. Sistema suelo estructura analizado. (<i>Veletsos & Meek, (1974)</i>).....	13
Figura I.10. Sistema suelo estructura sujeto al movimiento efectivo de la cimentación (izquierda); Oscilador de replazo sujeto al movimiento de campo libre (derecha) (<i>Avilés, 1998</i>).....	14
Figura I.11. Factor de amortiguamiento de la cimentación. (<i>FEMA, 2009; ASCE 7 - 10</i>).....	16
Figura II.1. Componentes cinemática e inercial de la interacción total, principio de superposición.	21
Figura II.2. Solución en tres pasos, para el caso de cimentaciones rígidas.....	22
Figura II.3. Resortes y amortiguadores equivalentes del suelo.....	23

Figura III.4. Geometría y sistema coordinado de referencia para cimentaciones circulares.....	56
Figura III.5. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, para cimentaciones con planta circular.....	57
Figura III.6. Geometría de la cimentación y discretización de las fronteras con elementos circulares.	58
Figura III.7. Geometría y sistema coordinado de referencia para cimentaciones con planta cuadrada.	60
Figura III.8. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, c) Torsión, para cimentaciones con planta cuadrada sobre un semiespacio.....	62
Figura III.9. Geometría y sistema coordinado de referencia para cimentaciones con planta rectangular de 2a x 3a.	64
Figura III.10. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, c) Torsión, para cimentaciones con planta rectangular (2a x 3a) sobre un semiespacio.	66
Figura III.11. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, c) Torsión, para cimentaciones con planta rectangular (2a x 3a) sobre un semiespacio.	69
Figura III.12. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, c) Torsión, para cimentaciones con planta rectangular (2a x 5a) sobre un semiespacio.	71
Figura III.13. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, c) Torsión, para cimentaciones con planta rectangular (2a x 5a) sobre un semiespacio.	73
Figura III.14. Comparación entre los coeficientes de amortiguamiento dinámicos para cimientos en forma de “L”, al aumentar el largo de una de las “salientes”.....	74
Figura IV.1. Planta tipo e isométrico de edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta cuadrada 12 x 12 metros).	79
Figura IV.2. Geometría de los cimientos. (a) Cuadrados, (b) Cuadrados en desnivel.	80
Figura IV.3. Espectros de diseño sísmico para edificios de 5 niveles, desplantados sobre cimiento circular (línea azul), cuadrado (línea guinda) y cuadrado en desnivel (línea verde).	81
Figura IV.4. Espectros de diseño sísmico para edificios de 10 niveles, desplantados sobre cimiento circular (línea azul), cuadrado (línea guinda) y cuadrado en desnivel (línea verde).	83
Figura IV.5. Espectros de diseño sísmico para edificios de 15 niveles, desplantados sobre cimiento circular (línea azul), cuadrado (línea guinda) y cuadrado en desnivel (línea verde).	85
Figura IV.6. Planta tipo e isométrico de edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta rectangular 12 x 18 metros).	88
Figura IV.7. Geometría de los cimientos. (a) Rectangulares, (b) Rectangulares con desnivel.	89
Figura IV.8. Espectros de diseño sísmico para edificios de 5 niveles, desplantados sobre cimiento rectangular (línea guinda) y rectangular con desnivel (línea verde).	91

Figura IV.9. Espectros de diseño sísmico para edificios de 10 niveles, desplantados sobre cimiento rectangular (línea guinda) y rectangular con desnivel (línea verde).	93
Figura IV.10. Espectros de diseño sísmico para edificios de 15 niveles, desplantados sobre cimiento rectangular (línea guinda) y rectangular con desnivel (línea verde).	94
Figura IV.11. Planta tipo e isométrico de edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta cuadrada en forma de “L”, 12 x 12 metros).	97
Figura IV.12. Geometría cimiento cuadrado en forma de “L”.	98
Figura IV.13. Espectros de diseño sísmico para edificios de 5,10 y 15 niveles, desplantados sobre cimiento cuadrado en forma de “L”.	100
Figura IV.14. Planta tipo e isométrico de edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta rectangular en forma de “L”, 12 x 18 metros).	102
Figura IV.15. Geometría cimiento rectangular en forma de “L” (12 x 18 metros).	103
Figura IV.16. Espectros de diseño sísmicos para edificios de 5 (a), 10 (b) y 15 (c) niveles, desplantados sobre cimentación rectangular en forma de “L”.	105
Figura IV.17. Variación de la aceleración máxima espectral, c , según L/B	108
Figura IV.18. Ondas generadas por cabeceo (izquierda) y vibración horizontal (derecha) de la cimentación, vista en elevación.	110
Figura V.1. Onda incidente (γ) y reflejada (γ').	112
Figura V.2. Fenómeno de difracción de ondas por la presencia de la cimentación	112
Figura V.3. Modelo utilizado para la determinación de los movimientos efectivos en el cimiento.	113
Figura V.4. Movimientos efectivos para cimientos con relaciones $D/a = 1.00$ para ondas tipo SH que inciden verticalmente (a) y a 45.00° (b).	114
Figura V.5. Movimientos efectivos para cimientos con relaciones $D/a = 2.00$ para ondas tipo SH que inciden verticalmente (a) y a 45.00° (b).	115
Figura V.6. Movimientos efectivos para cimientos con relaciones $D/a = 1.00$ (a) y $D/a = 2.00$, para ondas tipo SH que inciden verticalmente (izquierda) y a 45.00° (derecha).	116

LISTA DE TABLAS

Tabla II.1. Parámetros de la estructura, cimentación y suelo de soporte.	40
Tabla II.2. Parámetros espectrales.....	40
Tabla III.1. Parámetros del pulso de Ricker.	54
Tabla III.2. Parámetros dinámicos del oscilador.....	54
Tabla III.3. Periodos y amortiguamientos del sistema suelo - estructura.	54
Tabla III.4. Rigideces estáticas en traslación y cabeceo, cimiento circular.	56
Tabla III.5. Rigideces estáticas en traslación y cabeceo, cimientos con planta cuadrada.	61
Tabla III.6. Rigideces estáticas en traslación y cabeceo, cimientos con planta rectangular, 2a x 3a.	65
Tabla III.7. Rigideces estáticas en traslación y cabeceo, cimientos con planta rectangular, 2a x 5a.	70
Tabla IV.1. Propiedades dinámicas del depósito de suelo.....	77
Tabla IV.2. Parámetros espectrales.	78
Tabla IV.3. Geometría de la cimentación para edificios de 5 niveles cuadrados de 12 x 12 metros.....	78
Tabla IV.4. Propiedades dinámicas de los edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta cuadrada 12 x 12 metros).	79
Tabla IV.5. Geometría de la cimentación para edificios de 10 niveles, cuadrados de 12 x 12 metros.....	82
Tabla IV.6. Geometría de la cimentación para edificios de 15 niveles cuadrados de 12 x 12 metros.....	84
Tabla IV.7. Periodos y amortiguamientos efectivos, edificios de 5, 10 y 15 niveles, cuadrados de 12 x 12 metros.	86
Tabla IV.8. Aceleración máxima espectral, c (edificios cuadrados de 12 x 12 metros).....	87
Tabla IV.9. Propiedades dinámicas de los edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta rectangular 12 x 18 metros).	89
Tabla IV.10. Geometría de la cimentación para edificios de 5 niveles rectangulares de 12 x 18 metros.....	90
Tabla IV.11. Geometría de la cimentación para edificios de 10 niveles rectangulares de 12 x 18 metros..	92
Tabla IV.12. Geometría de la cimentación para edificios de 15 niveles rectangulares de 12 x 18 metros..	93
Tabla IV.13. Periodos y amortiguamientos efectivos, edificios de 5, 10 y 15 niveles rectangulares de 12 x 18 metros.	95
Tabla IV.14. Aceleración máxima espectral, c (edificios rectangulares de 12 x 18 metros).	96

Tabla IV.15. Propiedades dinámicas de los edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta en “L” 12 x 12 metros).	98
Tabla IV.16. Geometría de la cimentación para edificios de 5, 10 y 15 niveles. (Cuadrados en “L” 12 x 12 metros).....	98
Tabla IV.17. Periodos y amortiguamientos efectivos, edificios de 5, 10 y 15 niveles (cuadrados en “L”, 12 x 12 metros).....	100
Tabla IV.18. Aceleración máxima espectral, c (cuadrado en “L” 12 x 12 metros.)	101
Tabla IV.19. Propiedades dinámicas de los edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta en “L” 12 x 18 metros).	102
Tabla IV.20. Geometría de la cimentación para edificios de 5, 10 y 15 niveles (Rectangulares en “L” 12 x 18 metros).....	103
Tabla IV.21. Periodos y amortiguamientos efectivos, edificios de 5, 10 y 15 niveles (rectangulares en “L”, 12 x 18 metros).....	106
Tabla IV.22. Aceleración máxima espectral, c (rectangular en “L” 12 x 18 metros).....	107
Tabla IV.23. Variación de la relación de aspecto.....	107
Tabla IV.24. Variación de la aceleración máxima espectral, c.....	108
Tabla V.1. Geometría de la cimentación, ángulo de incidencia y azimut de ondas tipo SH	113

INTRODUCCIÓN

El análisis del comportamiento dinámico de cimentaciones ha adquirido gran auge en los últimos años. Los requisitos de seguridad impuestos en el diseño de algunos tipos de estructuras, han jugado un papel importante en el desarrollo de modelos analíticos. La clave en el estudio de la respuesta dinámica de cimentaciones es la determinación de la relación entre las fuerzas y los desplazamientos, que dan como resultado las funciones de impedancia (rigideces y amortiguamientos dinámicos del suelo); por lo que es importante considerar en el diseño de estructuras un análisis de Interacción Dinámica Suelo – Estructura (IDSE), permite conocer de una manera más realista la influencia del suelo cuando éste vibra. (*Messioud, Sbartai & Dias, 2016*)

El análisis de la cimentación se reduce a determinar la rigidez dinámica (funciones de impedancia) a lo largo de la interfaz entre el suelo y la estructura y las fuerzas de control ante ondas incidentes; por lo tanto, la respuesta de la cimentación ante acciones dinámicas es un problema de propagación de ondas con soluciones complejas. Además, la geometría y la rigidez de la cimentación, así como su profundidad de desplante y las características del suelo de soporte, influyen de manera importante en su respuesta cuando es sometida a cargas dinámicas (*Sbartai & Messioud, 2014*).

Para resolver el problema de IDSE, se han propuesto numerosos métodos en su mayoría las funciones de impedancia de cimentaciones con geometría irregular son obtenidas considerando cimientos equivalentes de geometrías sencillas, tales como: circulares, cuadradas, rectangulares, por mencionar algunas, y utilizando factores de corrección en función de la geometría del cimiento al que se esté aproximando. *Dobry & Gazetas, (1986)* analizaron y concluyeron que en muchos casos era importante tomar en cuenta la forma real del cimiento en el cálculo de las rigideces y amortiguamiento dinámicos.

En las *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del Reglamento de Construcciones del Distrito Federal 2004 (RCDF – NTCDS – 04)*, así como en el *Manual de Diseño de Obras Civiles Diseño por Sismo de la Comisión Federal de Electricidad 2015 (MDOC – DS – 15)*, las funciones de impedancia son determinadas para un cimiento equivalente de planta circular. Tal simplificación puede producir errores de consideración, pues el modelo circular no toma en cuenta el efecto del paso de las ondas y no considera de manera apropiada algunos grados de libertad como el cabeceo y se omiten los efectos de la torsión,

además, los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos corresponden a una cimentación circular desplantada superficialmente sobre un semiespacio, por lo que puede subestimarse o sobrestimarse el amortiguamiento en vibración lateral y vertical por tomar en cuenta un radio equivalente y no el semiancho de la cimentación, lo que físicamente representa si el amortiguamiento geométrico de la cimentación es o no activado, dependiendo de las frecuencias de análisis y las del estrato en vibración lateral y vertical.

Con base a lo expuesto, el objetivo de este trabajo es **obtener el espectro de diseño sísmico tomando en cuenta los efectos de interacción dinámica suelo – estructura, determinando las funciones de impedancia para la geometría “real” de la cimentación, y comparando con el que se obtiene al utilizar el modelo de cimentación circular equivalente.** Se utilizan como modelos edificios de 5, 10 y 15 niveles con cajones de cimentación infinitamente rígidos con distintas geometrías y desplantados sobre un estrato de suelo blando, subyacente por un semiespacio viscoelástico. Las propiedades dinámicas de la estructura se calculan y las del suelo se obtienen utilizando las *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del Reglamento de Construcciones del Distrito Federal 2004 (RCDF – NTCDS – 04)*;

Esta tesis consta de seis capítulos: en el primer capítulo, se presentan los factores que influyen en un análisis de interacción dinámica suelo – estructura; en el segundo se exponen los fundamentos teóricos sobre la interacción dinámica suelo – estructura, y los métodos que se utilizan para abordar el problema; en el capítulo III se analizan las funciones de impedancia para cimentaciones con distintas formas geométricas y como influye en éstas la profundidad de desplante; en el cuarto capítulo se obtienen los espectros de diseño sísmico considerando la IDSE, para edificios desplantados sobre cimientos con diferentes formas geométricas y se comparan con los espectros obtenidos considerando una geometría circular equivalente; en el capítulo V se presentan las funciones de transferencia para un cimiento rectangular, cuando varía la relación de aspecto y la profundidad de desplante y en el sexto se presentan las conclusiones.

Capítulo I

FACTORES QUE INFLUYEN EN EL ANÁLISIS DE INTERACCIÓN DINÁMICA SUELO – ESTRUCTURA

I.1. INTRODUCCIÓN DEL CAPÍTULO

Factores tales como la geometría y la rigidez de la cimentación, la profundidad de desplante y las características del suelo de soporte y de la estructura, influyen de manera importante en la respuesta del sistema completo (suelo – cimiento – estructura) cuando se somete a cargas dinámicas (*Sbartai & Messioud, 2014*). El cimiento se supone infinitamente rígido, porque comparado con la rigidez de un suelo blando sobre el que se desplanta es mucho mayor, los grados de libertad que se consideran son de cuerpo rígido en traslación y cabeceo, este último se presenta porque la cimentación no puede ajustarse a las deformaciones del suelo.

En este capítulo se presenta una revisión bibliográfica acerca de los factores que influyen en el análisis de interacción dinámica suelo – estructura, tales como: geometría de la cimentación, profundidad de desplante del cimiento, tipo de suelo, espesor del estrato, tipo de onda y ángulo con el que éstas inciden.

I.2. GEOMETRÍA Y PROFUNDIDAD DE DESPLANTE DEL CIMIENTO

Todos los autores que a continuación se mencionan, utilizan como hipótesis que la cimentación es infinitamente rígida.

Veletsos & Wei, (1971) determinaron los resortes y amortiguadores equivalentes en vibración lateral y cabeceo, para cimentaciones superficiales de geometría circular sobre un semiespacio elástico; *Luco & Westmann, (1972)* utilizaron la teoría de ecuaciones integrales singulares para obtener las funciones de impedancia correspondientes a cimientos alargados.

Luco, (1974) con un conjunto de ecuaciones integrales de Fredholm determinó las funciones de impedancia en los modos de vibración vertical, horizontal y cabeceo, para cimentaciones superficiales con planta geométrica circular sobre un estrato homogéneo de espesor constante, subyacente por un semiespacio elástico, identificando que las funciones de impedancia en el modo de cabeceo son las menos afectadas (menores amplitudes) por la presencia del estrato, contrario a las del modo vertical (ídem), además entre más superficial sea el estrato las amplitudes de éstas son mayores, por otro lado, las funciones de impedancia correspondientes al cimiento circular sobre el estrato muestran una dependencia más fuerte de la frecuencia que las correspondientes a cuando esta sobre el semiespacio.

Kausel & Roesset, (1975) usando el método de elemento finito llevaron a cabo un estudio paramétrico para cimientos de geometría circular, donde involucraron el tamaño de la malla (discretización del estrato) del modelo con el fin de evaluar la respuesta dinámica del cimiento en los modos de traslación y cabeceo, al variar el tamaño de esta (figura I.1.), la relación de Poisson (ν), el espesor del estrato y la profundidad de desplante del cimiento. En la figura I.1. se muestra el tamaño de la malla (a), y los resultados obtenidos para las rigideces estáticas en traslación (b) y cabeceo (c) y los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos en traslación (d), obtenidos a partir de una excitación armónica, en estos últimos se aprecia que en los tamaños de mallas utilizados tienen poca influencia para frecuencias $f_0 \leq 0.4$. A partir de esta frecuencia con la malla más gruesa los picos se presentan a frecuencias mayores comparados con los resultados obtenidos para las otras dos. Para frecuencias $f_0 \geq 0.7$ los resultados obtenidos dependen de la discretización utilizada, esto es, tienen que ver con la longitud de onda analizada, por lo que llegaron a la conclusión de que el tamaño de la malla debe ser tal que el tamaño de los elementos sean 1/6 de la longitud de onda más pequeña.

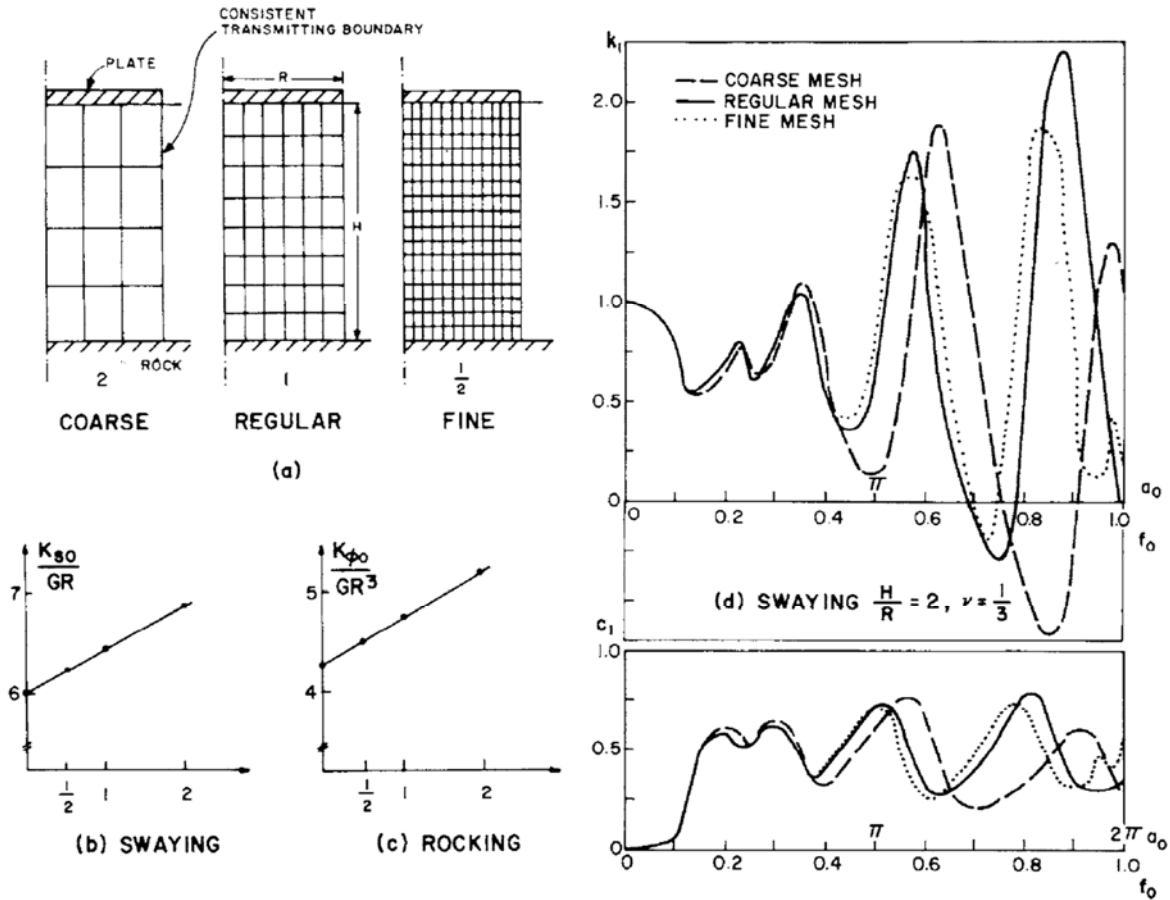


Figura I.1. Influencia del tamaño de la malla en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos en el modo de traslación. (Kausel & Roesset, (1975)).

Otra conclusión interesante a la que llegaron es que la presencia de los valles en las gráficas de los coeficientes de rigidez corresponden a las frecuencias resonantes del estrato (figura I.2.(a)), y su posición depende de la relación de Poisson (figura I.2.(b)).

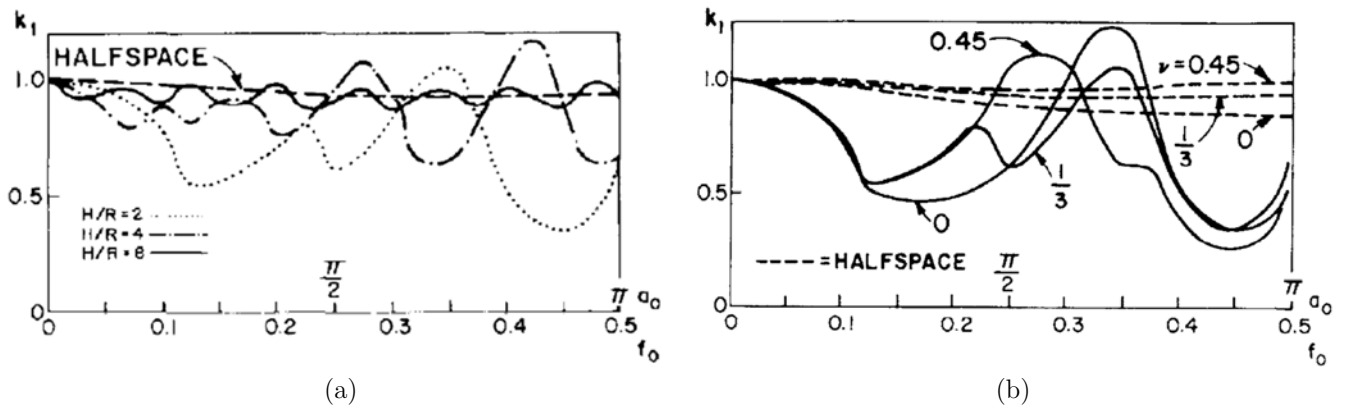


Figura I.2. Influencia de la profundidad de la capa dura y de la relación de Poisson en los coeficientes de rigidez dinámicos en el modo de traslación, para cimientos con planta geométrica circular. (Kausel & Roesset, (1975)).

Dobry & Gazetas, (1986) presentaron un método para determinar las rigideces y amortiguamientos dinámicos de cimentaciones con distintas formas geométricas para los seis modos de vibración; las geometrías

analizadas fueron con plantas cuadradas, circulares, rectangulares, hexagonales, elípticas y alargadas, todas ellas desplantadas sobre estratos de suelo profundos, homogéneos, considerando al medio saturado y no saturado. Con base en una recopilación de soluciones analíticas y numéricas de modelos físicos simples, llegaron a la conclusión de que las funciones de impedancia son función de la frecuencia y de la geometría de la cimentación y que el utilizar cimientos circulares equivalentes a la geometría de la cimentación real, incurre en errores más grandes a medida que la relación de aspecto (L/B) y de Poisson (ν) aumentan, principalmente en el amortiguamiento.

Gazetas & Tassoulas, (1987a, 1987b) utilizando los resultados numéricos obtenidos mediante el método de elementos de frontera, desarrollaron un par de expresiones algebraicas y presentaron los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos en forma gráfica, para el modo de vibración horizontal de la cimentación, variando su relación de aspecto, desplantada sobre un semiespacio elástico para distintas relaciones de Poisson y profundidades de desplante.

La figura I.3. muestra los coeficientes de rigidez para un cimiento superficial obtenidos por estos autores, para varias relaciones de aspecto, sujetos a una fuerza horizontal armónica, $P = P_0 e^{i\omega t}$, de amplitud P_0 y frecuencia circular ω , actuando en las direcciones "x" e "y". La fuerza P es resistida por tracciones de cortante en la base de la cimentación y esfuerzos normales o cortantes en los muros laterales (si no es superficial) de esta, dependiendo de la dirección actuante de la carga. Estos coeficientes presentan mayores amplitudes conforme la relación de aspecto y la frecuencia adimensional (a_0) aumentan, esto se debe a la relación de aspecto, es decir a la geometría del cimiento y a los esfuerzos que se presentan alrededor de esta.

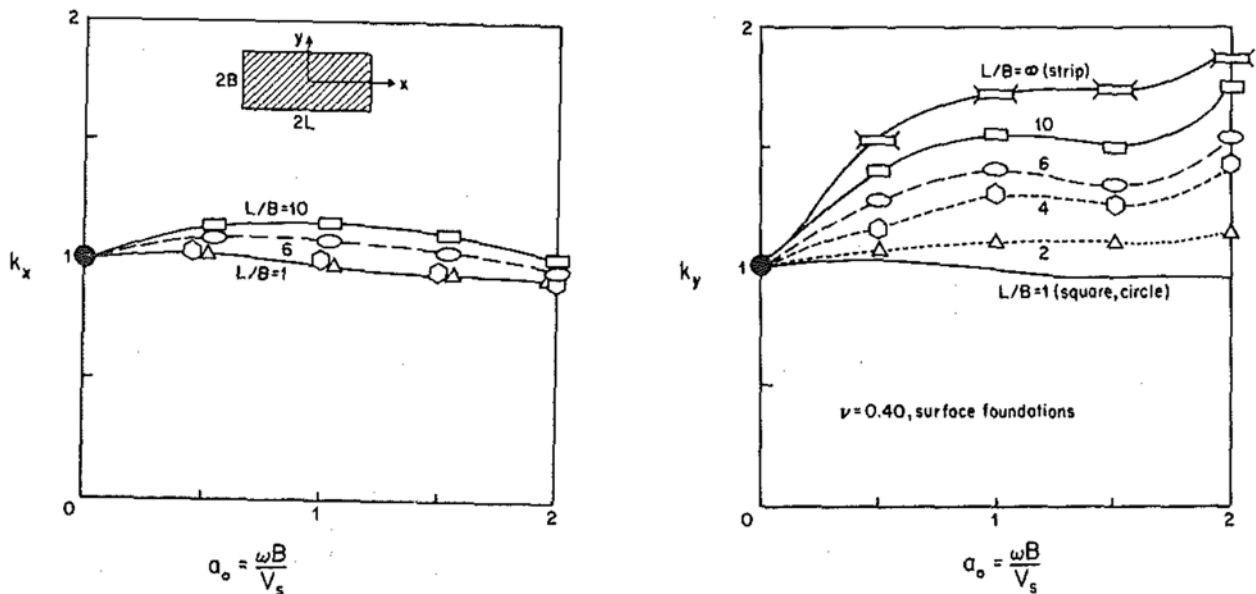


Figura I.3. Coeficientes de rigidez dinámicos, para cimientos superficiales en las direcciones "x" (izquierda) e "y" (derecha). (*Gazetas & Tassoulas, (1987b)*).

En la figura I.4. se muestran los coeficientes de rigidez dinámica para cimientos desplantados a una profundidad "D" sobre un semiespacio, en las direcciones "x" e "y", cuando varía la relación de aspecto de éstos, para un rango de frecuencias adimensionales.

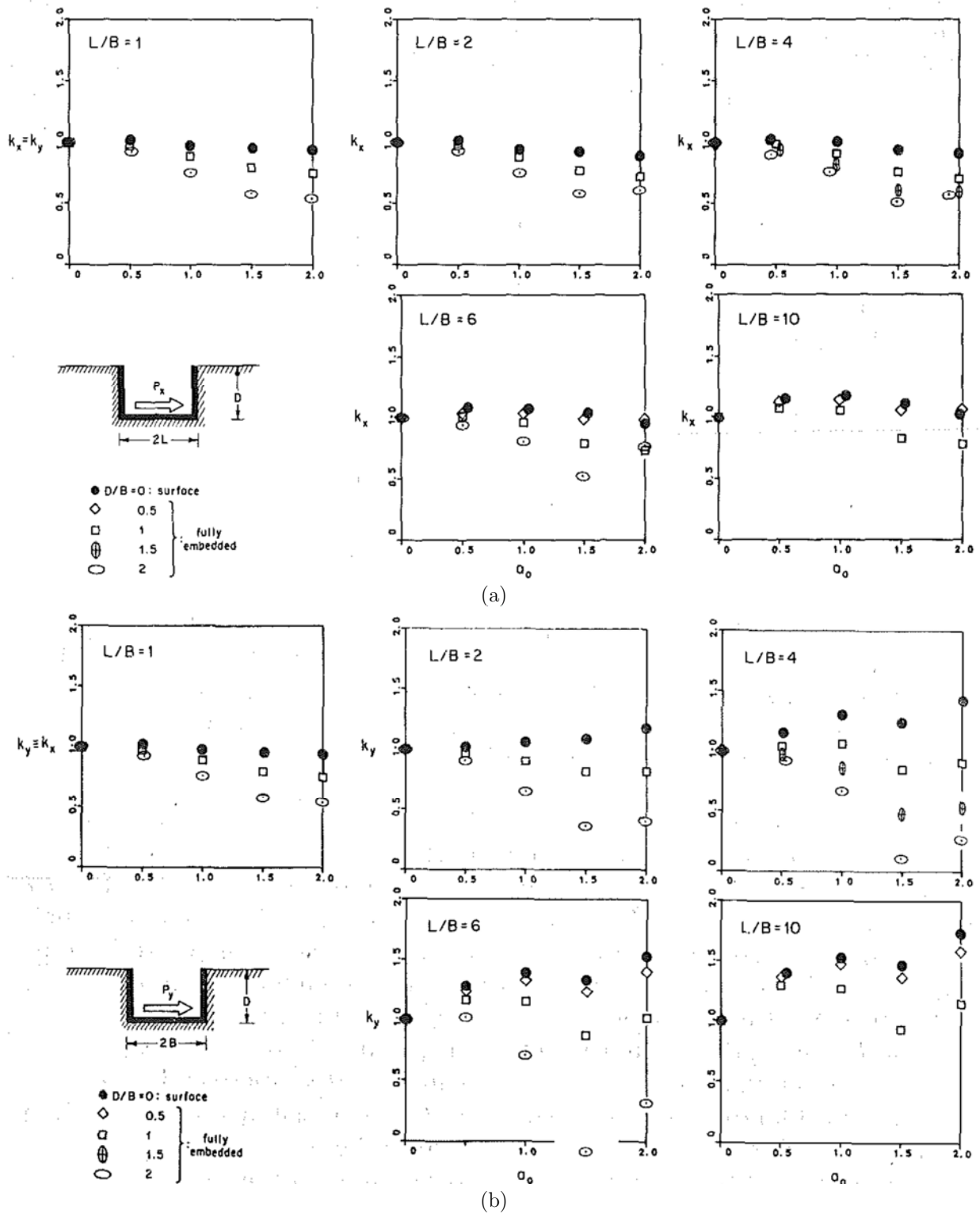


Figura I.4. Coeficientes de rigidez dinámica, dirección "x" (a) y dirección "y" (b), para cimientos desplantados a una profundidad "D" sobre un semiespacio. (Gazetas & Tassoulas, (1987b)).

En la figura I.4. se puede observar que las menores amplitudes en los coeficientes se presentan cuando la profundidad de desplante aumenta, lo que se debe a que cuando la cimentación está en mayor contacto con el suelo que la rodea, existirán mayores deformaciones en este conforme aumenta la frecuencia.

Como se dijo anteriormente la fuerza P a la que es sometida la cimentación, es resistida por esfuerzos normales y cortantes en la base y muros laterales de la cimentación dependiendo de la dirección de la fuerza, por lo que la respuesta dinámica de la cimentación esta mayormente controlada por los esfuerzos normales que se presentan en los muros de la cimentación perpendiculares a la acción de la fuerza, es por eso que los coeficientes de rigidez para la dirección "y" son mayores que para la dirección "x". (ver figuras I.4 (a) y I.4 (b)).

En la figura I.5. se muestran los coeficientes de amortiguamiento obtenidos por estos autores (*Gazetas & Tassoulas*). Se puede observar que las mayores amplitudes se presentan donde la relación $D/B > 0$ que físicamente se debe al amortiguamiento por radiación de ondas (amortiguamiento geométrico).

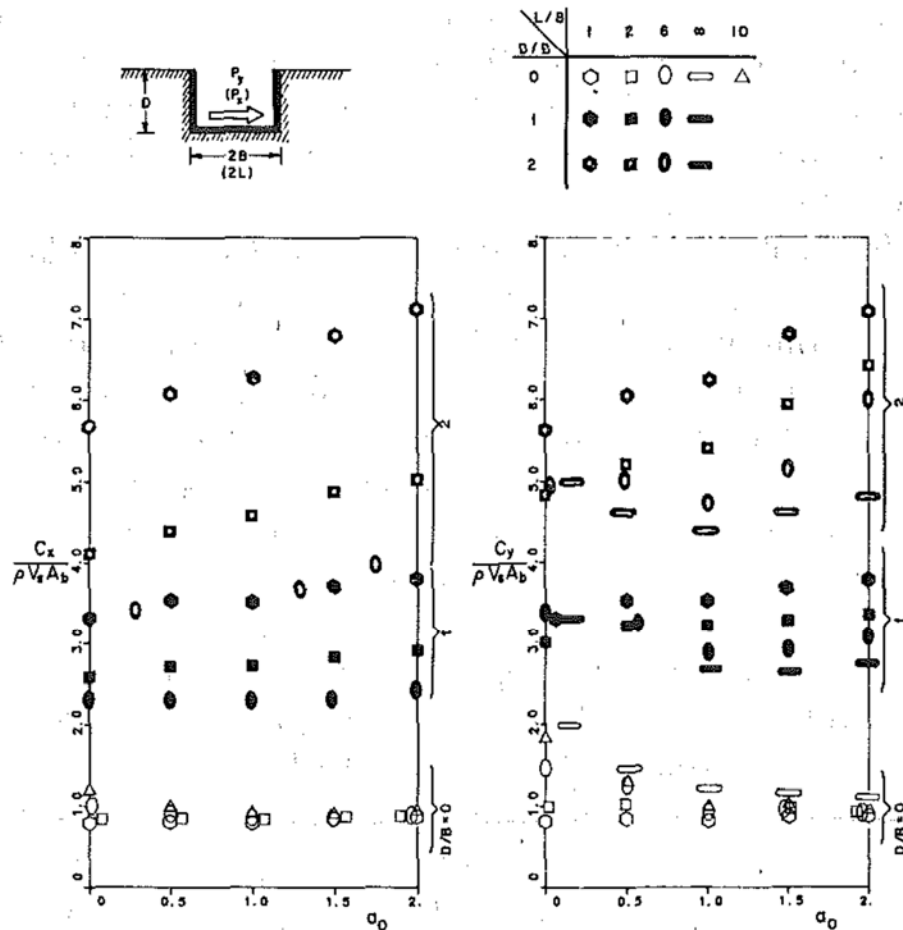


Figura I.5. Coeficientes de amortiguamiento dinámicos, dirección "x" (izquierda) y dirección "y" (derecha), para cimentaciones desplantadas a una profundidad "D" sobre un semiespacio. (*Gazetas & Tassoulas, (1987a)*).

Hatzikonstantinou et al., (1989); Fofoula-Georgiou & Kumar, (2014) con base en los resultados de un estudio paramétrico utilizando el método de elementos de frontera y de elemento finito, propusieron expresiones analíticas para tomar en cuenta las rigideces y amortiguamiento dinámicos para cimientos con geometría arbitraria desplantados sobre un semiespacio, variando la profundidad de desplante y la relación de aspecto, las expresiones propuestas predicen las rigideces y amortiguamiento dinámicos en el modo de cabeceo de manera adecuada.

Mita & Luco, (1989) presentaron un compendio de funciones de impedancia en forma tabular para cimentaciones rígidas desplantadas en un semiespacio elástico uniforme, utilizando un método híbrido descrito por *Mita & Luco, (1986)* para obtener los resultados de los cimientos en función de la relación profundidad de desplante – semiancho (D/a) y utilizando el método de elementos de frontera para cimientos superficiales; Sus tablas también las presentan para las relaciones de Poisson en un orden de interés práctico.

Gazetas, (1991) propone una serie de fórmulas algebraicas y coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos en un rango de frecuencias, para cimentaciones infinitamente rígidas vibrando de manera armónica en traslación vertical, horizontal, cabeceo, torsión y acoplamientos (traslación – cabeceo) sobre un semiespacio, variando la relación de Poisson, de aspecto y profundidad de desplante del cimiento. Las fórmulas y coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos fueron validados mediante un estudio experimental (*Gazetas & Stokoe, 1991*).

I.3. TIPO DE ONDA, ÁNGULO INCIDENTE Y AZIMUT

Wong & Luco, (1978) determinaron los movimientos efectivos para cimientos superficiales de geometría rectangular sobre un semiespacio, concluyeron que la respuesta dinámica de este tipo de cimentaciones ante la incidencia oblicua de ondas de cortante tipo SH genera torsiones en el cimiento, mientras las ondas P y SV producen cabeceos.

Mita & Luco, (1989) también determinaron los movimientos efectivos para cimentaciones cuadradas, para ondas tipo P, SH y SV que inciden verticalmente pero considerando distintas profundidades de desplante.

En la figura I.6. se muestran las componentes SV y SH de la onda S.

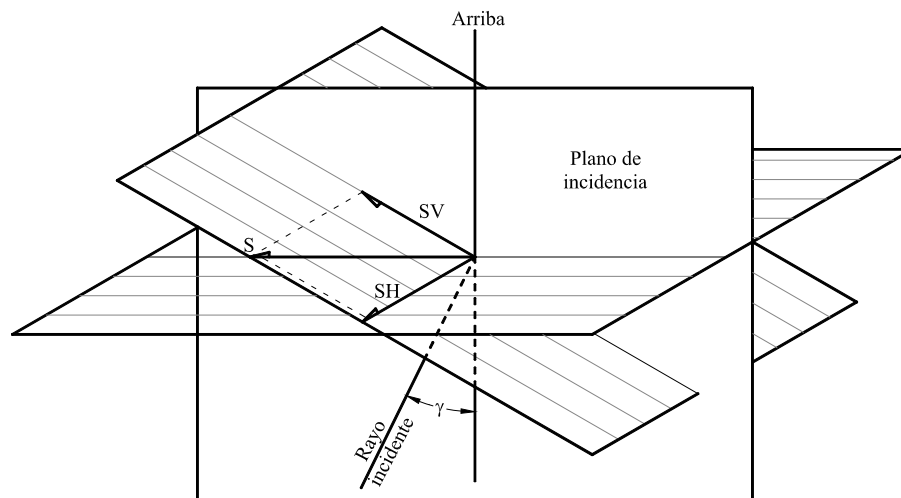


Figura I.6. Componentes SH y SV de la onda S.

Iguchi, (1982) propone un método aproximado para calcular los movimientos de entrada para la cimentación, suponiendo que se conocen las funciones de impedancia. Estos movimientos se obtienen mediante un promedio pesado de los desplazamientos y esfuerzos de campo libre en la interfaz entre la cimentación y el suelo; Para probar su método, *Iguchi, (1984)* determinó los movimientos de entrada para cimientos de forma cilíndrica desplantados sobre un semiespacio, sujetos a la acción de ondas SV y SH, variando su ángulo de incidencia de estas y concluyó que con el método propuesto se obtienen buenos resultados.

Pais & Kausel, (1989) aplicando el método de *Iguchi, (1982)* para obtener los movimientos efectivos para cimientos cuadrados y rectangulares, superficiales y desplantados a una cierta profundidad sobre un semiespacio, ante ondas tipo SH, variando su ángulo de incidencia y su azimut, concluyeron que las funciones de transferencia para cimentaciones rectangulares y circulares son similares, sin embargo presentan diferencias cuando el azimut de la onda coincide con una diagonal de la cimentación, los resultados que obtuvieron los compararon con los de *Day, (1977)* quien uso el método del elemento finito para obtener las funciones de impedancia y movimientos efectivos para cimientos de geometría circular.

En la figura I.7(a) se muestra la función de transferencia para un cimiento circular ante la incidencia vertical de ondas de cortante tipo SH y su comparación con los resultados obtenidos por Day, (1977); mientras que en la figura I.7(b) se presenta para un cimiento rectangular cuando inciden este mismo tipo de ondas cuando varía el ángulo de incidencia y se puede observar que cuando en ambas cimentaciones la onda incide verticalmente estas funciones son muy parecidas.

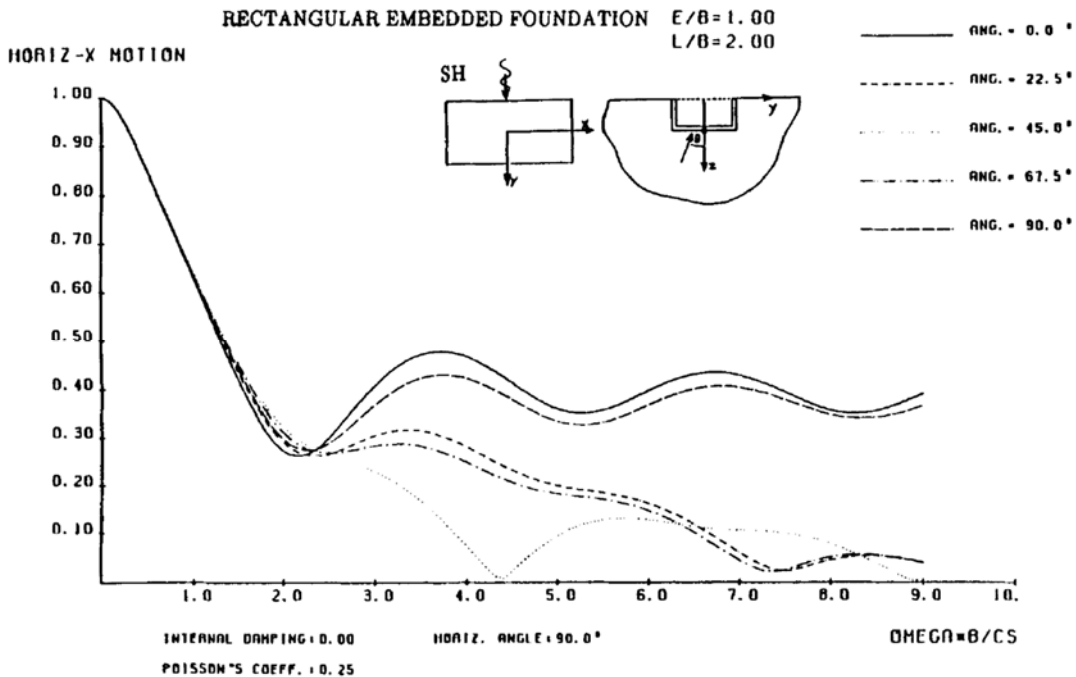
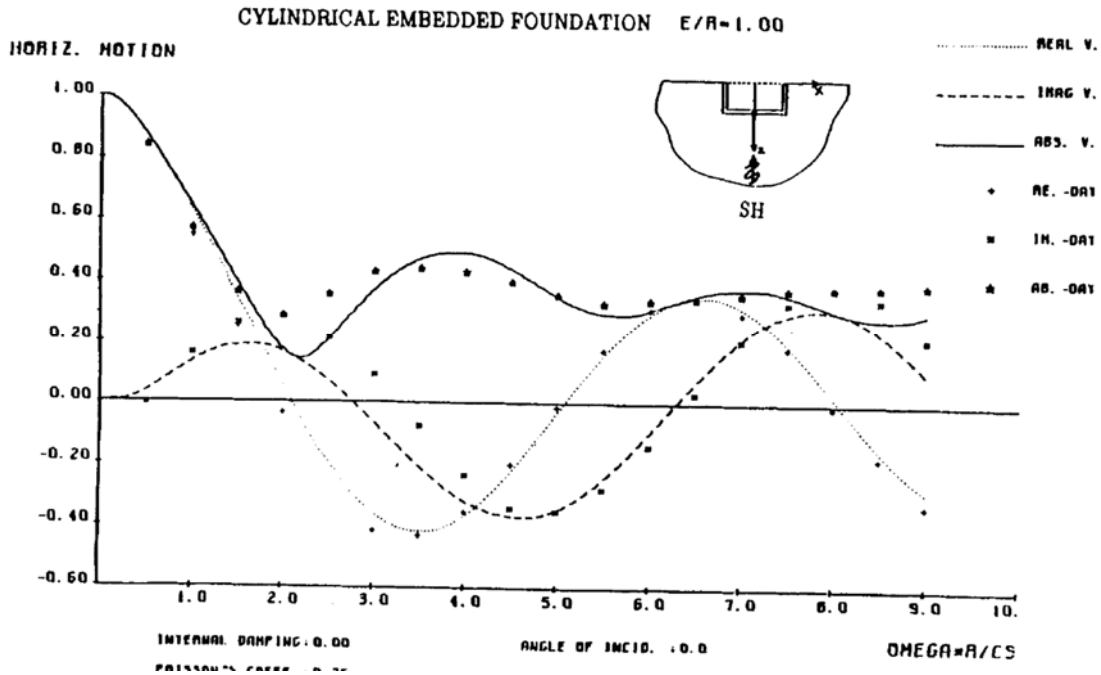


Figura I.7. Funciones de transferencia en traslación horizontal, a) cimientos circulares y b) cimientos rectangulares, obtenidas mediante el método de Iguchi. (Pais & Kausel, (1989)).

Suárez et al., (2002) utilizaron el “*Método Indirecto de Elementos de Frontera*”, por sus siglas en inglés *IBEM* para determinar la respuesta dinámica de cimentaciones con planta geométrica en forma de “L” desplantadas en un semiespacio viscoelástico, sometidas a ondas sísmicas tipo P, S y de Rayleigh con el fin de obtener los movimientos de entrada para el cimiento y los compararon con los obtenidos con el método aproximado propuesto por *Iguchi (1982)*. Ellos concluyen que con este método los resultados que se obtienen son aceptables. En este trabajo los autores también analizan la importancia que tienen el tipo de onda, ángulo de incidencia y azimut en el comportamiento de la cimentación, observando que cuando el azimut coincide con una dirección diagonal del cimiento se reducen las traslaciones pero se generan importantes torsiones y cabeceos.

En la figura I.8. se muestra una comparación entre las funciones de transferencia para un cimiento en forma de “L” utilizando el método de *Iguchi* y el *IBEM*, en traslación horizontal, ($S_x = S_y$), vertical (S_z), cabeceo ($R_x = R_y$) y torsión (R_z).

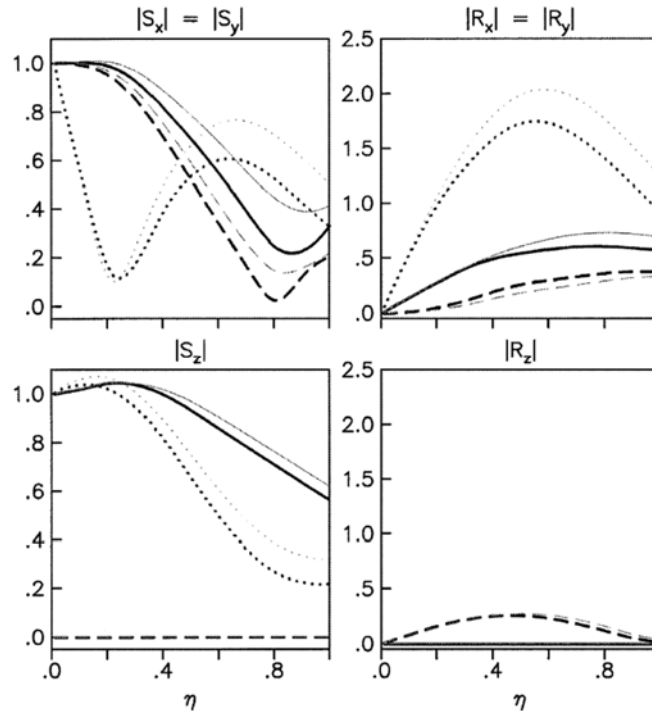


Figura I.8. Comparación de las funciones de transferencia para un cimiento en forma de “L”, utilizando el método de *Iguchi* (líneas delgadas) con las determinadas mediante el *IBEM* (líneas gruesas), ante la incidencia de ondas P (línea sólida), SH (línea discontinua) y Rayleigh (línea punteada) con ángulo de incidencia $\gamma = 30^\circ$ y azimut $\varphi = 45^\circ$. (*Suárez et al.*, (2002)).

I.4. INFLUENCIA DE LA SUPERESTRUCTURA

Jennings & Bielak, (1973) analizando una estructura de “n” grados de libertad, desplantada sobre un semiespacio elástico, sometida a una excitación dinámica inducida por un sismo y la respuesta en estado estacionario ante una carga senoidal, encontraron que existe un alargamiento del periodo fundamental, debido a que el sistema suelo – estructura tiene una flexibilidad mayor que la de la estructura supuesta con base rígida además existe un incremento o reducción del amortiguamiento, porque se genera una disipación adicional de energía, producto de los amortiguamientos material y geométrico del suelo.

Veletsos & Meek, (1974) modelaron una estructura de un grado de libertad, desplantada sobre la superficie de un semiespacio elástico, la cimentación se considera de forma circular; y se somete a una excitación armónica en su base (ver figura I.9.).

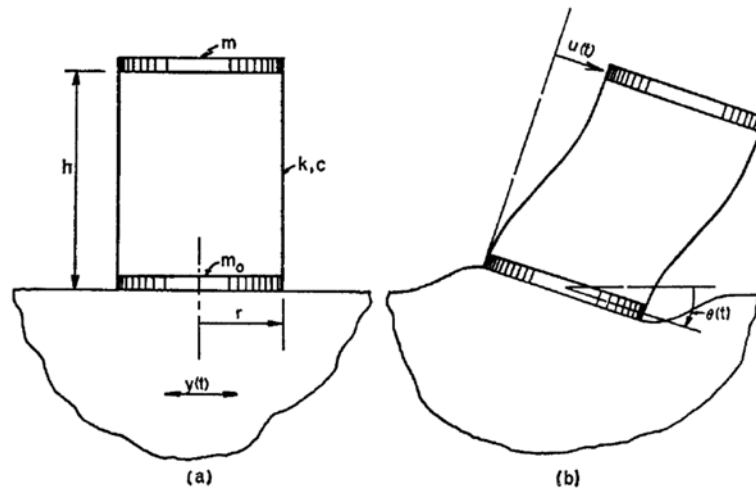


Figura I.9. Sistema suelo estructura analizado. (*Veletsos & Meek, (1974)*).

Ellos concluyeron que los efectos de interacción del suelo con la estructura afectan considerablemente la respuesta dinámica de la estructura y que deberían de ser tomados en cuenta en el diseño. Los parámetros más importantes en el fenómeno de interacción suelo – estructura son: 1) la rigidez relativa entre el cimiento y la estructura (parámetro de onda, $\sigma = c_s / fh$); 2) la relación de esbeltez de la estructura (h / r). De igual forma encontraron que existe un alargamiento en el periodo fundamental de la estructura y una modificación en el amortiguamiento efectivo del sistema lo que puede generar un incremento o reducción de los desplazamientos dependiendo del contenido de frecuencias de la excitación.

Avilés & Pérez - Rocha, (1998) proponen expresiones para tomar en cuenta los efectos de interacción dinámica suelo – estructura en el modo fundamental. Estas expresiones fueron derivadas haciendo uso de la analogía entre el sistema real excitado con el movimiento de entrada de la cimentación y un oscilador de reemplazo excitado con el movimiento de campo libre en la superficie del terreno como se muestra en la figura I.10, y son válidas siempre y cuando la estructura supuesta con base rígida responda como un oscilador de un grado de libertad.

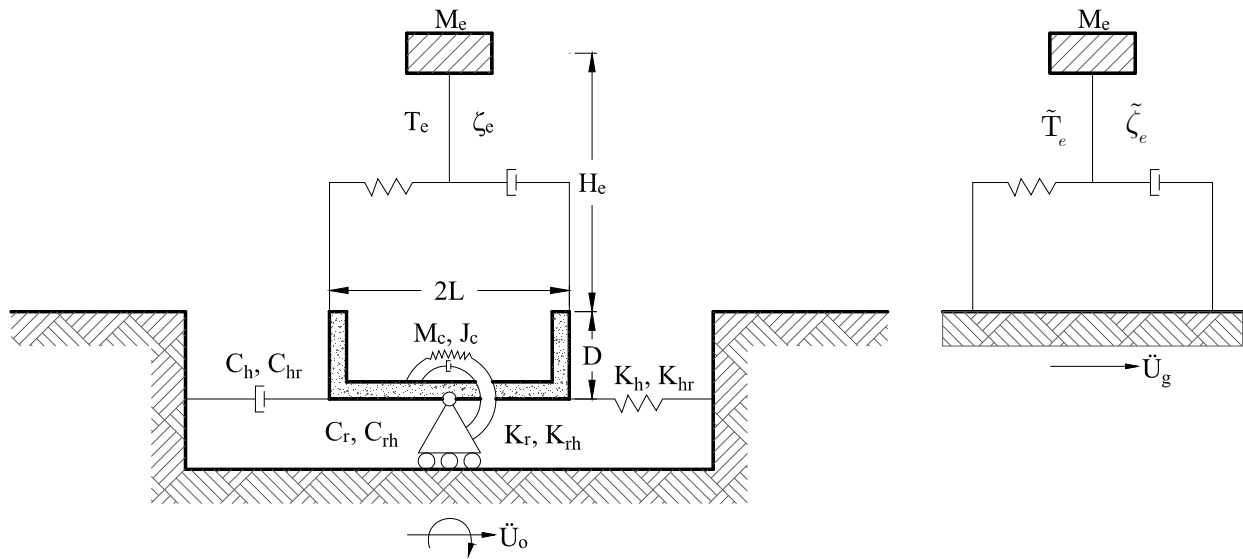


Figura I.10. Sistema suelo estructura sujeto al movimiento efectivo de la cimentación (izquierda); Oscilador de remplazo sujeto al movimiento de campo libre (derecha) (Avilés, 1998).

Estos autores presentaron conceptos útiles para la formulación de recomendaciones de diseño sísmico para estructuras tipo edificios y que los efectos de interacción se tengan en cuenta mediante la modificación de los parámetros dinámicos relevantes de la estructura supuesta con base rígida. Su trabajo se aplicó en el *Manual de Diseño de Obras Civiles Diseño por Sismo de la Comisión Federal de Electricidad 2015 (MDOC - DS - 15)* y en las *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del Distrito Federal 2004 (NTCDS - 04)*. También concluyeron que el cortante basal de diseño puede ser mayor o menor que el correspondiente al de base rígida, según los parámetros críticos involucrados como son: el periodo dominante del sitio, el enterramiento de la cimentación, la esbeltez de la estructura y la flexibilidad del suelo.

I.5. IMPLEMENTACIÓN EN LA NORMATIVA Y GUÍAS DE DISEÑO

En esta sección se presentan algunos de los reglamentos y guías de diseño en los que se han implementado los efectos de IDSE, estos son:

- FEMA 440, *Improvement of Nonlinear Static Seismic Analysis Procedures* (FEMA, 2005).
- FEMA P – 750, *NEHRP Recommended Seismic Provisions for New Buildings and Other Structures* (FEMA, 2009).
- ASCE/SEI 7 – 10, *Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures* (ASCE, 2010).

En México:

- MDOC – DS – 15, *Manual de Diseño de Obras Civiles para Diseño por Sismo de la Comisión Federal de Electricidad* (MDOC – DS, 2015).
- NTC – DS – 04, *Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del Distrito Federal* (NTC – DSDF, 2004).

En el capítulo 19 del ASCE/SEI 7 – 10 se presenta un método para tomar en cuenta los efectos de IDSE, desarrollado con base en el *NEHRP Recommended Provisions* (FEMA, 2009), estos son considerados en el modo fundamental de la estructura tomando parámetros dinámicos efectivos de ésta; la cimentación se representa por un círculo equivalente con igual área o momento de inercia que la superficie real; el suelo de soporte es representado por un estrato equivalente, caracterizado por un promedio de la velocidad de onda de cortante, modulo de rigidez al corte y peso volumétrico. Con base en los parámetros anteriores se obtiene el periodo efectivo (sistema suelo – estructura) con la expresión siguiente:

$$\tilde{T} = T \sqrt{1 + \frac{25\alpha r_a \bar{h}}{V_s^2 T^2} \left(1 + \frac{1.12 r_a \bar{h}^2}{\alpha r_m^3} \right)} \quad (I.1)$$

donde: α es la densidad relativa entre la estructura y el suelo, r_a y r_m son los radios característicos de la cimentación cuando vibra en traslación y cabecea, respectivamente, y se definen como:

$$\alpha = \frac{\bar{W}}{\gamma A_o \bar{h}} \quad (I.2)$$

donde: \bar{W} y \bar{h} son el peso y altura efectiva de la estructura.

$$r_a = \sqrt{\frac{A_o}{\pi}} \quad (I.3)$$

$$r_m = \sqrt[4]{\frac{4I_o}{\pi}} \quad (I.4)$$

donde: A_o e I_o son el área y el momento de inercia de la cimentación real, α_θ es un factor dinámico de modificación para el modo de cabeceo de la cimentación, V_s es la velocidad de onda de cortante del estrato de suelo equivalente y T es el periodo en el modo fundamental de la estructura, supuesta con base rígida.

Obtenido el periodo efectivo del sistema (\tilde{T}) se procede a determinar el amortiguamiento efectivo ($\tilde{\beta}$) mediante la siguiente expresión:

$$\tilde{\beta} = \beta_o \frac{0.05}{\left(\frac{\tilde{T}}{T}\right)^3} \quad (I.5)$$

donde: β_o es el factor de amortiguamiento de la cimentación y se obtiene mediante la figura I.11., donde se entra en el eje de las abscisas con la relación de periodos entre base flexible y base rígida (\tilde{T}/T) y con base en la relación de esbeltez de la estructura (\bar{h}/r) se lee el valor del factor de amortiguamiento en las ordenadas.

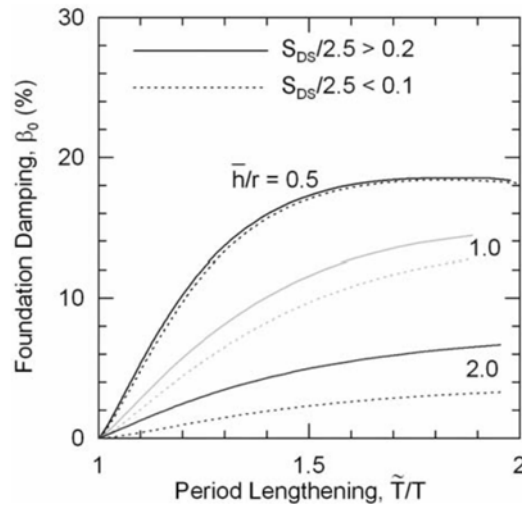


Figura I.11. Factor de amortiguamiento de la cimentación. (FEMA, 2009; ASCE 7 – 10).

Las limitaciones del procedimiento establecido en el ASCE/SEI 7 – 10 son: 1) el reducir el espectro de diseño sísmico por interacción resulta siempre en reducciones de cortante basal a medida que el periodo se incrementa; 2) las rigideces y amortiguamientos de la cimentación, corresponden a geometrías circulares.

En el *MDOC – DS – 15* y en las *NTC – DS – 04* la forma de tomar en cuenta los efectos de IDSE es muy similar a lo establecido en el ASCE/SEI 7 – 10, es decir, se toman parámetros equivalentes para la estructura, suelo de soporte y cimentación y también estos efectos son solamente para el modo fundamental de la estructura, la diferencia consiste en que los periodos y amortiguamiento efectivos del sistema suelo –

estructura dependen de la frecuencia, es decir, las rigideces y amortiguamientos de la cimentación son dependientes de la frecuencia, sin embargo, la geometría del cimiento real se toma como uno circular equivalente, tal y como en el procedimiento establecido en el ASCE/SEI 7 – 10. La forma de tomar en cuenta los efectos de IDSE en las *NTC – DS – 04* es igual al *MDOC – DS – 15*.

I.6. CONCLUSIÓN DEL CAPÍTULO

Según la literatura la geometría y la rigidez de la cimentación, la profundidad de desplante y las características del suelo de soporte, influyen en la respuesta de la cimentación cuando se somete a cargas dinámicas (*Sbartai & Messioud, 2014*). Además de los factores antes mencionados, el tipo de onda, ángulo de incidencia y azimut (esto es, las características de la excitación) influyen de manera significativa en el comportamiento dinámico de la cimentación *Suárez et al., (2002)*.

En la reglamentación vigente, los efectos de IDSE son tomados en cuenta suponiendo que la estructura se encuentra desplantada sobre un cimiento de geometría circular, lo que puede incurrir en errores al momento de determinar las rigideces y amortiguamientos del cimiento “real”.

Capítulo II

FUNDAMENTOS TEÓRICOS SOBRE LA INTERACCIÓN DINÁMICA SUELO - ESTRUCTURA

II.1. INTRODUCCIÓN DEL CAPÍTULO

En este capítulo se presenta en qué consisten los análisis de interacción dinámica suelo – estructura (IDSE), se hace una breve descripción del método de análisis en tres pasos y se revisan los métodos establecidos para calcular las funciones de impedancia conforme al *Manual de Diseño de Obras Civiles Diseño por Sismo (MDOC-DS-15)* y con el *Método Indirecto de Elementos de Frontera (IBEM)*, esto con el fin de determinar el espectro de diseño sísmico considerando la IDSE, que es una forma práctica de tomar en cuenta estos efectos.

Se exponen brevemente tres métodos para tomar en cuenta los efectos de interacción cinemática en un análisis de IDSE.

II.2. MÉTODOS PARA RESOLVER LAS ECUACIONES DE MOVIMIENTO

El análisis de interacción dinámica suelo – estructura (IDSE) consiste en estudiar un conjunto de efectos cinemáticos e inerciales producidos en la estructura y en el suelo, como resultado de la flexibilidad de éste ante solicitaciones dinámicas (*Avilés & Pérez-Rocha, 1996*). Mediante un análisis de IDSE, es posible determinar cómo se modifican los parámetros dinámicos de la estructura, así como el movimiento del suelo alrededor de la cimentación. Para la obtención de la respuesta dinámica del sistema suelo - estructura es común estudiar los efectos de interacción inercial y cinemática por separado (*Whitman & Bielak, 1980*). El análisis de IDSE adquiere importancia en estructuras que son desplantadas sobre suelos de mediana y baja rigidez, porque en estos la respuesta estructural generalmente resulta mayor que aquellas que se desplantan en suelos con mayor rigidez o en zonas rocosas.

Los efectos de IDSE en la respuesta del sistema pueden producir reducciones en el cortante basal, en el momento de volteo y en las derivas de entrepiso calculados para la estructura supuesta con base indeformable. Cuando se logran estas reducciones, es posible obtener diseños más económicos.

El análisis de IDSE puede descomponerse en dos partes, interacción inercial y cinemática.

Interacción inercial. Si se considera que la excitación sísmica en la base (cimiento) de la estructura fuera igual al movimiento de campo libre, las acciones sobre el suelo serían debidas exclusivamente a las vibraciones de la estructura. Este efecto se conoce como *interacción inercial* y está controlado por el contraste de rigideces entre la estructura y el suelo.

Los resultados que se obtienen al realizar un análisis de interacción inercial son 1) alargamiento del periodo fundamental, debido a que el sistema suelo - estructura tiene una flexibilidad mayor que la de la estructura supuesta con base rígida (*Jennings & Bielak, 1973; Veletsos & Meek, 1974*), 2) incremento o reducción del amortiguamiento, porque existe una disipación adicional de energía producto de los amortiguamientos material y geométrico del suelo (*Jennings & Bielak, 1973; Veletsos & Meek, 1974*) y 3) modificación de la ductilidad de la estructura (*Avilés & Eduardo Pérez-Rocha, 2011; M. Eser et al, 2013*)

Interacción cinemática. El movimiento de campo libre difiere del movimiento del cimiento debido a su alta rigidez comparada con la del suelo, que impide a la cimentación ajustarse a las deformaciones del suelo (causadas por el movimiento de campo libre), generándose un fenómeno de filtrado de altas frecuencias de ondas que modifica el movimiento del suelo cercano a la cimentación; además, al fenómeno de difracción del paso de ondas que se genera por el obstáculo que representan los cimientos enterrados, a este efecto se le conoce como *interacción cinemática*.

Los resultados que se obtienen al realizar un análisis de interacción cinemática para un cimiento lo suficientemente rígido son: 1) reducción de las componentes de traslación (filtrado de la excitación sísmica)

y generación de cabeceo y 2) torsión de la cimentación; que se deben al efecto promediador y geometría del cimiento, estratigrafía del subsuelo y la naturaleza de la excitación sísmica (*Avilés, 1999*).

Las ecuaciones de movimiento para la IDSE pueden resolverse en el dominio de la frecuencia usando la transformada de Fourier, o bien en el dominio del tiempo. Su solución es complicada, porque el sistema suelo – estructura posee modos no clásicos de vibrar, además no necesariamente existen en el dominio real, sino en el complejo; las rigideces dinámicas de la cimentación son dependientes de la frecuencia de excitación, por lo que los modos y frecuencias naturales del sistema no pueden tratarse como un problema estándar de valores característicos.

En general, los métodos de análisis en el dominio de la frecuencia pueden agruparse en directos y de superposición. En los directos, se analiza el sistema suelo – estructura completo sujeto a excitación armónica. Así se obtiene la función de transferencia del sistema completo, que en combinación con la síntesis de Fourier permite determinar la respuesta estructural ante excitación sísmica. En los métodos de superposición el sistema se descompone en dos sistemas independientes (*Kausel & Roesset, 1974; Kausel et al, 1978*), el primero para el análisis de interacción cinemática, donde se considera al cimiento rígido y sin masa, sujeto a la excitación sísmica; el segundo para la interacción inercial, donde se somete a la estructura a las fuerzas de inercia que resultan de la aceleración cinemática.

II.2.1. Método de Superposición

Los métodos de superposición son prácticos porque los efectos cinemáticos e inerciales se analizan por separado, por lo que pueden seleccionarse diferentes modelos para su evaluación.

El principio de superposición para la solución de la IDSE establece que la interacción total es la suma de la interacción cinemática más la interacción inercial *Kausel et al, (1978)*, como se muestra en la figura II.1. Tomando como referencia esta figura la ecuación general de movimiento del sistema suelo – estructura está dada en notación matricial por:

$$\mathbf{M}_s \ddot{\mathbf{U}}_s + \mathbf{C}_s \dot{\mathbf{U}}_s + \mathbf{K}_s \mathbf{U}_s = -\mathbf{M}_s \ddot{\mathbf{U}}_g \quad (\text{II.1})$$

donde: \mathbf{M}_s , \mathbf{C}_s y \mathbf{K}_s , son las matrices de masa, amortiguamiento y rigidez del sistema suelo - estructura, respectivamente, \mathbf{U}_s es el vector de desplazamientos relativos del sistema y \mathbf{U}_g el vector de aceleraciones del terreno en un punto de control arbitrario.

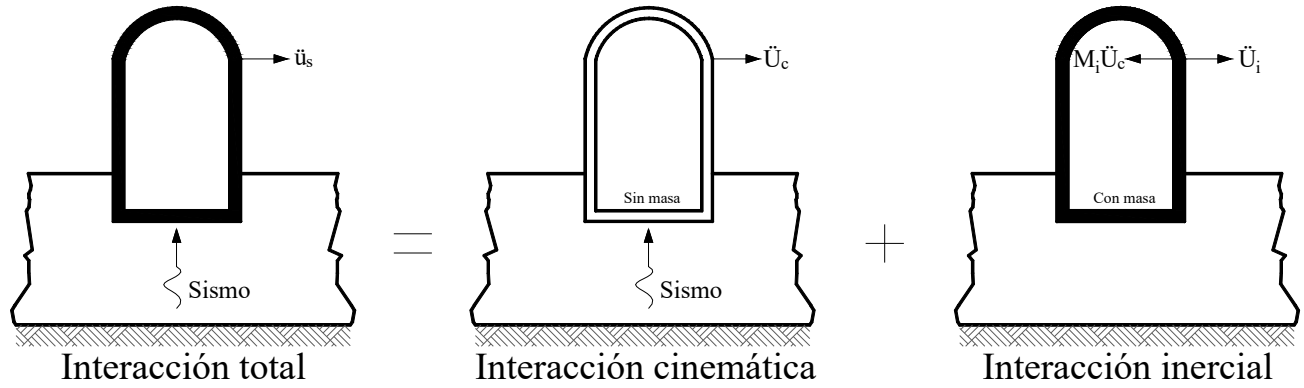


Figura II.1. Componentes cinemática e inercial de la interacción total, principio de superposición.

La solución de la ecuación II.1 es equivalente a la solución de las siguientes dos ecuaciones, que en notación matricial son *Kausel et al (1974)*.

$$\mathbf{M}_c \ddot{\mathbf{U}}_c + \mathbf{C}_s \dot{\mathbf{U}}_c + \mathbf{K}_s \mathbf{U}_c = -\mathbf{M}_s \ddot{\mathbf{U}}_g \quad (\text{II.2})$$

$$\mathbf{M}_s \ddot{\mathbf{U}}_i + \mathbf{C}_s \dot{\mathbf{U}}_i + \mathbf{K}_s \mathbf{U}_i = -\mathbf{M}_i \ddot{\mathbf{U}}_c \quad (\text{II.3})$$

donde: $\mathbf{U}_s = \mathbf{U}_c + \mathbf{U}_i$ y $\mathbf{M}_s = \mathbf{M}_c + \mathbf{M}_i$; el valor de \mathbf{M}_c excluye la masa de la estructura y \mathbf{M}_i excluye la del suelo. Si se suman las ecs. II.2 y II.3 se obtiene la ec. II.1, con esto se prueba la equivalencia entre ellas.

En la ec. II.3 \mathbf{U}_c representa la interacción cinemática que resulta de aplicar la excitación sísmica al sistema. Como la estructura se considera carente de masa, no se generan fuerzas de inercia en ella, y como la cimentación se considera rígida, las distorsiones provocadas por la variación espacial del movimiento del suelo alrededor de ella no pueden ocurrir, por lo tanto, no transmiten deformaciones a la estructura y tiende entonces a moverse como cuerpo rígido. Para determinar la interacción cinemática basta solamente considerar a la cimentación rígida y carente de masa.

El movimiento \mathbf{U}_i representa la interacción inercial que toma en cuenta las fuerzas de inercia definidas por la masa de la estructura y la aceleración debida a la interacción cinemática. Finalmente, los desplazamientos y esfuerzos totales del sistema se obtienen sumando los calculados en las etapas de interacción definidas anteriormente.

II.2.2. Solución en tres pasos

Si el problema de interacción se formula en el dominio de la frecuencia pueden eliminarse los grados de libertad del suelo mediante condensación dinámica, correspondiente al término de carga de la ec. II.3, ya que este término tiene componentes no nulos en los grados de libertad de la estructura, puesto que en \mathbf{M}_i se excluye la masa del suelo. Así es posible substituir al suelo por funciones de impedancia para cada uno de los grados de libertad de la cimentación.

La solución total para el caso de cimentaciones rígidas puede descomponerse en tres pasos (*Kausel & Roesset, 1974*) (figura II.2.).

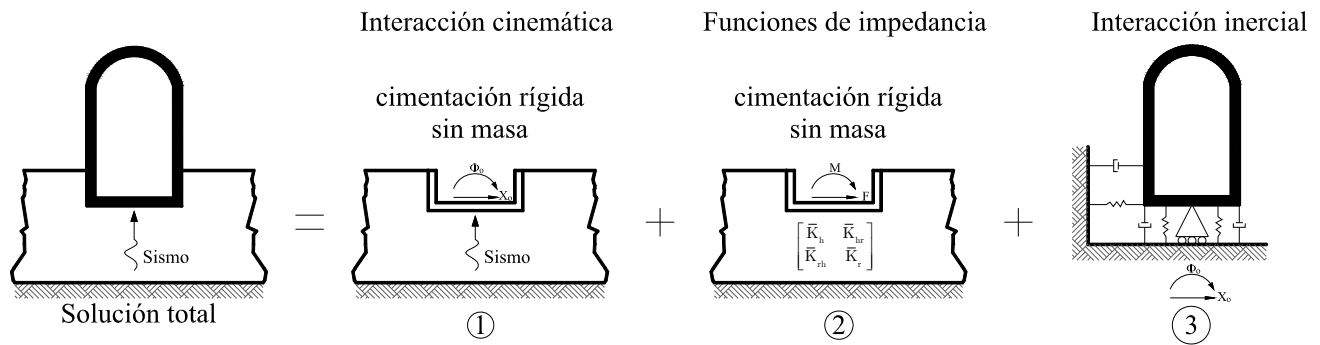


Figura II.2. Solución en tres pasos, para el caso de cimentaciones rígidas.

1. Interacción cinemática. Consiste en determinar el movimiento efectivo de la cimentación, considerada rígida y sin masa, generado por la excitación sísmica. Este movimiento consta de traslaciones y rotaciones. Para cimentaciones superficiales sujetas a ondas planas con incidencia vertical, el movimiento del cimientto es igual al de campo libre.
2. Funciones de impedancia. Las funciones de impedancia del suelo o rigideces dinámicas de la cimentación (figura II.2.), se definen como la relación en estado estacionario entre la fuerza (momento) aplicada y el desplazamiento (rotación) resultante en la dirección de la fuerza para una cimentación rígida carente de masa y excitada armónicamente. A las funciones de impedancia se les conoce también como los resortes y amortiguadores equivalentes del suelo.
3. Interacción inercial. Consiste en la determinación de la respuesta de la estructura real apoyada sobre los resortes y amortiguadores, calculados en el paso 2, que substituyen al suelo (figura II.3.), y sometida en su base a los movimientos efectivos calculados en el paso 1. Para ello, se recurre al método de la respuesta compleja en la frecuencia, con lo que se obtiene la función de transferencia del sistema (Paso 3).

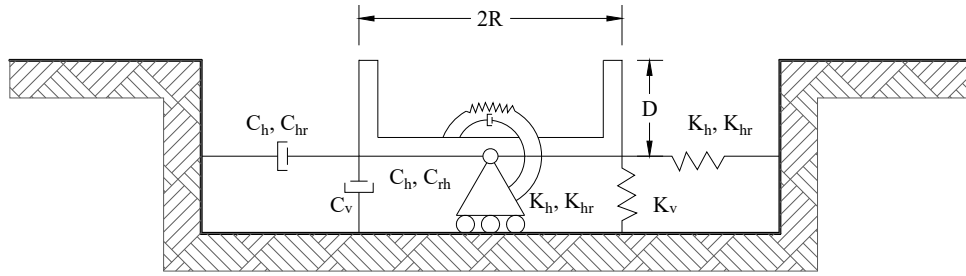


Figura II.3. Resortes y amortiguadores equivalentes del suelo.

II.3. FUNCIONES DE IMPEDANCIA

En el pasado, los efectos de interacción se tomaban en cuenta reemplazando al suelo por resortes y amortiguadores constantes; estos se calculaban para cimentaciones idealizadas como discos superficiales apoyados sobre suelo uniforme. Actualmente, se utiliza el concepto de rigideces dinámicas o funciones de impedancia, que dependen de la frecuencia de excitación, la profundidad de desplante, geometría del cimiento y el perfil estratigráfico del subsuelo; estos aspectos influyen significativamente en la respuesta del sistema cuando el contraste de rigideces entre el suelo y el cimiento es grande.

La respuesta sísmica de estructuras apoyadas sobre base flexible depende de diversos factores, tales como: 1) propiedades dinámicas de la estructura y el suelo, 2) geometría de la cimentación, 3) contenido de frecuencias de la excitación. En lo que se refiere a la cimentación se sabe que influye considerablemente en el comportamiento de la estructura ante la excitación sísmica, además el tipo de cimentación puede afectar significativamente el periodo y amortiguamientos efectivos del sistema, lo que se refleja de manera directa en la respuesta estructural. Los resortes y amortiguadores que representan al suelo dependen de las propiedades de éste, pero también de las características de la cimentación y sobretodo de la frecuencia de excitación. *Avilés (1999)*.

El significado matemático y físico de las rigideces dinámicas se puede ilustrar empleando una analogía con un oscilador de un grado de libertad, cuya ecuación de movimiento es:

$$\mathbf{M}\ddot{u}(t) + \mathbf{C}\dot{u}(t) + \mathbf{K}u(t) = p(t) \quad (\text{II.4})$$

donde: \mathbf{M} , \mathbf{C} y \mathbf{K} son la masa, el amortiguamiento y la rigidez del oscilador respectivamente, $p(t)$ es la fuerza excitadora y $u(t)$ el desplazamiento. Para una excitación armónica $u(t) = Ue^{i\omega t}$. En estas condiciones, la ec. II.4 se reduce a:

$$\left(\mathbf{K} + i\omega\mathbf{C} - \omega^2\mathbf{M}\right)U = P \quad (\text{II.5})$$

Por definición, la rigidez dinámica del oscilador queda representado por:

$$\tilde{K}(\omega) = \frac{P}{U} = (\mathbf{K} - \omega^2 \mathbf{M}) + i\omega \mathbf{C} \quad (\text{II.6})$$

La parte real de la expresión II.6 representa la rigidez e inercia del sistema, mientras que la parte imaginaria representa a la energía disipada a través de su amortiguamiento.

La función de impedancia del oscilador se acostumbra a expresar en términos de la rigidez estática y los coeficientes de impedancia dependientes de la frecuencia de excitación, de la siguiente forma:

$$\tilde{\mathbf{K}}(\omega) = \mathbf{K} (k + i\omega c) \quad (\text{II.7})$$

siendo:

$$k = 1 - \frac{\omega^2}{\omega_o^2} \quad (\text{II.8})$$

$$c = \frac{2\zeta_o}{\omega_o} \quad (\text{II.9})$$

donde: ω_o , ω y ζ_o son la frecuencia natural, de excitación y el porcentaje de amortiguamiento viscoso con respecto al crítico del oscilador, respectivamente. Los parámetros k y c son los coeficientes de rigidez y amortiguamiento, respectivamente. Para el oscilador, k decrece con la frecuencia y se hace nula para la frecuencia natural, mientras que c permanece constante. La rigidez dinámica representada mediante la ec. II.7 puede expresarse como el producto de la rigidez estática \mathbf{K} por un factor dinámico complejo $(k + i\omega c)$ que considera las características de inercia y amortiguamiento del sistema y la frecuencia de excitación. Para la frecuencia cero el factor dinámico se reduce a la unidad real y por tanto la rigidez dinámica coincide con la estática

Con base en la analogía con el oscilador elemental, la rigidez dinámica de la cimentación para cualquier modo de vibración se acostumbra expresar mediante una función compleja dependiente de la frecuencia de excitación, de la forma (Gazetas, 1983).

$$\tilde{K}_m(\eta_m) = K_m^o [k_m(\eta_m) + i\eta_m c_m(\eta_m)] (1 + i2\zeta_s) \quad (\text{II.10})$$

donde: m indica el modo de vibración de la cimentación, que puede ser de traslación horizontal ($m = h$), traslación vertical ($m = v$), cabeceo ($m = r$) o acoplamiento ($m = hr$); El factor complejo $(1 + i2\zeta_s)$ intenta aislar el efecto del amortiguamiento material del suelo, ζ_s , en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento. Por su parte K_m^o es la rigidez estática mientras que k_m y c_m son respectivamente los

coeficientes de rigidez y amortiguamiento (geométrico) del suelo dependientes de la frecuencia normalizada η_m , definida como:

$$\eta_m = \frac{\omega R_m}{\beta_s} \quad (\text{II.11})$$

donde: β_s es la velocidad de propagación de ondas de corte, R_m es el radio de un círculo equivalente a la superficie de desplante de la cimentación, con igual área o igual momento de inercia que la superficie real. Los radios del círculo equivalente a la geometría de la cimentación real correspondientes a los distintos tipos de movimiento que se determinan por medio de las siguientes expresiones:

$$R_h = R_v = R_{hr} = \left(\frac{A}{\pi} \right)^{1/2} \quad (\text{II.12})$$

$$R_r = \left(\frac{4I}{\pi} \right)^{1/4} \quad (\text{II.13})$$

donde: A es el área de la superficie neta de la cimentación real e I su momento de inercia con respecto a su eje centroidal de rotación, perpendicular a la dirección de análisis.

Si K_m representa el resorte y C_m el amortiguador equivalentes del suelo, la función de impedancia en función de la frecuencia circular (ω) se define alternativamente mediante la expresión compleja siguiente:

$$\tilde{K}_m = K_m(\omega) + i\omega C_m(\omega) \quad (\text{II.14})$$

Igualando las partes real e imaginaria de las ecs. II.10 y II.14 se encuentran las relaciones entre el resorte y amortiguador con los coeficientes de impedancia, que resultan ser

$$K_m = K_m^o (k_m - 2\zeta_s \eta_m c_m) \quad (\text{II.15})$$

$$C_m = \frac{K_m^o (\eta_m c_m + 2\zeta_s k_m)}{\omega} \quad (\text{II.16})$$

Cuando $m = h$ = el movimiento de la cimentación es de traslación horizontal y cuando $m = r$ = el movimiento de la cimentación es de rotación o cabeceo.

El término K_m representa un resorte lineal que expresa la rigidez y la inercia del suelo. Su dependencia con la frecuencia se debe a la influencia que ésta tiene en la inercia, mientras que la rigidez del suelo es esencialmente independiente de la frecuencia. El término C_m representa un amortiguador viscoso que expresa los amortiguamientos material y geométrico del suelo. El primero es prácticamente independiente

de la frecuencia y se debe a comportamiento histerético, mientras que el segundo es dependiente de la frecuencia debido a la radiación de ondas.

Las funciones de impedancia están restringidas a modelos viscoelástico lineales. Una forma de tomar en cuenta la no linealidad del suelo es modificando sus propiedades mecánicas para que sean compatibles con las deformaciones causadas por el movimiento de campo libre.

Actualmente, se cuenta con algunos procedimientos para calcular las rigideces dinámicas en función del tipo de cimentación, el modelo geotécnico y la frecuencia de excitación. En general, el sistema suelo – cimentación puede clasificarse de acuerdo a lo siguiente (*Gazetas, 1991*):

1. La forma de la cimentación.
2. Profundidad de desplante.
3. Estratigrafía del suelo.
4. Modos de vibración y la frecuencia de excitación.

II.3.1. Determinación de rigideces estáticas

En las siguientes secciones se determinarán las rigideces estáticas de cimentaciones con distinta geometría, desplantadas en un suelo uniforme con base rígida, de acuerdo al *MDOC - DS - 15* (II.3.1.1.) y al *IBEM* (II.3.1.2.).

II.3.1.1. Manual de Diseño de Obras Civiles Diseño por Sismo (*MDOC-DS-15*)

En el *Manual de Diseño de Obras Civiles para Diseño por Sismo* las rigideces estáticas para cimentaciones de geometría circular y enterradas en un estrato uniforme con base rígida, para los modos de traslación horizontal y cabeceo se determinan mediante las expresiones siguientes (*Gazetas, 1991; Sieffert & Cevaer, 1992*):

$$K_h^0 = \frac{8G_s R_h}{2 - \nu_s} \left(1 + \frac{R_h}{2H_s} \right) \left(1 + \frac{2D}{3R_h} \right) \left(1 + \frac{5D}{4H_s} \right) \quad (\text{II.17})$$

$$K_r^0 = \frac{8G_s R_r^3}{3(1 - \nu_s)} \left(1 + \frac{R_r}{6H_s} \right) \left(1 + \frac{2D}{R_r} \right) \left(1 + \frac{0.71D}{H_s} \right) \quad (\text{II.18})$$

$$G_s = \beta_s^2 \rho_s \quad (\text{II.19})$$

donde: H_s es el espesor del estrato, ν_s es la relación de Poisson, D es la profundidad de desplante de la cimentación, G_s , β_s y ρ_s son el módulo de rigidez al corte, la velocidad de ondas de cortante y la densidad del suelo de soporte, respectivamente, los subíndices de R indican h = traslación horizontal y r = rotación o cabeceo.

II.3.1.2. Método Indirecto de Elementos de Frontera (*IBEM*)

La rigidez estática para cimentaciones de geometría regular o arbitrarias desplantadas en un suelo uniforme con base rígida, se puede determinar de acuerdo al *Método Indirecto de Elementos de Frontera (IBEM)* como sigue:

Partiendo de la definición de función de impedancia, que puede ser representada en su forma compleja como:

$$\tilde{K}(\eta) = K_0 (k(\eta) + i\eta c(\eta)) \xi(\eta) \quad (\text{II.20})$$

donde: K_0 es la rigidez estática, $k(\eta)$ y $c(\eta)$ son los coeficientes de rigidez y amortiguamiento respectivamente, $\eta = \frac{\omega a}{\pi \beta_s}$ es la frecuencia adimensional y $\xi(\eta)$ es un factor de amortiguamiento dependiente de la frecuencia.

En este trabajo se considera el amortiguamiento con comportamiento histerético

$$\xi(\eta) = (1 + i2\zeta) \quad (\text{II.21})$$

donde: ζ es la relación de amortiguamiento del suelo.

Sustituyendolo la ecuación II.20 queda:

$$\tilde{K}(\eta) = K_0 (k(\eta) + i\eta c(\eta)) (1 + i2\zeta) \quad (\text{II.22})$$

De la ecuación II.22 la rigidez estática, K_0 , se obtiene de la siguiente manera:

$$K_0 = \text{Re}[\tilde{K}(0)] \quad (\text{II.23})$$

II.3.2. Determinación de coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos

En las siguientes secciones se determinarán los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos, de cimentaciones con distinta geometría, desplantadas en un suelo uniforme con base rígida, de acuerdo al *MDOC - DS - 15* (II.3.4.3.) y al *IBEM* (II.3.4.4.).

II.3.2.1. Manual de Diseño de Obras Civiles Diseño por Sismo (*MDOC-DS-15*)

Los coeficientes de rigidez y amortiguamiento para cimentaciones de geometría circular y enterradas en un estrato de suelo uniforme con base rígida, para los modos de traslación horizontal y cabeceo pueden determinarse mediante las expresiones siguientes (*Gazetas, 1991; Sieffert y Cevaer, 1992*):

Coeficientes de rigidez y amortiguamiento en traslación horizontal

$$k_h = 1 \quad (\text{II.24})$$

$$c_h = \begin{cases} \frac{0.65\xi_s \eta_{hs}}{1 - (1 - 2\xi_s)\eta_{hs}^2} & \text{si } \eta_{hs} = \frac{\eta_h}{\eta_s} \leq 1 \\ 0.576 & \text{si } \eta_{hs} = \frac{\eta_h}{\eta_s} > 1 \end{cases} \quad (\text{II.25})$$

Coeficientes de rigidez y amortiguamiento en cabeceo

$$k_r = \begin{cases} 1 - 0.2\eta_r & \text{si } \eta_r \leq 2.5 \\ 0.5 & \text{si } \eta_r > 2.5, \nu_s \leq 1/3 \\ 1 - 0.2\eta_r & \text{si } \eta_r > 2.5, \nu_s \geq 0.45 \end{cases} \quad (\text{II.26})$$

Interpolar linealmente para $1/3 < \nu_s < 0.45$

$$c_r = \begin{cases} \frac{0.5\xi_s \eta_{rp}}{1 - (1 - 2\xi_s)\eta_{rp}^2} & \text{si } \eta_{rp} = \frac{\eta_r}{\eta_p} \leq 1 \\ \frac{0.3\eta_r^2}{1 + \eta_r^2} & \text{si } \eta_{rp} = \frac{\eta_r}{\eta_p} > 1 \end{cases} \quad (\text{II.27})$$

donde: η_s y η_p son las frecuencias fundamentales adimensionales del estrato de suelo, para los modos de vibración lateral y vertical respectivamente, η_m es la frecuencia para el modo de traslación y cabeceo, dadas por las siguientes expresiones:

$$\eta_m = \frac{\omega R_m}{V_s} \quad (\text{II.28})$$

Cuando $m = h =$ el movimiento de la cimentación es de traslación horizontal y cuando $m = r =$ el movimiento de la cimentación es de rotación o cabeceo.

Las frecuencias fundamentales del estrato de suelo uniforme, se pueden determinar con las expresiones siguientes:

$$\eta_s = \frac{\pi R_h}{2H_s} \quad (\text{II.29})$$

$$\eta_p = \sqrt{\frac{2(1-\nu_s)}{(1-2\nu_s)}} \frac{\pi R_r}{2H_s} \quad (\text{II.30})$$

donde el término $\sqrt{\frac{2(1-\nu_s)}{(1-2\nu_s)}} = \frac{\alpha_s}{\beta_s}$ es la relación de velocidades de ondas de compresión y cortante del suelo.

II.3.2.2. Método Indirecto de Elementos de Frontera (*IBEM*)

Los coeficientes de rigidez y amortiguamiento para cimentaciones de geometría regular o arbitrarias, desplantadas en un suelo uniforme con base rígida, pueden ser determinados, de acuerdo al *Método Indirecto de Elementos de Frontera (IBEM)* como sigue:

Partiendo de la definición de función de impedancia (ec. II.20) y tomando en cuenta el modelo histerético (ec. II.21) para considerar el amortiguamiento del suelo, y de acuerdo con la ecuación II.22 los coeficientes de rigidez, $k(\eta)$, y de amortiguamiento, c_n se determinan de la siguiente manera:

$$k(\eta) = \text{Re} \left[\frac{\tilde{K}(\eta)}{K_0(1+i2\zeta)} \right] \quad (\text{II.31})$$

$$c(\eta) = \frac{1}{\eta} \text{Im} \left[\frac{\tilde{K}(\eta)}{K_0(1+i2\zeta)} \right] \quad (\text{II.32})$$

En la figura II.4. se muestran los coeficientes de rigidez (a) y amortiguamiento (b) dinámicos determinados con el *IBEM* y el *MDOC - DS - 15* (líneas rojas), para una cimentación circular de radio, a y profundidad de desplante D , desplantada a diferentes profundidades, para los modos de traslación horizontal (a) y cabeceo (b). Los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos disminuyen y aumentan conforme la frecuencia y profundidad de desplante aumentan, esto es debido a que entre mayor contacto tenga las paredes del cimiento con el suelo, en este se presentan mayores deformaciones y por lo tanto una degradación en el mismo, lo que se ve reflejado en un incremento del amortiguamiento producto de los amortiguamientos material y geométrico del suelo.

La diferencia en amplitud entre los coeficientes obtenidos con el *IBEM* con los del *MDOC - DS - 15* se debe a que éstos últimos corresponden a los de un cimiento circular desplantado superficialmente sobre un semiespacio (*Kausel et al., 1978*) para frecuencias de análisis mayores a las del estrato en vibración lateral o vertical sobre el que se desplanta, mientras que para frecuencias menores a las del estrato se utiliza una aproximación propuesta por los autores.

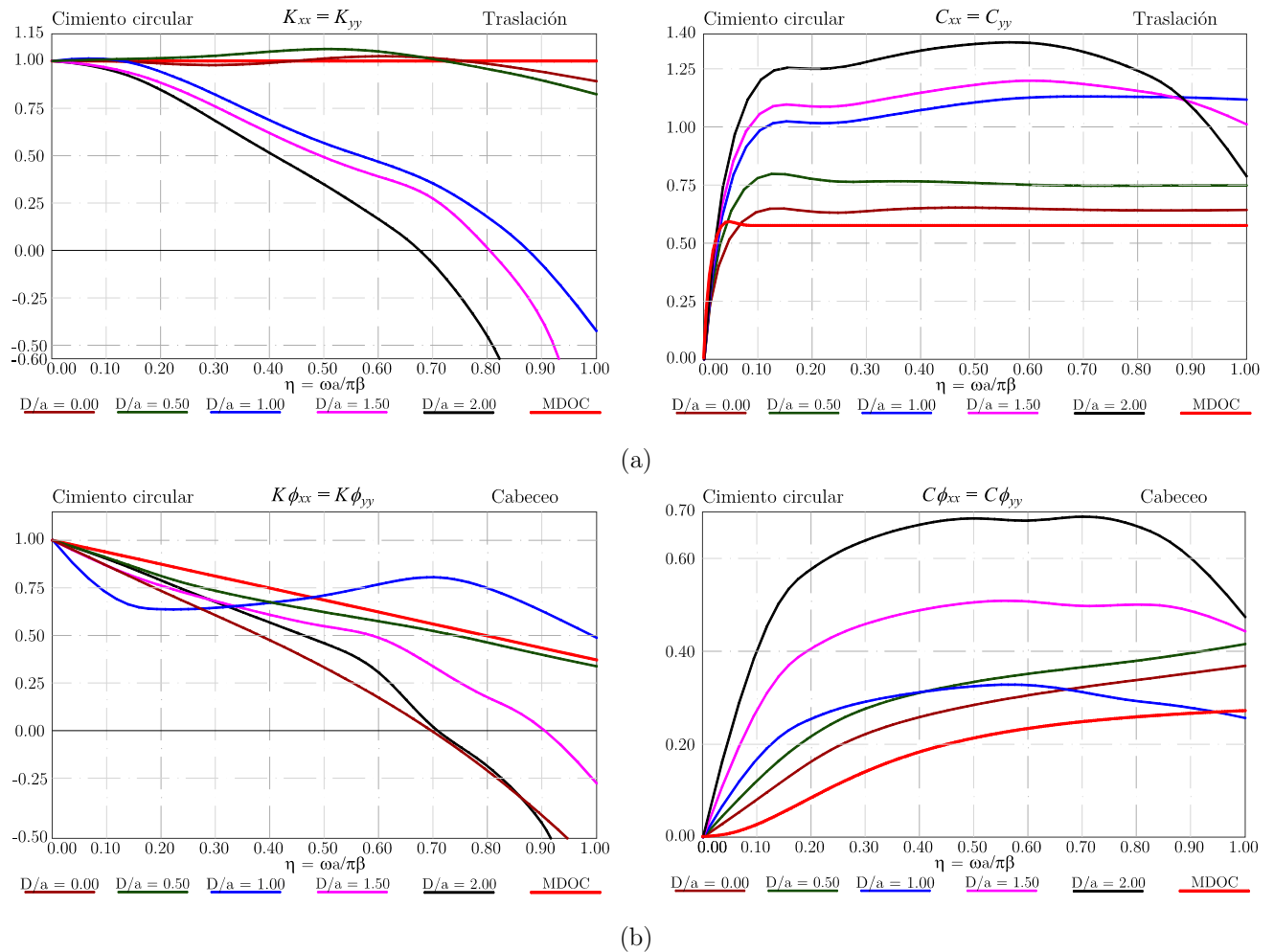


Figura II.4. Coeficientes de rigidez (a) y amortiguamiento (b), dinámicos para los modos de traslación y cabeceo, determinados con el *IBEM* y el *MDOC - DS - 15*.

Hasta ahora se han presentado los métodos para resolver las ecuaciones de movimiento considerando los efectos de IDSE y la forma de determinar las funciones de impedancia utilizando el *MDOC - DS - 15* y un método riguroso de elementos de frontera (*IBEM*). Una forma práctica de tomar en cuenta estos efectos es en el espectro de diseño sísmico, analizando a la estructura sobre base rígida, pero someténdola a las fuerzas de inercia de un espectro modificado por efectos de IDSE, en general, este espectro es modificado por un factor de amortiguamiento, β que se describe más adelante.

Para obtener el espectro de diseño sísmico modificado por interacción, es necesario obtener parámetros dinámicos efectivos del sistema suelo - estructura, por lo que en las secciones siguientes se introducen conceptos como: sistema equivalente suelo - estructura y periodo y amortiguamiento efectivos de éste.

II.4. SISTEMA EQUIVALENTE SUELO - ESTRUCTURA

El sistema equivalente suelo - estructura es desplantar a la estructura sobre un conjunto de resortes y amortiguadores que representan al suelo, y que expresan su rigidez y amortiguamiento (ver figura II.6). Este sistema equivalente solamente toma en cuenta los efectos de interacción inercial en el modo fundamental de vibrar de la estructura. *Avilés (1991)* presenta un procedimiento de superposición para el análisis completo de interacción suelo - estructura, que toman en cuenta de manera explícita los efectos de interacción cinemática.

El sistema equivalente de la figura II.6 posee modos no clásicos de vibrar, debido al tipo de amortiguamiento, por lo que no es posible realizar el análisis modal. Por otro lado, puede aplicarse un análisis paso a paso, considerando el comportamiento no lineal y amortiguamiento de la estructura, así como el amortiguamiento material y geométrico del suelo.

El sistema consta de tres grados de libertad, la deformación de la estructura, U_e , el desplazamiento de la cimentación, U_c , relativo al movimiento de campo libre, U_o y la rotación de la cimentación ϕ_c . El desplazamiento total de la estructura es entonces $U_t = U_o + U_c + \phi_c (H_e + D) + U_e$. Las ecuaciones de movimiento para el sistema se obtienen estableciendo el equilibrio dinámico de la masa de la estructura en traslación y de la masa de la cimentación en traslación y rotación obteniéndose el siguiente sistema matricial:

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} M_e & M_e & M_e(H_e + D) \\ M_e & M_e + M_c & M_e(H_e + D) + \frac{M_c D}{2} \\ M_e(H_e + D) & M_e(H_e + D) + \frac{M_c D}{2} & M_e(H_e + D)^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{U}_e \\ \ddot{U}_c \\ \ddot{\phi}_c \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C_e & 0 & 0 \\ 0 & C_h & C_{hr} \\ 0 & C_{rh} & C_r \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{U}_e \\ \dot{U}_c \\ \dot{\phi}_c \end{Bmatrix} + \\
 & + \begin{bmatrix} K_e & 0 & 0 \\ 0 & K_h & K_{hr} \\ 0 & K_{rh} & K_r \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_e \\ U_c \\ \phi_c \end{Bmatrix} = -U_o \langle t \rangle \begin{Bmatrix} M_e \\ M_e + M_c \\ M_e(H_e + D) + M_c D/2 \end{Bmatrix} \quad (\text{II.33})
 \end{aligned}$$

donde: M_e , K_e , C_e y H_e son la masa, rigidez, amortiguamiento y altura de la estructura, respectivamente; M_c , D son la masa y profundidad de desplante de la cimentación, respectivamente; K_h y C_h son la rigidez y el amortiguamiento del suelo en el modo de traslación de la cimentación, respectivamente; K_r y C_r son la rigidez y el amortiguamiento del suelo en el modo de rotación de la cimentación, respectivamente; $K_{hr} = K_{rh}$ y $C_{hr} = C_{rh}$ representan la rigidez y el amortiguamiento del suelo para el modo acoplado, respectivamente.

La ecuación matricial II.33 se puede escribir en forma condensada como:

$$\mathbf{M}_s \ddot{u}_s + \mathbf{C}_s \dot{u}_s + \mathbf{K}_s u_s = -u_0 \langle t \rangle M_0 \quad (\text{II.34})$$

donde: \mathbf{M}_s , \mathbf{C}_s y \mathbf{K}_s son las matrices de masa, amortiguamiento y rigidez del sistema suelo - estructura, respectivamente, u_s es el vector de cargas generalizadas del sistema equivalente y M_0 es un vector de cargas.

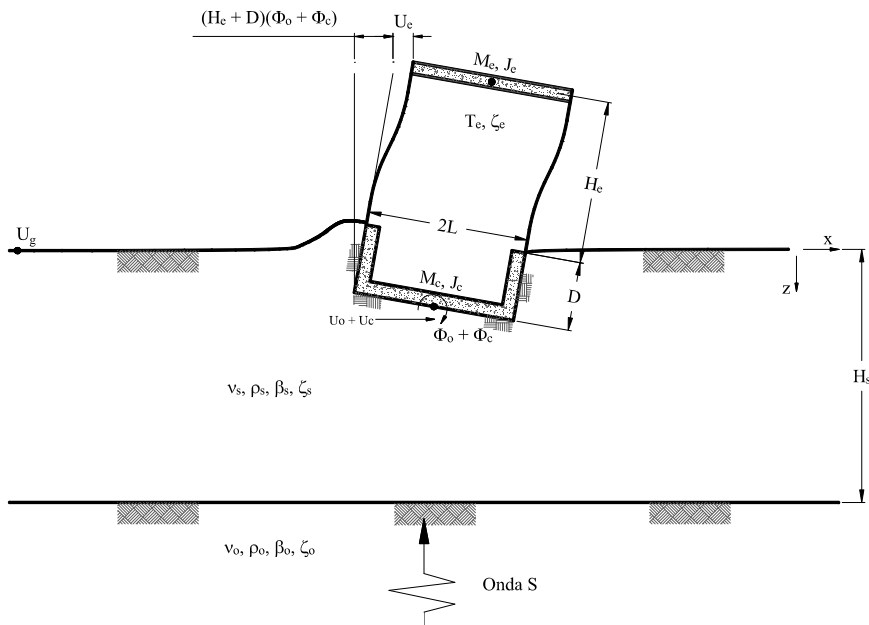


Figura II.5. Sistema suelo - estructura ante la incidencia vertical de ondas de cortante (Avilés & Pérez-Rocha, 2004).

II.4.1. Periodo y amortiguamiento efectivo

Se entiende como periodo y amortiguamiento efectivos del sistema suelo - estructura a las propiedades dinámicas relevantes de la estructura modificadas por la interacción con el suelo. Estos parámetros se obtienen por medio de una analogía entre el sistema real excitado con el movimiento de entrada de la cimentación y un oscilador de reemplazo excitado con el movimiento de campo libre en la superficie del terreno (*Avilés & Pérez-Rocha, 1998*).

Los parámetros efectivos son determinados para el sistema suelo - estructura mostrado en la figura II.6., este modelo toma en cuenta los efectos de interacción en el modo fundamental de estructuras con múltiples grados de libertad, y que responden como un oscilador elemental en su condición de base rígida; consiste en una estructura de un nivel apoyada, sobre una cimentación cuadrada y rígida, con masa M_0 y momento de inercia J_0 alrededor de una eje centroidal en la base, semiancho, L , profundidad de desplante, D y se encuentra sobre un espacio viscoelástico de espesor constante que sobreyace a un semiespacio viscoelástico uniforme, tanto el espacio como el semiespacio se caracterizan por la relación de Poisson, ν , densidad, ρ , velocidad de propagación de ondas de cortante, β_s y factor de amortiguamiento hysterético, ζ del suelo. La estructura se caracteriza por su periodo fundamental, T_e y amortiguamiento asociado, ζ_e , masa efectiva, M_e y altura efectiva, H_e . Los parámetros anteriores corresponden a la estructura en su condición de base fija.

Se considera que las paredes y fondo de la cimentación están completamente en contacto con el suelo, de tal manera que no se produce levantamiento o deslizamiento alguno. El sistema tiene tres grados de libertad definidos por la deformación de la estructura, traslación y cabeceo de la cimentación, U_e , U_c y Φ_c , respectivamente, relativos al movimiento de entrada de la cimentación.

II.4.1.1. Determinación del periodo y amortiguamiento efectivo para el sistema suelo - estructura. (Solución aproximada)

El sistema matricial representado por la ec. II.35 debe de resolverse rigurosamente en el dominio de la frecuencia y así obtener la función de transferencia del oscilador. El valor máximo (pico resonante) de esta función y su amplitud definen el periodo y amortiguamiento modificados por la interacción dinámica, respectivamente.

De manera alternativa, los parámetros equivalentes se determinan igualando las partes real e imaginaria de la pseudoaceleración en resonancia de un sistema, obtenido a partir de la ecuación matricial de equilibrio dinámico (ec. II.35), con otro oscilador de reemplazo, donde su periodo y amortiguamiento representan a los efectivos. (ver figura II.7.)

$$[\mathbf{K}_s + i\omega\mathbf{C}_s - \omega^2\mathbf{M}_s]U_s = -\ddot{U}_0 M_0 \quad (\text{II.35})$$

donde: U_s es un vector de coordenadas, compuesto por $\{u_e, u_c, \phi_c\}$, donde u_e, u_c y ϕ_c son el desplazamiento de la estructura con respecto a la base, el desplazamiento de la base de la cimentación relativo al movimiento horizontal de campo libre y la rotación (cabeceo) de la cimentación, respectivamente. En el sistema matricial de equilibrio no se considera la masa ni el momento de inercia, de la cimentación, así como tampoco las funciones de impedancia para el modo acoplado, porque su influencia es muy pequeña en la respuesta estructural (*H.R. Aguilar, 1992*).

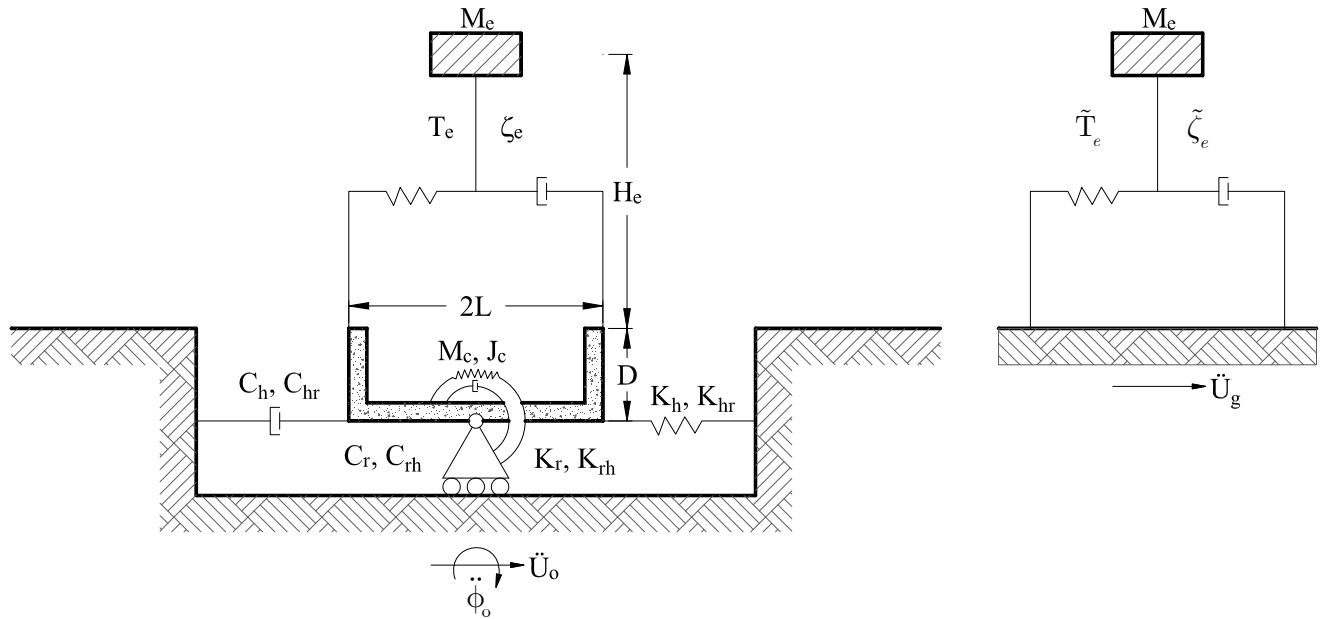


Figura II.6. Sistema suelo estructura sujeto al movimiento efectivo de la cimentación (izquierda); Oscilador de reemplazo sujeto al movimiento de campo libre (derecha) (*Avilés, 1999*).

Para condiciones elásticas, el periodo y el amortiguamiento del sistema suelo - estructura se definen como el periodo natural y la fracción de amortiguamiento del oscilador de reemplazo cuya respuesta armónica resonante es igual a la del sistema con interacción. Al hacer algunas simplificaciones, se obtienen las siguientes expresiones (*Avilés & Pérez-Rocha, 1996*):

$$\tilde{T}_e = \left(T_e^2 + T_h^2 + T_r^2\right) \quad (\text{II.36})$$

$$T_h = 2\pi \left(\frac{M_e}{K_h}\right)^{1/2} \quad (\text{II.37})$$

$$T_r = 2\pi \left(\frac{M_e(H_e + D)}{K_r}\right)^{1/2} \quad (\text{II.38})$$

donde: \tilde{T}_e es el periodo efectivo del sistema suelo - estructura, T_e el periodo fundamental de la estructura considerando base fija, T_h y T_r representan los periodos naturales de vibración en traslación horizontal y rotación de la base, K_h y K_r son las rigideces en traslación horizontal y rotacional de la cimentación.

El periodo efectivo \tilde{T}_e se obtiene de manera iterativa, como primera aproximación se puede calcular usando las rigideces estáticas. Con este “nuevo periodo efectivo” se determinan las rigideces dinámicas y nuevamente se calcula el periodo efectivo. El proceso iterativo termina hasta que el valor del periodo efectivo converge.

Una vez determinado el periodo efectivo el amortiguamiento efectivo se calcula de acuerdo con las siguientes expresiones (*Avilés & Pérez-Rocha, 1996*):

$$\tilde{\zeta}_e = \zeta_e \left(\frac{T_e}{\tilde{T}_e} \right)^3 + \frac{\zeta_h}{1 + 2\zeta_h^2} \left(\frac{T_h}{\tilde{T}_e} \right)^2 + \frac{\zeta_r}{1 + 2\zeta_r^2} \left(\frac{T_r}{\tilde{T}_e} \right)^2 \quad (\text{II.39})$$

$$\zeta_h = \frac{\tilde{\omega}_e C_h}{2K_h} \quad (\text{II.40})$$

$$\zeta_r = \frac{\tilde{\omega}_e C_r}{2K_r} \quad (\text{II.41})$$

donde: $\tilde{\zeta}_e$ es el amortiguamiento efectivo del modo fundamental de la estructura interactuando con el suelo, ζ_h y ζ_r son los amortiguamientos en el modo de traslación y rotación de la cimentación, respectivamente, C_h y C_r son los amortiguamientos de las funciones de impedancia para el modo de traslación y rotación de la cimentación y se calculan mediante las expresiones siguientes:

$$\tilde{\omega}_e C_h = K_h^0 (\eta_h c_h + 2\zeta_s k_h) \quad (\text{II.42})$$

$$\tilde{\omega}_e C_r = K_r^0 (\eta_r c_r + 2\zeta_s k_r) \quad (\text{II.43})$$

La deducción de las expresiones para determinar los parámetros efectivos del sistema suelo - estructura puede ser consultada en (*Avilés & Pérez-Rocha, 1998*).

II.5. DETERMINACIÓN DEL ESPECTRO DE DISEÑO SÍSMICO

En el *MDOC-DS-15* se presenta un procedimiento para obtener el espectro de diseño sísmico considerando la interacción dinámica suelo - estructura, modelando a la estructura como un oscilador de un grado de libertad y para determinar las funciones de impedancia el cimiento real se representa por uno equivalente de planta circular, como el que se muestra en la figura II.7.

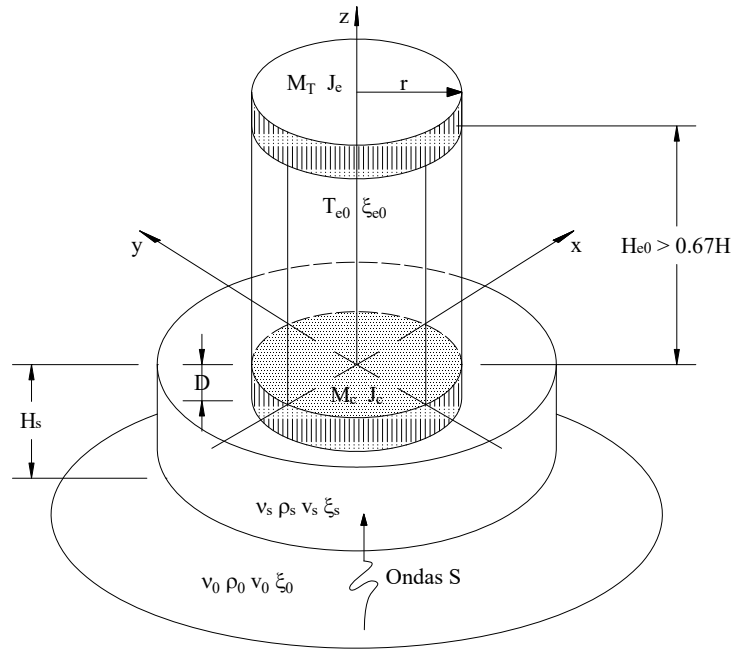


Figura II.7. Sistema suelo - estructura equivalente.

El sistema equivalente mostrado en la figura II.7., para tomar los efectos del suelo interactuando con la estructura, es válido siempre y cuando la estructura en estudio responda en su modo fundamental como un oscilador de un grado de libertad, considerando que su base es rígida, además, que el depósito de suelo estratificado se comporte fundamentalmente como un manto homogéneo.

Los efectos de interacción inercial usando el sistema equivalente son solamente considerados en el modo fundamental. Si se desea tomar en cuenta los efectos de interacción en los modos superiores, se debe analizar el sistema completo (*Avilés, 1991*), donde la estructura es modelada con N grados de libertad apoyada sobre resortes y amortiguadores equivalentes del suelo.

Los efectos de interacción suelo - estructura deberán de ser tomados en cuenta cuando el parámetro de interacción sea menor a 2.5, esto es:

$$\gamma = \frac{T_e H_s}{T_s H_e} < 2.5 \quad (\text{II.44})$$

donde: T_s y T_e son los periodos fundamentales del suelo y la estructura, respectivamente, H_e y H_s son la altura de la estructura y el espesor del estrato, respectivamente.

El parámetro de interacción representa la relación entre la velocidad de las ondas de cortante del estrato y la velocidad efectiva de ondas de cortante que tendría la estructura si fuera considerada como un cuerpo homogéneo (*Fernández-Sola & Avilés, 2008*).

II.5.2. Planta de cimentación circular equivalente (*MDOC-DS-15*)

En esta sección se presenta el procedimiento para la determinación del espectro de diseño sísmico considerando la IDSE de acuerdo al *MDOC-DS-15*, con este método la cimentación se considera de forma circular sobre un estrato que se comporta como un manto homogéneo, además la estructura responde como un oscilador elemental y los efectos de interacción son considerados en el modo fundamental.

A continuación, se explica el procedimiento para determinar el espectro de diseño sísmico considerando los efectos de IDSE:

1. Verificar si los efectos de interacción deberán ser tomados en cuenta, mediante el parámetro de interacción.
2. Si los efectos de interacción deben ser considerados, se determinarán los parámetros efectivos de la estructura y del suelo; y la geometría de la cimentación de la siguiente manera:

Los parámetros de la estructura requeridos, masa y altura efectivas se pueden determinar con las siguientes expresiones:

- Masa efectiva, M_e

$$M_e = \frac{W_e}{g} \begin{cases} 0.67M & \text{Método estático} \\ \frac{(Z_1^T \mathbf{M} J)^2}{Z_1^T \mathbf{M} Z_1} & \text{Método dinámico} \end{cases} \quad (\text{II.45})$$

- Altura efectiva, H_e

$$H_e = \begin{cases} 0.67H & \text{Método estático} \\ \frac{Z_1^T \mathbf{M} H}{Z_1^T \mathbf{M} J} & \text{Método dinámico} \end{cases} \quad (\text{II.46})$$

La masa y altura efectivas de la estructura se tomará igual a la masa y altura total de esta, cuando se trate de estructuras de un solo nivel.

Donde: \mathbf{M} es la matriz de masas de la estructura, J es un vector de componentes iguales a 1, H es el vector de alturas de desplante de cada nivel, definido como $H = \{h'_1, h'_2, \dots, h'_N\}^T$, Z_1 es el modo natural de vibración en el modo fundamental, que se obtiene al resolver el problema de valores característicos definido por la ecuación matricial homogénea.

- Periodo estructural, T_e
El periodo estructural corresponde al de la estructura con base rígida vibrando en su modo fundamental.
- Amortiguamiento estructural, ζ_e .

Los parámetros de la cimentación requeridos son: largo, ancho y profundidad de desplante.

Los parámetros del suelo requeridos

- Periodo dominante del estrato equivalente, T_s
 - Espesor total del estrato equivalente, H_s
 - Amortiguamiento del estrato equivalente, ζ_s
 - Velocidad de propagación de ondas de cortante en el estrato equivalente, V_s
 - Módulo de rigidez al corte del estrato equivalente, G_s
 - Peso volumétrico del estrato equivalente, γ_s
 - Relación de poisson del estrato equivalente, ν_s
3. Calcular las rigideces estáticas de la cimentación. Las rigideces estáticas corresponden a cimentaciones de geometría circular y desplantadas sobre un estrato uniforme con base rígida, la determinación de las rigideces estáticas fueron propuestas por *Gazetas, (1991); Sieffert y Cevaer, (1992)*, para los modos de traslación horizontal y cabeceo definidas en la sección II.1.1.1. (ec. II.17 a II.19)
 4. Obtener las rigideces dinámicas de la cimentación (ecs. II.15 y II.16) o funciones de impedancia. Los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos se calculan de acuerdo a lo descrito en las secciones II.3. y II.3.2.1.
 5. Determinar el periodo y amortiguamiento efectivos del sistema suelo - estructura. El periodo y amortiguamiento efectivo del sistema suelo - estructura se determinan de acuerdo a lo definido en la sección II.4.1.1.

6. Con el periodo y el amortiguamiento efectivos del sistema equivalente suelo estructura, es posible determinar el espectro de diseño sísmico considerando los efectos de IDSE mediante la siguiente ecuación:

$$A_e = \frac{S_a}{g} \langle T_e, \beta \rangle = \begin{cases} a_0 + (\beta c - a_0) \frac{T_e}{T_a} & \text{si } T_e < T_a \\ \beta c & \text{si } T_a \leq T_e < T_b \\ \beta c \left(\frac{T_b}{T_e} \right)^r & \text{si } T_b \leq T_e < T_c \\ \beta c \left(\frac{T_b}{T_c} \right)^r P_c \left(\frac{T_c}{T_e} \right)^2 & \text{si } T_e \geq T_c \end{cases} \quad (\text{II.47})$$

donde: a_0 [cm/s^2] es la aceleración máxima del terreno, c [cm/s^2] es la aceleración máxima espectral, T_a y T_b son los límites inferior y superior de la meseta del espectro de diseño en segundos, respectivamente, T_c es el periodo de inicio de la rama descendente en que los desplazamientos espectrales tienden correctamente al desplazamiento del terreno, en segundos, T_e [s] es el periodo estructural en la dirección de análisis, r y k son los parámetros que controlan la caída de las ordenadas espectrales para $T_b \leq T_e < T_c$ y $T_e \geq T_c$, respectivamente, p_c es un factor empleado para definir la variación del espectro en la rama descendente calculado con la siguiente ecuación:

$$p_c = \kappa + (1 - \kappa) \left(\frac{T_c}{T_e} \right)^2 \quad (\text{II.48})$$

El factor de amortiguamiento, β , se toma igual a la unidad para estructuras con un amortiguamiento estructural del 5% ($\zeta_e = 5\%$), cuando no se toma en cuenta la interacción suelo - estructura, mientras que cuando se considere, este factor deberá calcularse con la ecuación II.49.

$$\beta \langle T_e, \zeta_e \rangle = \begin{cases} \left(\frac{0.05}{\zeta_e} \right)^{0.45} & \text{si } T_e < T_c \\ \left(\frac{0.05}{\zeta_e} \right)^{0.45} \left(\frac{T_c}{T_e} \right) & \text{si } T_e \geq T_c \end{cases} \quad (\text{II.49})$$

El periodo estructural T_e y amortiguamiento ζ_e de la ec. II.49 corresponden al periodo y amortiguamiento estructural modificados por la interacción suelo - estructura, es decir, el periodo y amortiguamiento estructural efectivos son $T_e = \tilde{T}_e$ y $\zeta_e = \tilde{\zeta}_e$, respectivamente.

Para ejemplificar lo descrito en esta sección, en la figura II.8. se muestra el espectro de diseño sísmico con y sin considerar el efecto de interacción suelo - estructura, determinado de acuerdo al *MDOC - DS - 15*, se utilizaron parámetros hipotéticos de la estructura, cimentación y suelo que se muestran en la tabla II.1.

Tabla II.1. Parámetros de la estructura, cimentación y suelo de soporte.

Estructura	
Peso efectivo	1949.03 ton
Altura efectiva	23.79 m
Periodo fundamental	1.20 s
Amortiguamiento estructural	5.00%
Cimentación	
Ancho	12.00 m
Largo	18.00 m
Profundidad de desplante	6.00 m
Depósito de suelo	
Espesor	50.00 m
Peso volumétrico	1.50 ton/m ³
Periodo fundamental	2.50 s
Velocidad media de propagación de ondas de corte	70.00 m/s
Amortiguamiento material	7.00%
Relación de Poisson	0.45

Los parámetros espectrales utilizados para la obtención del espectro de diseño sísmico se pueden ver en la tabla II.2.

Tabla II.2. Parámetros espectrales

Zona	Tipo de suelo	T_a (s)	T_b (s)	T_c (s)	κ	r
C	II	0.2	1.4	2	1	2/3

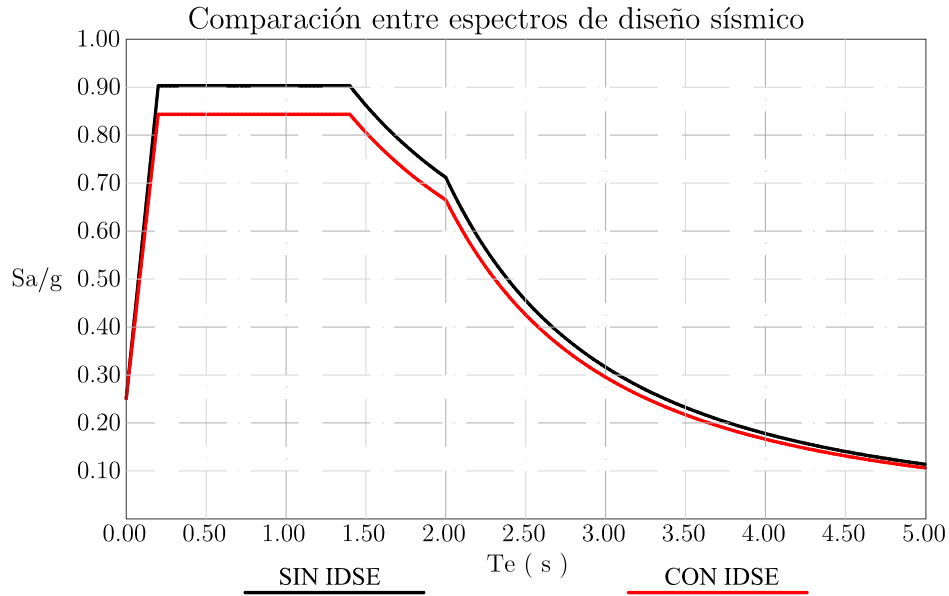


Figura II.8. Espectros de diseño sísmico determinados de acuerdo al *MDOC - DS - 15*.

Los espectros de diseño sísmico mostrados en la figura II.8. fueron determinados considerando el modelo de la figura II.7.

II.5.3. Planta de cimentación real (*IBEM*)

Para el cálculo del espectro de diseño sísmico se sigue un procedimiento similar al descrito en la sección anterior, pero se considera una planta geométrica para el cimientto diferente a la circular y se calculan directamente las impedancias dinámicas utilizando un método de elementos de frontera (*IBEM*).

II.6. DETERMINACIÓN DE LA INTERACCIÓN CINEMÁTICA, MOVIMIENTOS EFECTIVOS

II.6.1. Movimientos de entrada de la cimentación

La interacción cinemática consiste en la determinación de la excitación efectiva de la cimentación provocada por el movimiento sísmico (ver figura II.9.). Ésta representa el movimiento de entrada de la cimentación que es el resultado de la superposición de los campos libre y difractado por el cimiento, considerado carente de masa y perfectamente rígido. En realidad, este es un movimiento ficticio, ya que no se consideran la masa de la estructura ni del cimiento. Para determinarlo debe resolverse un problema de difracción de ondas, que depende de la geometría de la cimentación, las propiedades del suelo, y el tipo de ondas sísmicas y ángulo con el que inciden.

Se dice excitación efectiva ya que el movimiento de campo libre difiere del movimiento de la cimentación debido a que la gran rigidez de esta le impide ajustarse a las deformaciones del suelo que, comparativamente, tiene una rigidez mucho menor.

Como la cimentación se considerada rígida, modifica el movimiento de campo libre, reduciendo las traslaciones y generando rotaciones. Las traslaciones sufren reducciones debido a que la variación espacial del movimiento del suelo alrededor de la cimentación es promediada como consecuencia de su gran rigidez, a este fenómeno se le conoce como filtrado de la excitación sísmica. Las rotaciones aparecen porque la cimentación no puede deformarse para seguir los desplazamientos diferenciales del suelo en contacto, por lo que ésta tiende a girar.

En el caso de cimentaciones apoyadas sobre la superficie del terreno y sujetas a ondas planas que se propagan verticalmente no ocurre el fenómeno de la difracción, por lo que la excitación efectiva corresponde al movimiento de campo libre.

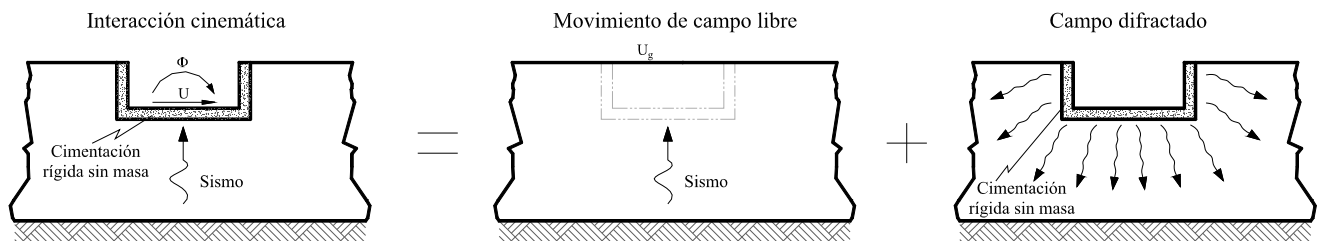


Figura II.9. Interacción cinemática.

II.6.2. Formulación básica para los movimientos de entrada

La formulación básica para movimientos de entrada (*input motions*) se basa en el concepto de fuerzas de control (*driving forces*). Suponiendo a una cimentación rígida carente de masa y sometida a una excitación sísmica y fuerzas externas, la respuesta total del cimiento puede expresarse en forma matricial como:

$$U = U_o + K^{-1}F \quad (\text{II.50})$$

donde: U es la respuesta total del cimiento, U_o son los movimientos de entrada (desplazamientos y giros originados por la excitación sísmica) y el producto $K^{-1}F$ representa los movimientos provocado por las fuerzas externas, F (fuerzas y momentos), K son las rigideces dinámicas de la cimentación. La ec. II.50 es conveniente expresarla de la manera siguiente:

$$U = K^{-1} \{F + F_o\} \quad (\text{II.51})$$

donde: F_o son las fuerzas de fijación, que se definen como:

$$F_o = KU_o \quad (\text{II.52})$$

El significado físico de las fuerzas de control puede deducirse mediante inspección de la ec. II.51. Si el movimiento de la cimentación se cancela completamente debido a la acción simultánea de la excitación sísmica y las fuerzas externas, se tiene que $U = 0$ y por tanto $F_o = -F$. En este caso, F se puede interpretar como las fuerzas externas requeridas para mantener inmóvil a la cimentación ante la excitación sísmica, estas fuerzas son también conocidas como fuerzas de fijación. En conclusión, las fuerzas de control, F_o corresponden a las fuerzas y momentos resultantes que el suelo ejerce sobre la cimentación cuando ésta se mantiene fija ante la excitación sísmica.

Una vez conocidas las fuerzas de control y las rigideces dinámicas de la cimentación, sus desplazamientos y rotaciones efectivos se obtienen directamente de la ec. II.52 como:

$$U_o = K^{-1}F_o \quad (\text{II.53})$$

Representando al problema de interacción cinemática de esta forma, es posible descomponer la solución en dos partes (ver figura II.10.):

1. Determinación de las fuerzas de fijación requeridas para mantener inmóvil a la cimentación ante una excitación sísmica.

2. Determinación de los movimientos de entrada, U_o provocados por las fuerzas de control F_o actuantes sobre la cimentación, que son de igual magnitud y sentido opuesto a las fuerzas de fijación.

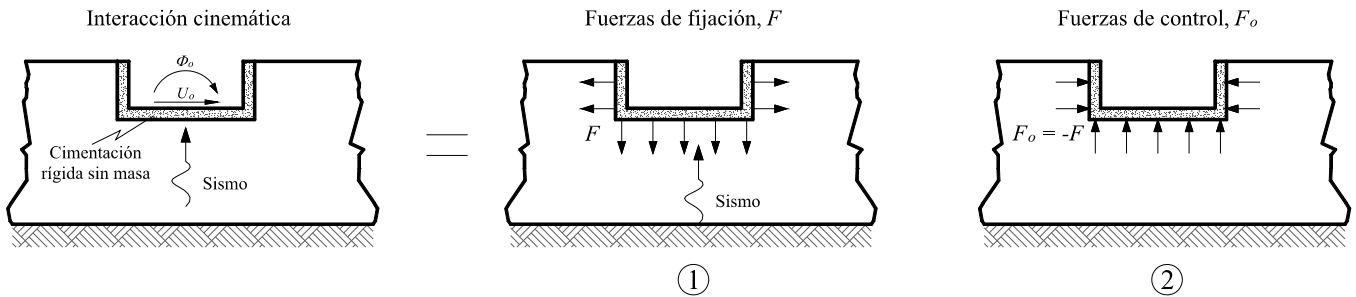


Figura II.10. Interacción cinemática, solución en dos etapas.

Para la obtención de la excitación efectiva se exponen brevemente tres métodos que proporcionan buenos resultados, el primero de ellos es un método simplificado propuesto por *Kausel & Col en 1978*. Es un método práctico, que consiste en describir las modificaciones de movimiento mediante expresiones simplificadas. El segundo es un método propuesto por *Iguchi en 1982*, en el que la excitación efectiva se obtiene mediante un promedio pesado de los desplazamientos y esfuerzos de campo libre alrededor de la cimentación. El tercero es un método riguroso de frontera, conocido como el método indirecto de los elementos de frontera, en inglés *Indirect Boundary Element Method*, (IBEM), que consiste en discretizar únicamente las fronteras del medio y del cimiento y considerando las condiciones de frontera, una descripción más detallada del método se encuentra en *Yokoi & Sánchez-Sesma, (1998)*.

A continuación, se describe de manera breve cada uno de los métodos antes mencionados.

II.6.3. Método de Kausel

Mediante el uso del método del elemento finito, *Kausel et al (1978)* estudiaron la respuesta de una cimentación circular enterrada en un estrato elástico con base rígida, sometida a la incidencia vertical de ondas de corte. Los investigadores hicieron un estudio paramétrico, variando la profundidad de desplante de la cimentación y el espesor del estrato en un amplio intervalo de interés práctico. *Kausel et al* encontraron que la traslación de la cimentación es similar a la traslación de campo libre en la subrasante, excepto que la variación de aquella con la frecuencia es más suave. Además, se descubrió que la rotación de la cimentación guarda semejanza con la pseudorotación debida al movimiento de campo libre; es decir, la diferencia de desplazamientos entre la superficie libre y la subrasante dividida entre la profundidad de desplante.

En este método, los efectos del paso de ondas sísmicas son representados mediante funciones dependientes de la frecuencia entre los componentes del movimiento de entrada y del campo libre, esto es relacionan las amplitudes de las componentes de traslación y rotación (cabeceo) respectivamente, entre la amplitud del movimiento de campo libre en la superficie (*Pérez Rocha, 2011*):

$$H_u = u_c / u_g \quad (\text{II.54})$$

$$H_\theta = \theta_c / u_g \quad (\text{II.55})$$

donde: H_u y H_θ son las funciones de transferencia para traslación y cabeceo respectivamente, u_c y θ_c son las componentes del movimiento de entrada para traslación y cabeceo y u_g es el movimiento de campo libre.

Para un ángulo de incidencia vertical de ondas de corte en un estrato uniforme, una solución práctica está dada por las siguientes expresiones *Kausel y Col, (1978)*:

$$Q_h = \begin{cases} \cos\left(\frac{\pi \omega}{2 \omega_e}\right); & \text{si } \omega \leq 0.7\omega_e \\ 0.453; & \text{si } \omega > 0.7\omega_e \end{cases} \quad (\text{II.56})$$

$$Q_r = \begin{cases} \frac{0.257}{R_r} \left(1 - \cos\left(\frac{\pi \omega}{2 \omega_e}\right)\right); & \text{si } \omega \leq \omega_e \\ \frac{0.257}{R_r}; & \text{si } \omega > \omega_e \end{cases} \quad (\text{II.57})$$

donde: $\omega_e = \pi\beta_s/2D$, es la frecuencia fundamental de la región de enterramiento, es decir, hasta la profundidad de desplante, D ; β_s es la velocidad de propagación de ondas de cortante en el suelo, R es el radio equivalente de la superficie de desplante y ω la frecuencia de excitación.

Para cimentaciones sobre la superficie, $D = 0$, se tiene que $\omega_e = \infty$ y por consiguiente $Q_h = 1$ y $Q_r = 0$, esto significa la ausencia de interacción cinemática.

En la figura II.11. se muestran las funciones de transferencia cinemáticas para los modos de traslación y cabeceo, dadas por las ecuaciones II.56 y II.57, se puede observar que las traslaciones (línea azul) sufren reducciones al aumentar la frecuencia y permanecen constantes para frecuencias de $f \geq 3.00$ aproximadamente; para el cabeceo (línea roja) sucede lo contrario, estos aumentan con la frecuencia y permanecen constantes para una frecuencia $f \geq 4.00$.

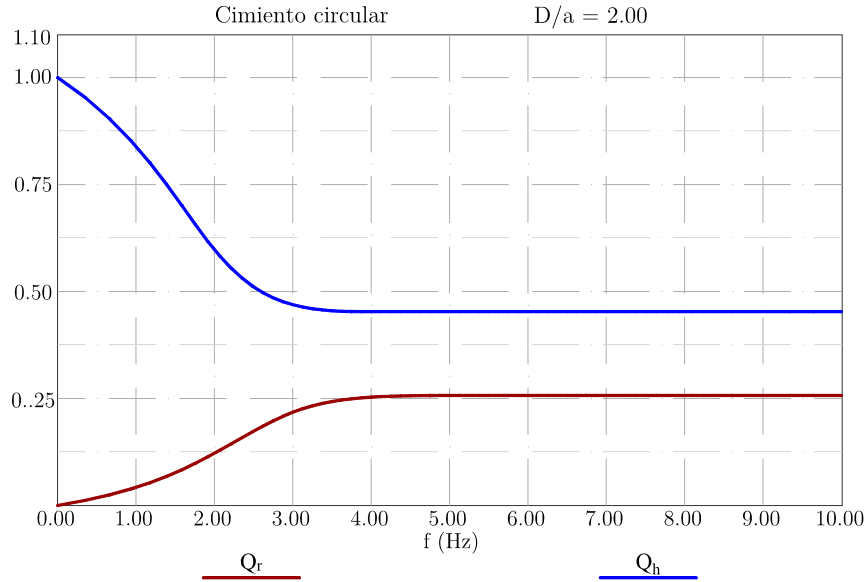


Figura II.11. Funciones de transferencia cinemáticas para traslación y cabeceo, para un caso específico, método de Kausel.

II.6.4. Método de Iguchi

Iguchi en 1982 desarrolló un método sencillo para determinar con buena aproximación la excitación efectiva, mediante un promedio pesado de los desplazamientos y esfuerzos de campo libre alrededor de la interfaz suelo cimentación. Con el método de *Iguchi*, el movimiento de entrada de la cimentación se mide en un punto de referencia arbitrario con coordenadas (x_o, y_o, z_o) ; es costumbre elegir el centroide de la superficie plana del cimiento en la profundidad de desplante y se estima como:

$$\mathbf{U}_o = \mathbf{H}^{-1} \iint \mathbf{A}^T \mathbf{U}_g dS + \mathbf{K}^{-1} \iint \mathbf{A}^T \mathbf{T}_g dS \quad (\text{II.58})$$

$$\mathbf{H} = \iint \mathbf{A}^T \mathbf{A} dS \quad (\text{II.59})$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & z - z_o & y_o - y \\ 0 & 1 & 0 & z_o - z & 0 & x - x_o \\ 0 & 0 & 1 & y - y_o & x_o - x & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{II.60})$$

donde: \mathbf{U}_g y \mathbf{T}_g son los vectores de desplazamientos y esfuerzos de campo libre, respectivamente, en la superficie de contacto S entre la cimentación y el suelo, \mathbf{K} es la matriz de rigidez dinámica formada con las funciones de impedancia del suelo y \mathbf{A} es una matriz de transformación de movimiento de cuerpo rígido, el vector \mathbf{U}_o en general consta de tres traslaciones y tres rotaciones, dependiendo del tipo de ondas sísmicas y el ángulo de incidencia.

Las integrales de las ecuaciones (II.58) y (II.59) se extienden a lo largo de la frontera S . Para cimentaciones superficiales el segundo término de la ec. (II.59) es nulo, porque en la superficie del medio los esfuerzos se anulan. Este término representa los desplazamientos y rotaciones causados por las fuerzas y momentos resultantes de las tracciones de campo libre en la frontera S .

Para aplicar el método promediador de Iguchi y determinar la excitación efectiva se deben de conocer la geometría de la cimentación, discretizada, las funciones de impedancia y el movimiento de campo libre. Una descripción más completa de la aplicación de este método se puede consultar en *Iguchi, (1984)*, *Pais & Kausel, (1989)*.

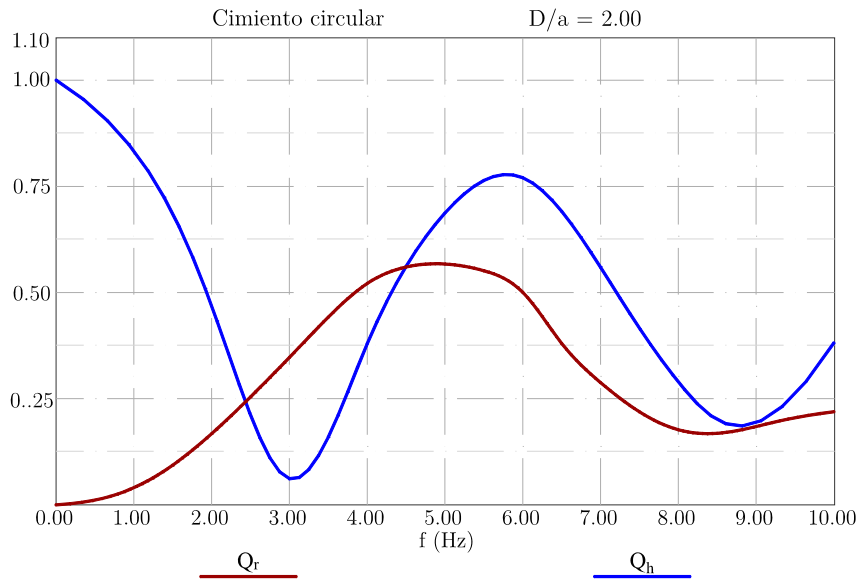


Figura II.12. Funciones de transferencia cinemáticas para traslación y cabeceo, para un caso específico, método de Iguchi.

En la figura II.12. se pueden ver las funciones de transferencia cinemáticas para traslación (línea azul) y cabeceo (línea roja) ambas presentan oscilaciones al aumentar la frecuencia, sin embargo, las traslaciones sufren reducciones y los cabeceos aumentan, esto se debe al filtrado de la excitación sísmica.

II.6.5. Método indirecto de elementos de frontera

El Método de los Elementos de Frontera (BEM por sus siglas en inglés) es un método numérico empleado para la solución de ecuaciones diferenciales parciales, también conocido como el método integral de frontera (BIE). (*Gavilán, 2006*).

El BEM solamente requiere la obtención de las tracciones y desplazamientos a lo largo de las fronteras del modelo, a diferencia de otros métodos que plantean la solución en todo el dominio, como es el caso de las diferencias finitas (FD) y elementos finitos (FEM).

En el campo de la elastodinámica surge una variación del BEM, conocido como “*Método Indirecto de los Elementos de Frontera*” o *IBEM* (*Indirect Boundary Element Method* por sus siglas en inglés). La formulación que se utiliza es con base en los principios físicos de la reflexión y difracción de ondas (*Sánchez-Sesma & Luzón, 1995*). Recibe la denominación de indirecto porque requiere del cálculo de las densidades de fuerza en la frontera como un paso intermedio para el cálculo de desplazamientos y tracciones.

Sea $\{U^r(p)\} = \{U_x^r, U_y^r, U_z^r\}^T$ el campo de desplazamientos difractado asociado con el movimiento de la cimentación cuando es excitada por una fuerza externa armónica. El sistema coordenado (x, y, z) es tomado como se muestra en la figura II.13. El vector de desplazamiento en el medio puede ser representado por la siguiente integral de capa simple en la frontera como:

$$\{U_i^r(p)\} = \int_{\Gamma} [G_{ij}(p, \xi)] \{\Phi_j(\xi)\} d\Gamma(\xi) \quad (\text{II.61})$$

donde: $U_i^r(p)$ es la i ésima componente del desplazamiento en el punto, p , $G_{ij}(p, \xi)$ es la función de desplazamiento de Green para todo el espacio, esto es el desplazamiento en dirección i en el punto p debido a una fuerza armónica unitaria actuando en dirección j en el punto, ξ , $\Phi_j(\xi)$ es la densidad de fuerza desconocida en dirección j en el punto ξ , y $\Gamma = \Gamma_f \cup \Gamma_s$ representa la superficie a lo largo de la cual se hace la integración. Los puntos p y ξ son las coordenadas de los puntos de observación y fuentes, respectivamente.

Es posible determinar las tracciones al aplicar directamente la ley de Hooke a la ecuación II.61, con excepción de las singularidades en la frontera, es decir, cuando $p = \xi$ en la superficie Γ . Mediante un proceso basado en consideraciones de equilibrio alrededor de la frontera, se puede escribir el vector de tracciones

$\{T^r(p)\} = \{T_x^r, T_y^r, T_z^r\}^T$ como:

$$\{T^r(p)\} = \epsilon \delta_{p\xi} \{\Phi_i(p)\} + \int_{\Gamma} (1 - \delta_{p\xi}) [S_{ij}(p, \xi)] \times \{\Phi_j(\xi)\} d\Gamma(\xi) \quad (\text{II.62})$$

donde: $T^r(p)$ es la i ésima componente de la tracción en el punto p en la frontera Γ , asociado con la normal $n(p)$ apuntando hacia afuera, $S_{ij}(p, \xi)$ es la función de tracciones de Green para todo el espacio, es decir, la tracción en la dirección i en el punto p debido a una fuerza armónica actuando en dirección j en el punto ξ , y $\delta_{p\xi}$ es la delta de Kronecker ($= 1$ si $p = \xi$ y $= 0$ si $p \neq \xi$).

Las condiciones de frontera que se deben de satisfacer son las siguientes: compatibilidad de desplazamientos en la interfaz del cimiento – suelo, tracciones prescritas en la superficie libre y la radiación de ondas al infinito. La última condición se cumple automáticamente cuando se usan las funciones de Green. Las otras condiciones se representan mediante las siguientes expresiones.

$$\{U^r(p)\} = [\alpha(p)\{U^0\}]; \quad p \in \Gamma_f \quad (\text{II.63})$$

$$\{T^r(p)\} = \{0\}; \quad p \in \Gamma_s \quad (\text{II.64})$$

donde: $\{U^0\} = \{U_x^0, U_y^0, U_z^0, \Theta_x^0, \Theta_y^0, \Theta_z^0\}^T$ es el vector de movimientos prescritos de la cimentación, las componentes U_x^0, U_y^0 y U_z^0 son las traslaciones en un punto de referencia con coordenadas (x_0, y_0, z_0) y las componentes Θ_x^0, Θ_y^0 y Θ_z^0 son las rotaciones sobre los ejes coordenados x, y y z respectivamente, como se muestra en la figura II.13.; $[\alpha(p)]$ es una matriz de transformación de movimiento de cuerpo rígido, dada por:

$$[\alpha(p)] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & z - z_o & y_o - y \\ 0 & 1 & 0 & z_o - z & 0 & x - x_o \\ 0 & 0 & 1 & y - y_o & x_o - x & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{II.65})$$

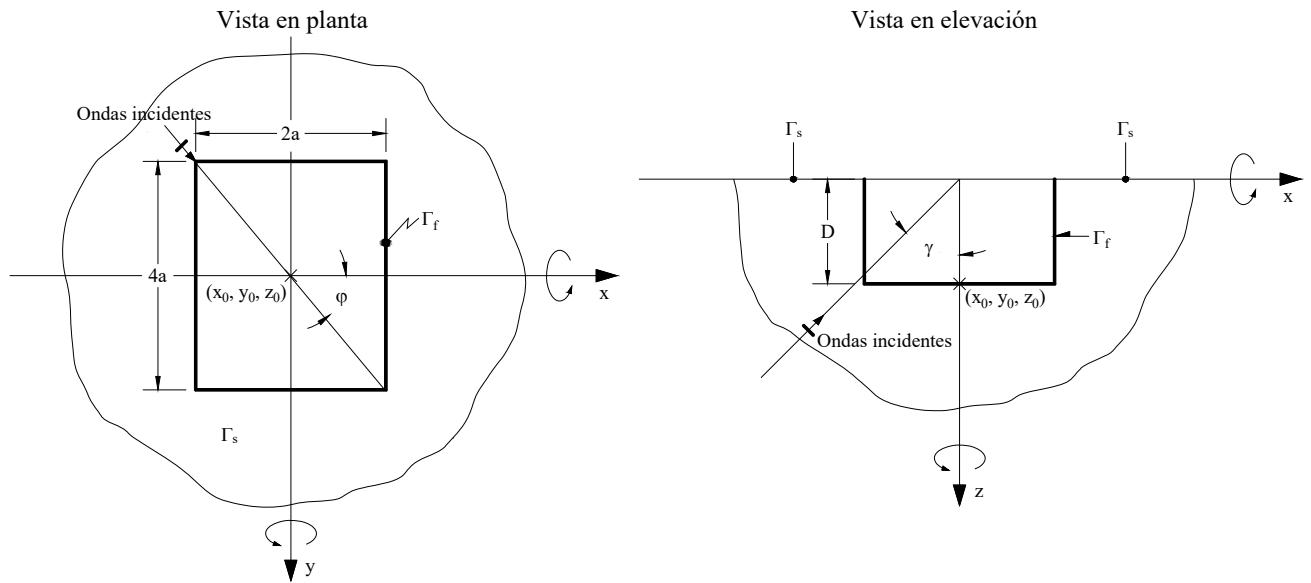


Figura II.13. Geometría y sistema coordenado de referencia para cimentaciones con forma rectangular.

Las columnas de la matriz $[\alpha(p)]$ representan los desplazamientos en la interfaz suelo – cimentación debido a los movimientos de cuerpo rígido unitarios de la cimentación correspondientes a cada uno de los seis grados de libertad.

Una vez determinadas las densidades de fuerza, las fuerzas y momentos resultantes actuando en la cimentación se calculan integrando las tracciones en contacto en la interfaz suelo – cimentación, que son obtenidas mediante la ec. II.62, esto lleva a:

$$\{F^0\} = \int_{\Gamma_f} [\alpha(p)]^T \{T^r(p)\} d\Gamma(p) \quad (\text{II.66})$$

donde: $\{F^0\} = \{F_x^0, F_y^0, F_z^0, M_x^0, M_y^0, M_z^0\}^T$ es el vector de fuerzas generalizadas actuando en la cimentación. El vector de tracciones de contacto $\{T^r(p)\}$ en la interfaz Γ_f puede ser expresado como:

$$\{T^r(p)\} = [\beta(p)]\{U^0\}; \quad p \in \Gamma_f \quad (\text{II.67})$$

donde: $[\beta(p)]$ es una matriz de 3×6 , con columnas con los valores de las tracciones en el contacto de la interfaz suelo – cimentación debido a los movimientos de cuerpo rígido unitarios del cimient. Substituyendo la ec. II.70 en la ec. II.69 resulta en la relación fuerza – desplazamiento dada por:

$$\{F^0\} = \{K\}\{U^0\} \quad (\text{II.68})$$

$$[K] = \int_{\Gamma_f} [\alpha(p)]^T [\beta(p)] d\Gamma(p) \quad (\text{II.69})$$

donde: $[K]$ es la matriz de rigidez dinámica. Las columnas de la matriz representan las fuerzas necesarias para producir desplazamientos unitarios de la cimentación. Los elementos de esta matriz son las funciones de impedancia en el punto de referencia (x_0, y_0, z_0) y pueden ser escritas de la siguiente forma:

$$\tilde{K}_{mn} = (k_{mn} + i\eta c_{mn})(1 + i2\zeta); \quad m, n = x, y, z, \theta_x, \theta_y, \theta_z \quad (\text{II.70})$$

donde: $\eta = \omega a / \pi\beta_s$ es la frecuencia adimensional, β_s es la velocidad de ondas de cortante, y ζ es el amortiguamiento histerético del material. Para cada modo de vibración de la cimentación, k_{mn} y c_{mn} son los coeficientes de rigidez y amortiguamiento, que dependen de la frecuencia adimensional η y de la forma y profundidad de desplante del cimient. Los resortes K_{mn} representan la rigidez y la inercia del suelo de soporte, mientras que los amortiguadores, C_{mn} , representan el amortiguamiento viscoso y geométrico del suelo.

II.7. CONCLUSIÓN DEL CAPÍTULO

Se presentaron los fundamentos teóricos sobre la IDSE, los métodos para resolver las ecuaciones de movimiento para el sistema suelo - estructura (de superposición y solución en tres pasos), para obtener la solución de estas ecuaciones es necesario conocer las funciones de impedancia que pueden ser determinadas de acuerdo al *MDOC - DS - 15* que corresponden a cimentaciones con geometría circular o bien utilizando un método riguroso de frontera el *IBEM*, que pueden ser determinadas para geometrías arbitrarias.

Los efectos de IDSE pueden ser considerados al determinar el espectro de diseño sísmico utilizando el sistema equivalente suelo estructura que se presenta en el *MDOC - DS - 15* con la simplificación de que el cimiento “real” debe ser transformado a uno circular equivalente, además deben de utilizarse parámetros dinámicos efectivos para la estructura y suelo de soporte para así poder determinar el periodo, \tilde{T}_e , y amortiguamiento, $\tilde{\zeta}_e$, efectivos para el sistema suelo - estructura (*Avilés & Pérez-Rocha, 1996*).

Se presentaron brevemente tres métodos (Kausel, Iguchi e IBEM) que son utilizados para obtener las funciones de transferencia cinemática para cimentaciones rígidas.

Capítulo III

INFLUENCIA DE LA GEOMETRÍA DEL CIMIENTO Y SU PROFUNDIDAD DE DESPLANTE EN LAS FUNCIONES DE IMPEDANCIA

III.1. INTRODUCCIÓN DEL CAPÍTULO

Se estudia la influencia de la geometría y profundidad de desplante de la cimentación en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos. Se analizan cimentaciones con planta cuadrada, rectangular y en forma de “L” y con desniveles o escalonadas. Para cada una de las cimentaciones, se varían sus dimensiones y profundidad de desplante.

Para determinar los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos se aplicará el método descrito en el *MDOC - DS -15* y el *IBEM*. En el procedimiento del *MDOC - DS - 15*, estos coeficientes corresponden a cimentaciones de forma circular por lo que las distintas geometrías de cimentación se ajustan a un círculo equivalente de la misma área; mientras que, con el *IBEM*, estos coeficientes se obtienen para la geometría real de las cimentaciones.

Se comparan las funciones de impedancia para una cimentación cuadrada, determinados con el *IBEM*, con los obtenidos por *Mita & Luco, (1989)* y se obtienen las funciones de transferencia para un oscilador de un grado de libertad (1 GDL) sobre base rígida y flexible, ésta última usando las funciones de impedancia de *Mita & Luco* y del *IBEM*.

III.2. COMPARACIÓN CON MITA Y LUCO

A continuación se comparan las funciones de impedancia determinadas mediante el *IBEM*, con las obtenidas por *Mita & Luco*, (1989), para una cimentación cuadrada de semiancho a , rígida y carente de masa desplantada a diferentes profundidades sobre un semiespacio viscoelástico con relación de Poisson igual a 0.45, y amortiguamiento histerético ζ , del 5%, con el propósito de definir si la discretización utilizada es correcta.

En la figura III.1. se muestran los resultados para distintas relaciones profundidad de desplante - semiancho (D/a) normalizados respecto al módulo de cortante del suelo, G , y al semiancho del cimiento, para distintas frecuencias, η .

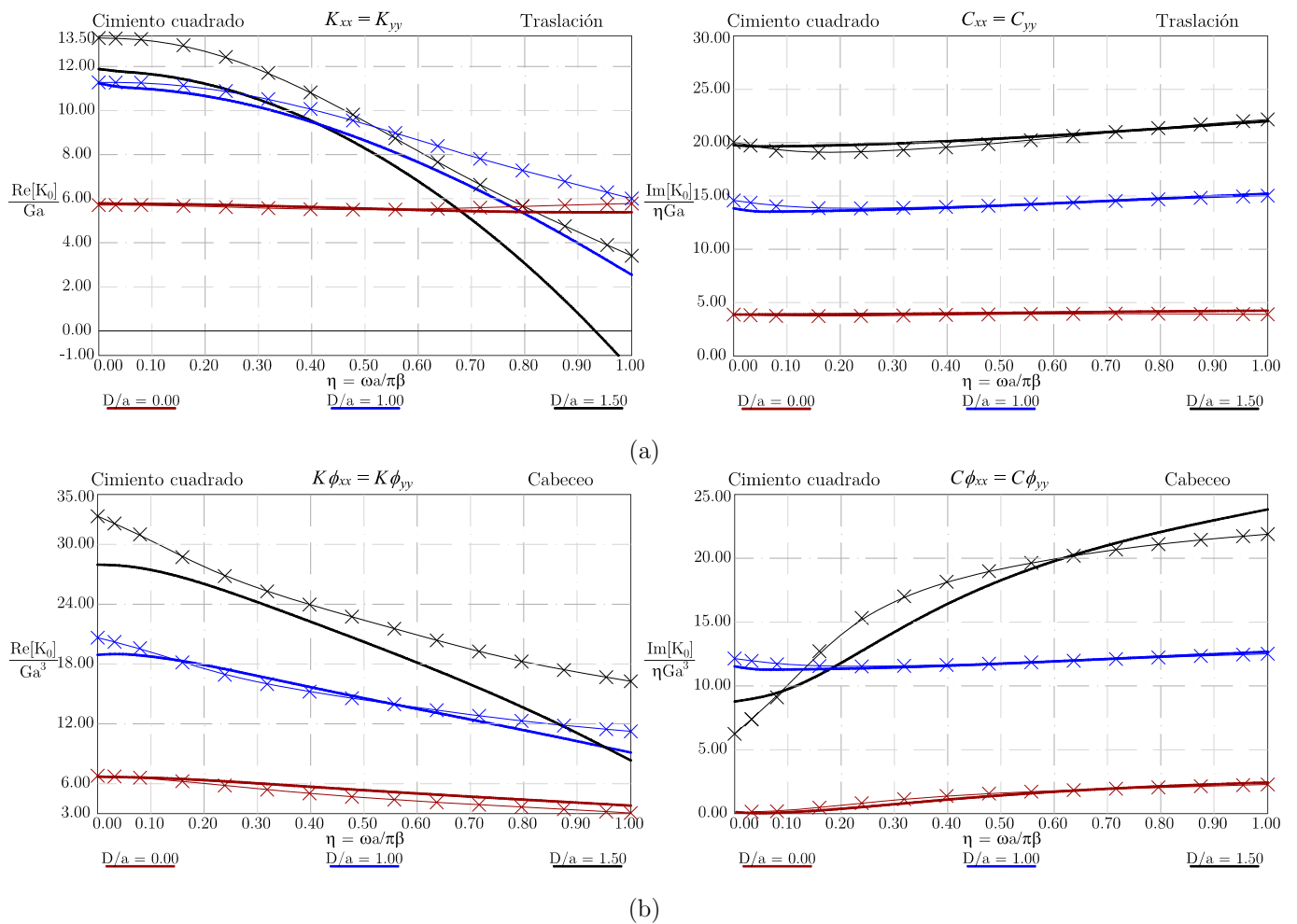


Figura III.1. Parte real (izquierda) y parte imaginaria (derecha) de las funciones de impedancia obtenidas mediante el *IBEM* (líneas gruesas) y por *Mita y Luco* (líneas delgadas con cruces), para a) *Traslación* y b) *Cabeceo*.

En las funciones de impedancia de la figura III.1. se observa gran similitud entre las determinadas con el *IBEM* y las de *Mita y Luco*. Las mayores variaciones se presentan cuando la profundidad de desplante del

cimiento crece, probablemente a la discretización utilizada en el *IBEM* para obtener las funciones de impedancia.

Con las funciones de impedancia mostradas en la figura III.1. se determinarán las funciones de transferencia para un oscilador de 1 GDL, apoyado sobre base rígida y sobre las funciones de impedancia de Mita y Luco e *IBEM*. Como excitación se utiliza un pulso de Ricker, definido en el dominio del tiempo por la siguiente expresión (*Wang, 2015*).

$$r(t) = \left(a^2 - \frac{1}{2} \right) e^{-a^2} \quad (III.1)$$

siendo

$$a = \frac{\pi(t - t_s)}{t_p} \quad (III.2)$$

donde: t , es el tiempo, t_s , define el centro del pulso y t_p , es el periodo característico o ancho del pulso. En las tablas III.1 y III.2 se muestran los parámetros del pulso de Ricker y los parámetros dinámicos del oscilador de 1 GDL, respectivamente. En la figura III.2. se muestra el pulso de Ricker de forma gráfica en el dominio del tiempo.

Tabla III.1. Parámetros del pulso de Ricker.

t_s (s)	t_p (s)
2.10	0.50

Tabla III.2. Parámetros dinámicos del oscilador.

T_e (s)	k_e (kg/m)	ξ_e
1.193	27.738	5.00%

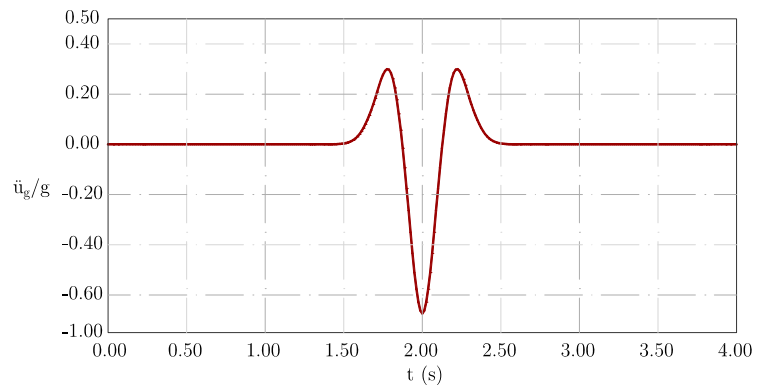


Figura III.2. Pulso de Ricker, dominio del tiempo.

Para determinar las funciones de transferencia del sistema suelo - estructura es necesario resolver la ecuación II.44, la solución de esta ecuación se obtuvo apoyando el oscilador de 1 GDL sobre los resortes y amortiguadores equivalentes del suelo (funciones de impedancia) de Mita y Luco e *IBEM*, mostrados en la figura III.1. obteniéndose los periodos y amortiguamientos efectivos del sistema suelo - estructura (ver tabla III.3), se puede ver que existe un alargamiento del periodo fundamental y en el amortiguamiento del sistema.

Tabla III.3. Periodos y amortiguamientos del sistema suelo - estructura.

IBEM		Mita y Luco	
Periodo efectivo	Amortiguamiento efectivo	Periodo efectivo	Amortiguamiento efectivo
1.502	9.63%	1.495	9.67%

Utilizando como excitación un pulso de Ricker se obtienen las funciones de transferencia (figura III.3.) de pseudodesplazamiento, las ordenadas representan la respuesta del oscilador normalizada con respecto al desplazamiento del terreno y las abscisas las frecuencias de excitación.

La respuesta de los sistemas suelo - estructura son muy similares al utilizar las funciones de impedancia determinadas con el *IBEM* o las de Mita y Luco, con esto puede concluirse que la discretización utilizada en el *IBEM* es la correcta.

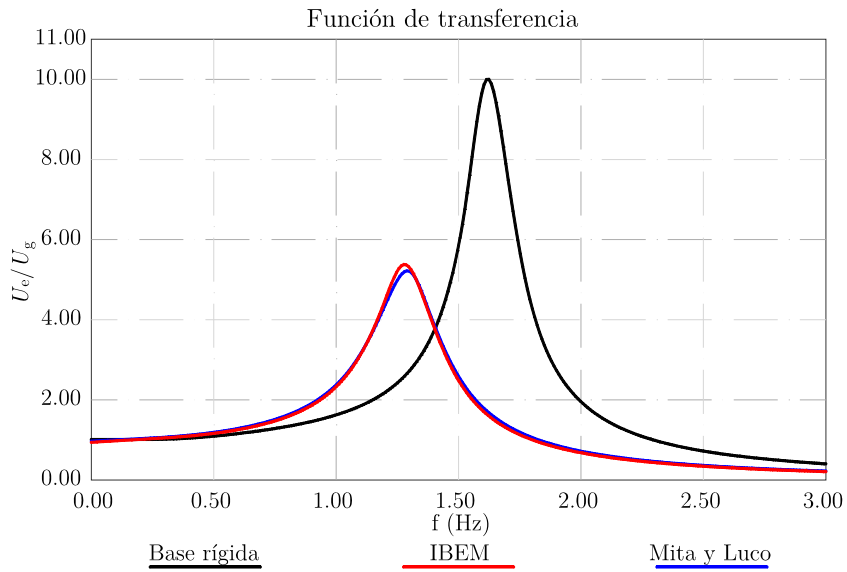


Figura III.3. Funciones de transferencia.

III.3. PLANTA DE CIMENTACIÓN CIRCULAR EQUIVALENTE (MDOC - DS -15)

Se presentan las rigideces estáticas y los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos determinados de acuerdo a lo establecido en el *MDOC - DS - 15* y en las secciones II.3.3.1. y II.3.4.3. del presente trabajo. En la tabla III.4. y figura III.5. se muestran las rigideces estáticas y los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos para una cimentación de radio, R , desplantada a diferentes relaciones de profundidad de desplante - radio (D/R).

Tabla III.4. Rigideces estáticas en traslación y cabeceo, cimiento circular.

D/R	IBEM		MDOC - DS -15	
	Traslación	Cabeceo	Traslación	Cabeceo
	K_{hh} / GR	K_{rr} / GR^3	K_{hh} / GR	K_{rr} / GR^3
0.00	5.40	5.78	5.16	4.85
0.50	9.46	14.96	8.62	14.56
1.00	12.75	23.04	12.08	24.28
1.50	16.77	31.95	15.55	34.02
2.00	18.81	47.74	19.03	43.77

En la figura III.4. se muestra el sistema coordenado de referencia para el cimiento con planta geométrica circular de radio a , las fronteras de la cimentación Γ_f , la superficie del terreno Γ_s ; las funciones de impedancia de acuerdo al *IBEM* se calcularon respecto al punto de referencia (x_0, y_0, z_0) .

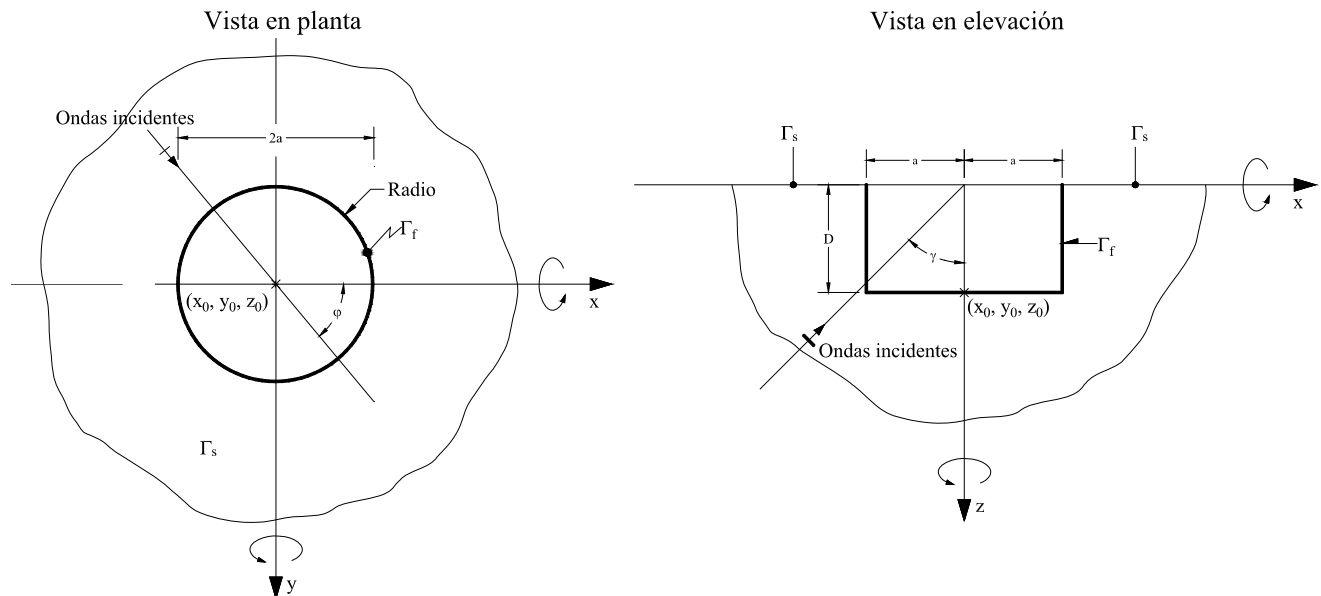


Figura III.4. Geometría y sistema coordenado de referencia para cimentaciones circulares.

En la figura III.5. se grafican los coeficientes de rigidez en traslación y cabeceo, para distintas profundidades de desplante obtenidos con el *IBEM* y al aplicar el *MDOC - DS - 15*.

Los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos determinados con el IBEM tienden a disminuir y a aumentar, respectivamente, conforme aumenta la frecuencia y la profundidad de desplante para los modos de traslación y cabeceo. Para los obtenidos con el *MDOC - DS -15*, estos tienen el mismo comportamiento con excepción del coeficiente de rigidez que se mantiene constante con la frecuencia.

A pesar de que los coeficientes presentan el mismo comportamiento existen diferencias en las amplitudes, debidas a que al aplicar un método más riguroso como el IBEM se está considerando la pérdida de energía ocasionada por la interacción cinemática, que se traduce en una disminución de los coeficientes de rigidez y un aumento en el amortiguamiento, producto de la irradiación de ondas de la cimentación hacia el infinito (amortiguamiento geométrico).

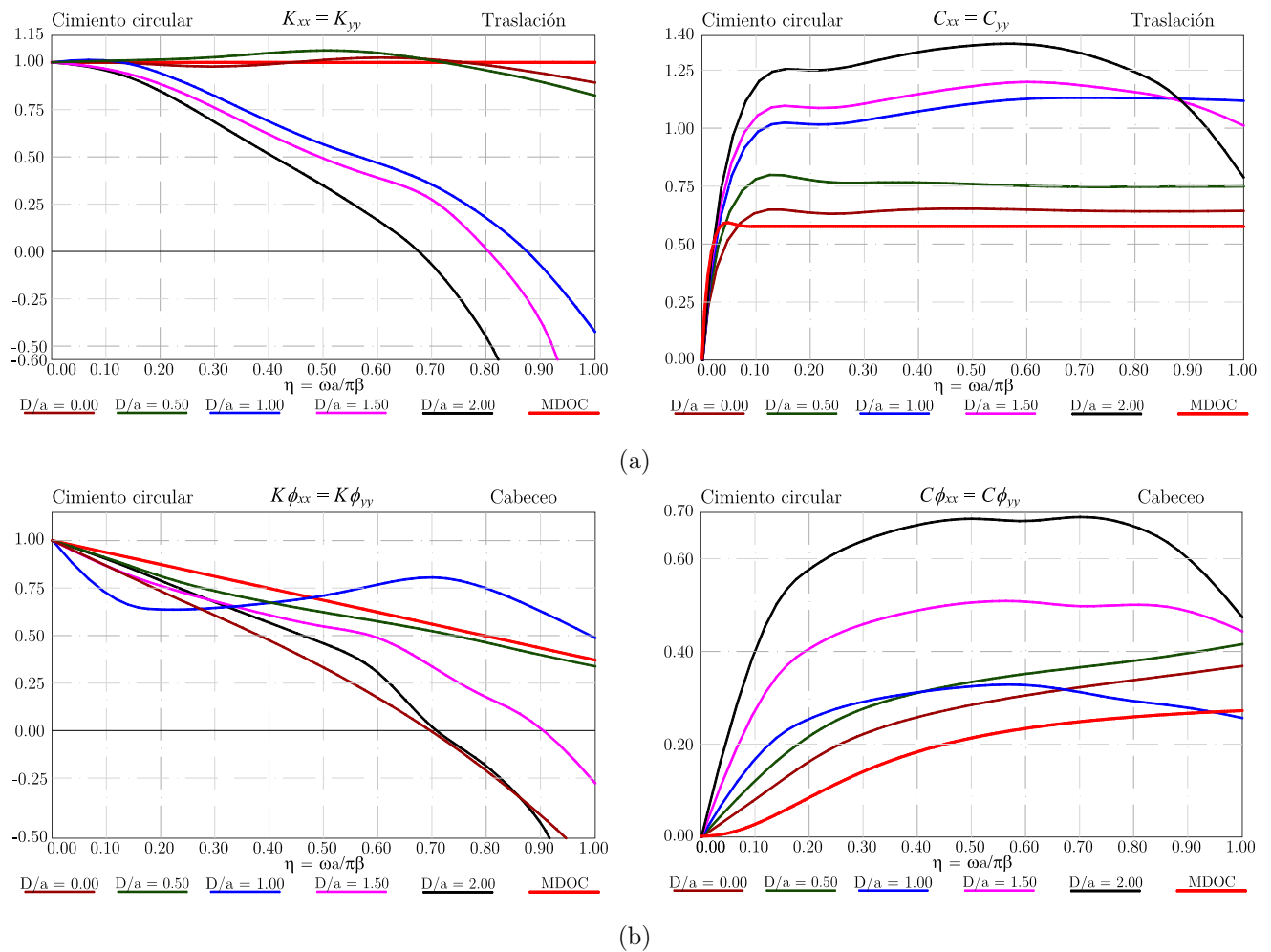


Figura III.5. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, para cimentaciones con planta circular.

III.4. PLANTA DE CIMENTACIÓN REAL (*IBEM*)

Para obtener las funciones de impedancia utilizando el *IBEM*, es necesario discretizar la superficie del terreno y las fronteras de la cimentación. Se decidió por elementos circulares porque es más sencillo llevar a cabo la integración de esta geometría, al considerar la carga concentrada en el centro de cada círculo para después integrar, que hacerlo para cualquier otro tipo de geometría. El radio escogido para los elementos circulares dependió de la frecuencia que analizaba, esto es, se debe procurar que para una longitud de onda determinada donde existan de cuatro o cinco círculos alineados para que las deformaciones generadas por una onda estén bien representadas (ver figura III.6.). Si se consideran más círculos por longitud de onda mejora la precisión de los cálculos. Para más detalles sobre este tema se puede consultar (*Sánchez-Sesma, Luzón, 1995*).

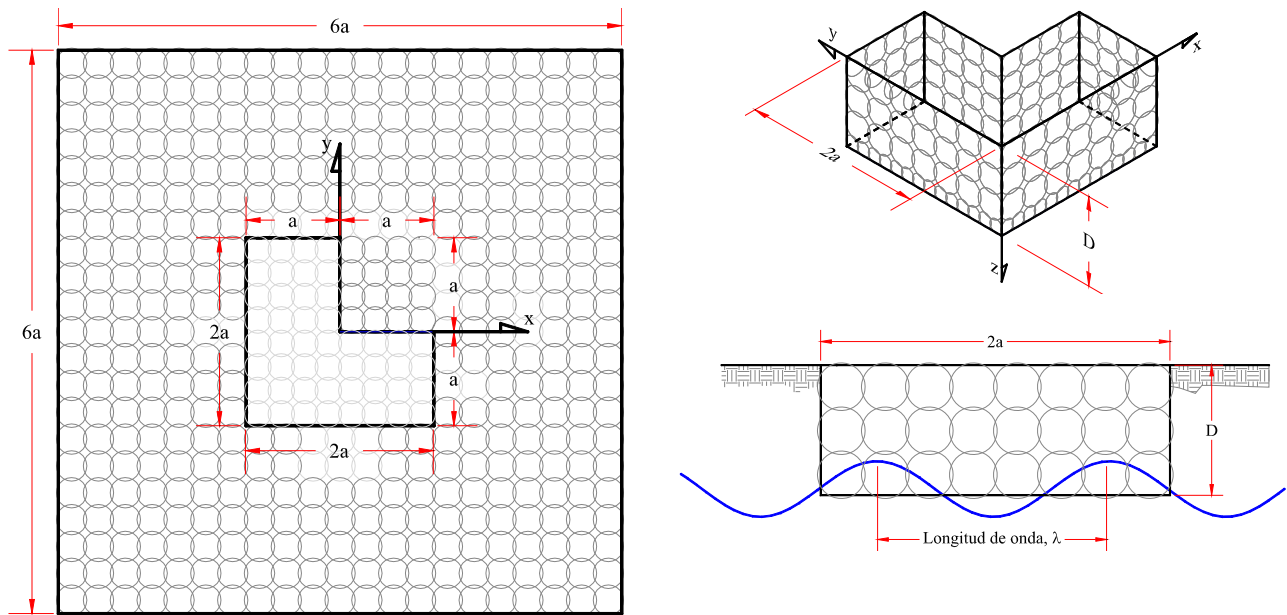


Figura III.6. Geometría de la cimentación y discretización de las fronteras con elementos circulares.

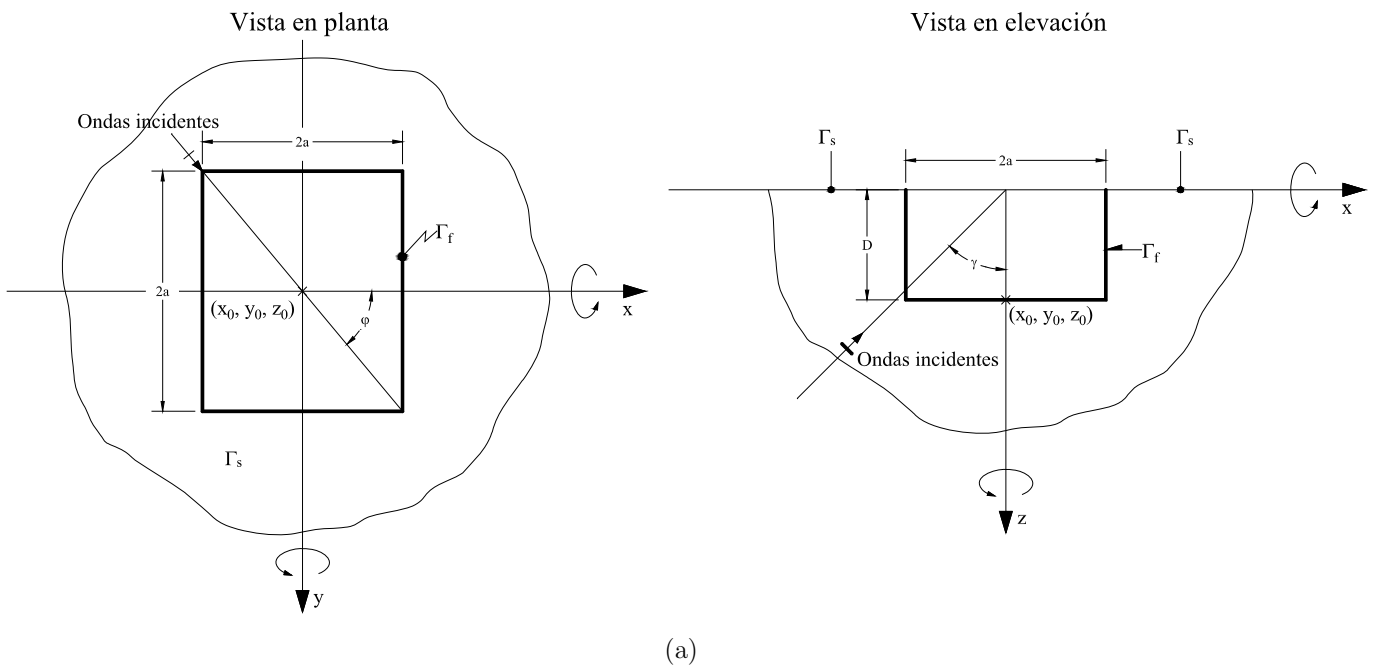
En la figura III.6. se muestra una vista en planta e isométrico de la discretización del terreno y las fronteras para una cimentación con planta en forma de “L”, además se puede observar el número de elementos por longitud de onda (en la figura se usaron aproximadamente cinco).

En el análisis de interacción suelo - cimiento son varios los factores que influyen en la naturaleza del fenómeno, entre éstos están la geometría, profundidad de desplante y rigidez del cimiento, también las características del suelo sobre el que se apoyan como la variación de sus propiedades con la profundidad, etc. Se han publicado estudios donde se ha analizado la respuesta de sistemas suelo - cimiento para modelos sencillos en los que se han aplicado técnicas matemáticas para resolver problemas complejos (*Veletsos & Wei, 1971; Veletsos & Verbic, 1973; Luco, 1974; Gazetas, 1975*).

En las secciones siguientes se estudia la influencia de la geometría, profundidad de desplante y suelo de soporte en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos para cimientos de geometría distinta a la circular.

III.4.1. Cimentación cuadrada, cuadrada con desnivel, cuadrada en forma de “L”.

En la figura III.7. se muestran las características de cimientos con planta cuadrada, de semiancho a , desplantados a una profundidad D , o Δ en el caso que posean desnivel, sobre un semiespacio, utilizadas para el cálculo de las funciones de impedancia, respecto a un punto (x_0, y_0, z_0) .



Para el cimiento de la figura III.7. (a) se varía la relación profundidad de desplante - semiancho (D/a) , y se utilizan los valores iguales a 0.00, 1.00 y 2.00, con el fin de observar la variación de los coeficientes conforme aumenta la profundidad de desplante.

En la figura III.7. (b) se muestra un cimiento con planta cuadrada pero cuenta con desniveles, Δ_1 , en estos modelos se mantiene constante la profundidad del nivel Δ_1 con valor, normalizado respecto al semiancho del cimiento, $\Delta_1/a = 2.00$ y variando la profundidad de Δ_2 , con valores de Δ_2/a , iguales a 1.00, 1.50 y 1.75.

El cimiento de la figura III.7. (c) es un cimiento cuadrado en forma de “L”, donde las “salientes” son de las mismas dimensiones, en este cimiento se varía la relación D/a , con valores de 0.00, 1.00 y 2.00.

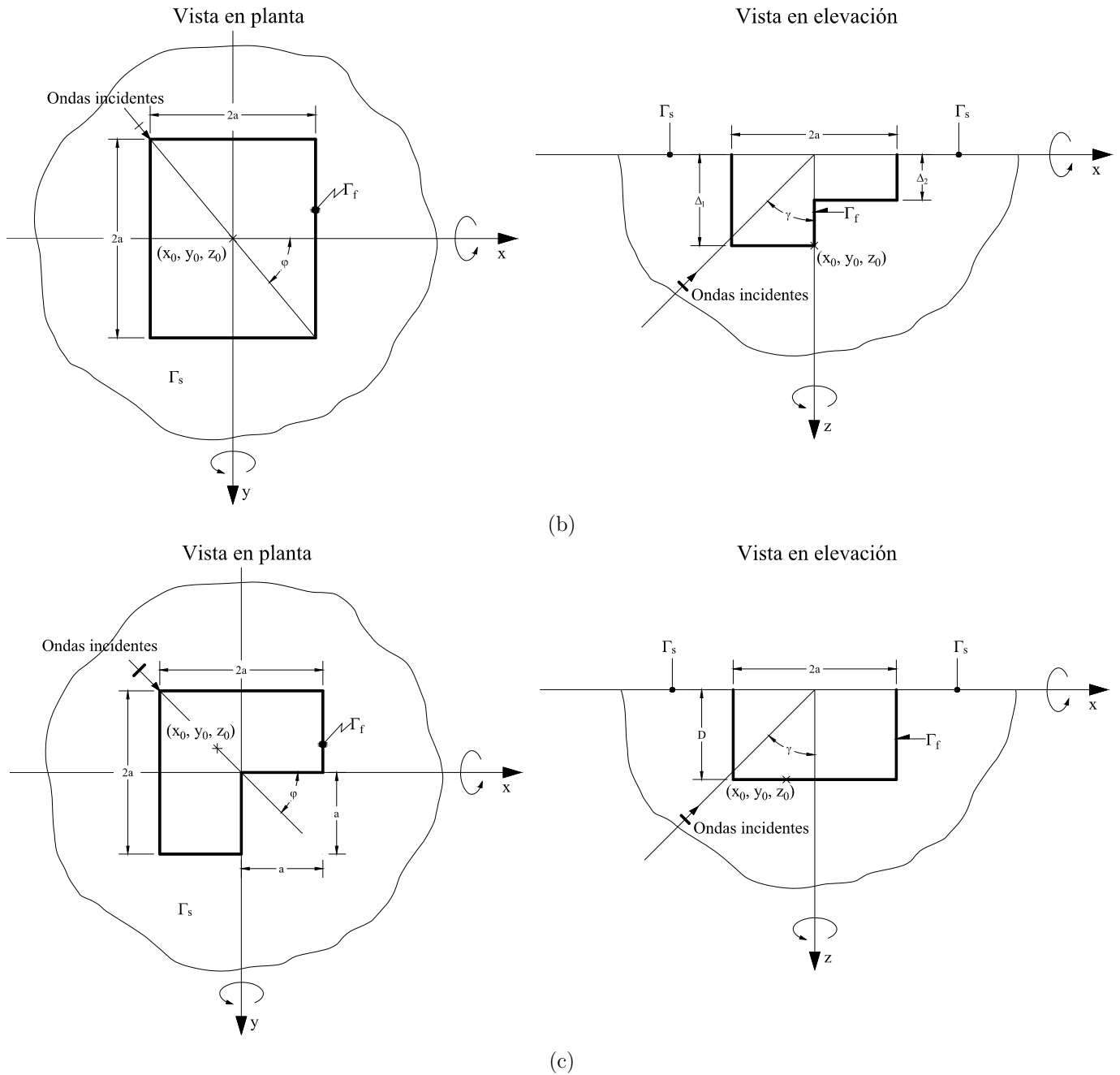


Figura III.7. Geometría y sistema coordenado de referencia para cimentaciones con planta cuadrada.

Los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos para los cimientos cuadrados con desnivel (b) y en forma de “L” (c) de la figura III.7., son comparados con los del cimiento cuadrado (a), con el propósito de observar si las impedancias del cimiento cuadrado (a) pueden ser usados para representar los cimientos (b) y (c).

Las rigideces estáticas en traslación y cabeceo para los cimientos mostrados en la figura III.7. se muestran en la tabla III.5, normalizadas respecto al módulo de rigidez al corte del suelo, G y al semiancho de la cimentación, a . Se puede ver que a mayor profundidad de desplante las rigideces son mayores, debido a

que, entre mayores dimensiones tenga el cimiento mayor deberá de ser la fuerza para provocar un desplazamiento unitario (rigidez).

Las menores rigideces estáticas corresponden a los cimientos cuadrados en forma de “L”, por lo expuesto en el párrafo anterior, por otro lado, en los cimientos con desnivel se debe observar que a medida que Δ_2 se va profundizando, la rigidez va tendiendo hacia la del cimiento cuadrado, porque el desnivel es cada vez más pequeño.

Tabla III.5. Rigideces estáticas en traslación y cabeceo, cimientos con planta cuadrada.

		Cuadrada			
		Traslación		Cabeceo	
D/a		K_{hh} / Ga		K_{rr} / Ga^3	
0.00		5.74		6.97	
1.00		11.33		18.87	
2.00		13.47		42.70	
		Cuadrada en forma de "L"			
		Traslación		Cabeceo	
D/a		K_{hh} / Ga		K_{rr} / Ga^3	
0.00		5.17		5.29	
1.00		8.27		13.76	
2.00		9.65		30.12	
		Cuadrada con desnivel			
		Traslación		Cabeceo	
Δ_1/a	Δ_2/a	K_{xx} / Ga	K_{yy} / Ga	$K_{\phi x \phi x} / Ga^3$	$K_{\phi y \phi y} / Ga^3$
	1.00	12.63	12.55	41.29	40.08
2.00	1.50	12.84	12.96	41.83	41.39
	1.75	13.08	13.17	42.50	42.45

En la figura III.8. se presentan los coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos para cimentaciones con planta cuadrada (línea roja), cuadrada con desnivel (línea azul) y cuadrada en forma de “L” (línea negra), en ambas direcciones de análisis "x" (líneas gruesas) e "y" (líneas delgadas).

Para el caso de los cimientos cuadrados y cuadrados en forma de “L”, las líneas, líneas con triángulos y círculos representan relaciones de D / a con valores iguales a 0.00, 1.00 y 2.00, respectivamente. En el caso de los cimientos con desnivel las líneas con cruces, triángulos y rectángulos representan la variación del desnivel Δ_2 / a , con valores de 1.00, 1.50 y 1.75, respectivamente.

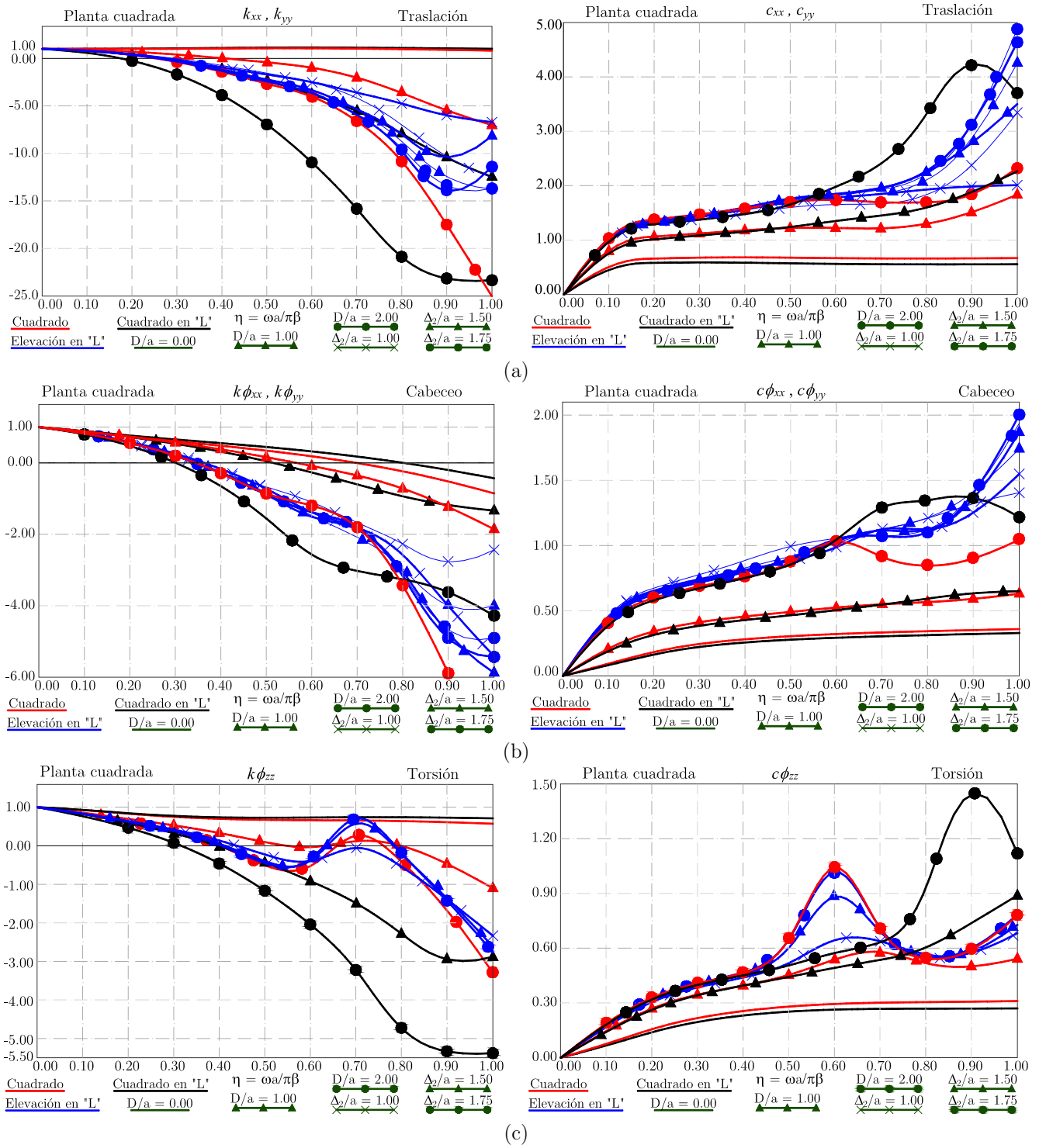


Figura III.8. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, c) Torsión, para cimentaciones con planta cuadrada sobre un semiespacio.

En general se puede observar que los coeficientes de rigidez tienden a disminuir conforme aumenta la frecuencia y la profundidad de desplante, mientras que los de amortiguamiento a aumentar a mayor frecuencia y profundidad de desplante, para los cimientos y modos estudiados.

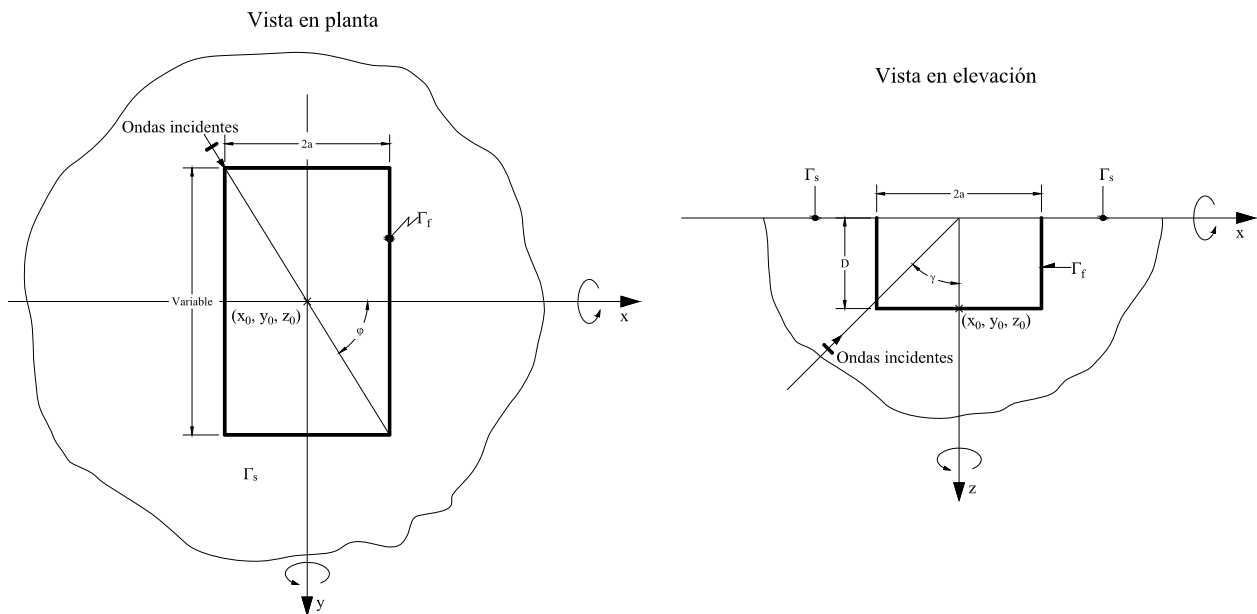
Como se vio en las cimentaciones circulares existe una pérdida de energía por la irradiación al infinito de ondas que genera la cimentación, que se traduce en el decremento y aumento en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos, respectivamente, lo mismo sucede en los cimientos con las geometrías estudiadas aquí y a que parte de la energía de traslación se transforma en giros.

Con base en la figura III.8. se puede definir que el comportamiento en rigidez y amortiguamiento de los tres cimientos es en general muy parecido para frecuencias $\eta \leq 0.40$, que es el rango de frecuencias que se esperan durante la vida útil de estructuras convencionales.

La influencia de la geometría en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos presentados, es más notable para frecuencias $\eta > 0.50$, y es probable que esto sea porque los cimientos estudiados tienen planta cuadrada. El efecto del desnivel o de la “saliente” en la “L”, no influye de manera importante en frecuencias bajas.

III.4.2. Cimentación rectangular, rectangular con desnivel, rectangular en forma de “L”.

En la figura III.9. se muestran las características de cimientos con planta rectangular de dimensiones (largo x ancho) $2a \times 3a$, desplantados a una profundidad D , o Δ en el caso que posean desnivel, sobre un semiespacio, utilizadas para el cálculo de las funciones de impedancia, respecto a un punto (x_0, y_0, z_0) .



(a)

Para el cimiento de la figura III.9. (a) se varía la relación profundidad de desplante - semiancho (D/a), con valores iguales a 0.00, 1.00 y 2.00, con el fin de observar la variación de los coeficientes.

En la figura III.9. (b) se muestra un cimiento con planta rectangular pero cuenta con desniveles, Δ_i , en estos modelos se mantiene constante la profundidad del desnivel Δ_1 con valor, normalizado respecto al semiancho del cimiento, $\Delta_1 / a = 2.00$ y variando la profundidad del desnivel Δ_2 , con valores de Δ_2 / a , iguales a 1.00, 1.50 y 1.75.

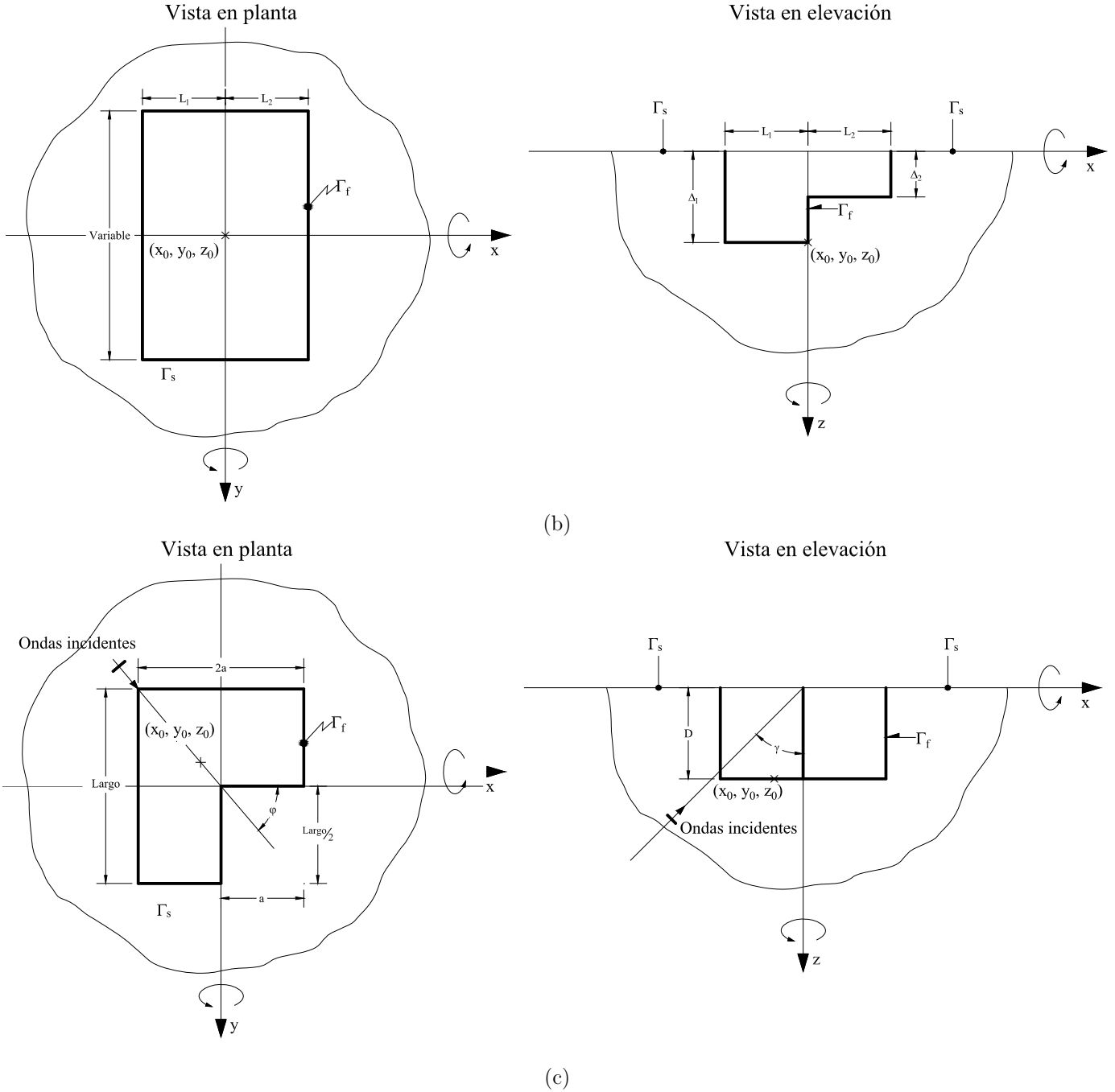


Figura III.9. Geometría y sistema coordenado de referencia para cimentaciones con planta rectangular de $2a \times 3a$.

Los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos para los cimientos rectangulares con desnivel (b) y rectangulares en forma de "L" (c) de la figura III.9., son comparados con los del cimiento rectangular (a), con el propósito de observar si las impedancias del cimiento rectangular (a) pueden ser usados para representar los cimientos (b) y (c).

Las rigideces estáticas en traslación y cabeceo para los cimientos mostrados en la figura III.9. se muestran en la tabla III.6, normalizadas respecto al módulo de rigidez al corte del suelo, G y al semiancho de la cimentación, a . Como ya se dijo anteriormente, a mayor profundidad de desplante las rigideces son mayores, debido a que, entre mayores sean las dimensiones que tiene el cimiento mayor es la fuerza requerida para provocar un desplazamiento (rigidez).

Tabla III.6. Rigideces estáticas en traslación y cabeceo, cimientos con planta rectangular, $2a \times 3a$.

		Rectangular			
		Traslación		Cabeceo	
D/a		K_{xx} / Ga	K_{yy} / Ga	$K_{\phi x \phi x} / Ga^3$	$K_{\phi y \phi y} / Ga^3$
0.00		7.39	7.02	17.92	9.76
1.00		13.55	12.96	37.47	25.08
2.00		15.82	15.04	67.85	53.15
		Rectangular en forma de "L"			
		Traslación		Cabeceo	
D/a		K_{xx} / Ga	K_{yy} / Ga	$K_{\phi x \phi x} / Ga^3$	$K_{\phi y \phi y} / Ga^3$
0.00		6.71	6.37	13.78	6.92
1.00		7.46	9.39	28.12	17.83
2.00		8.58	10.45	48.55	33.93
		Rectangular con desnivel			
Δ_1/a	Δ_2/a	Traslación		Cabeceo	
		K_{xx} / Ga	K_{yy} / Ga	$K_{\phi x \phi x} / Ga^3$	$K_{\phi y \phi y} / Ga^3$
	1.00	14.77	14.24	64.97	50.48
2.00	1.50	15.31	14.72	66.26	51.61
	1.75	15.43	14.95	67.45	52.92

Para los cimientos en desnivel la rigidez en cabeceo alrededor del eje "y" tiene sentido que ésta sea menor a la rigidez en cabeceo alrededor del eje "x", porque en esta dirección ("y") cuenta con un desnivel lo que la hace rotar más fácilmente, para la rigidez en traslación la diferencia observada para ambas direcciones es pequeña.

En la figura III.10. se presentan los coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos para cimentaciones con planta rectangular (línea roja) y rectangular con desnivel (línea azul), en ambas direcciones de análisis "x" (líneas gruesas) e "y" (líneas delgadas).

En el caso de cimientos rectangulares, las líneas, líneas con triángulos y círculos representan relaciones de D/a con valores iguales a 0.00, 1.00 y 2.00, respectivamente. Para los cimientos con desnivel las líneas con

cruces, triángulos y rectángulos representan la variación del desnivel Δ_2/a , con valores de 1.00, 1.50 y 1.75, respectivamente.

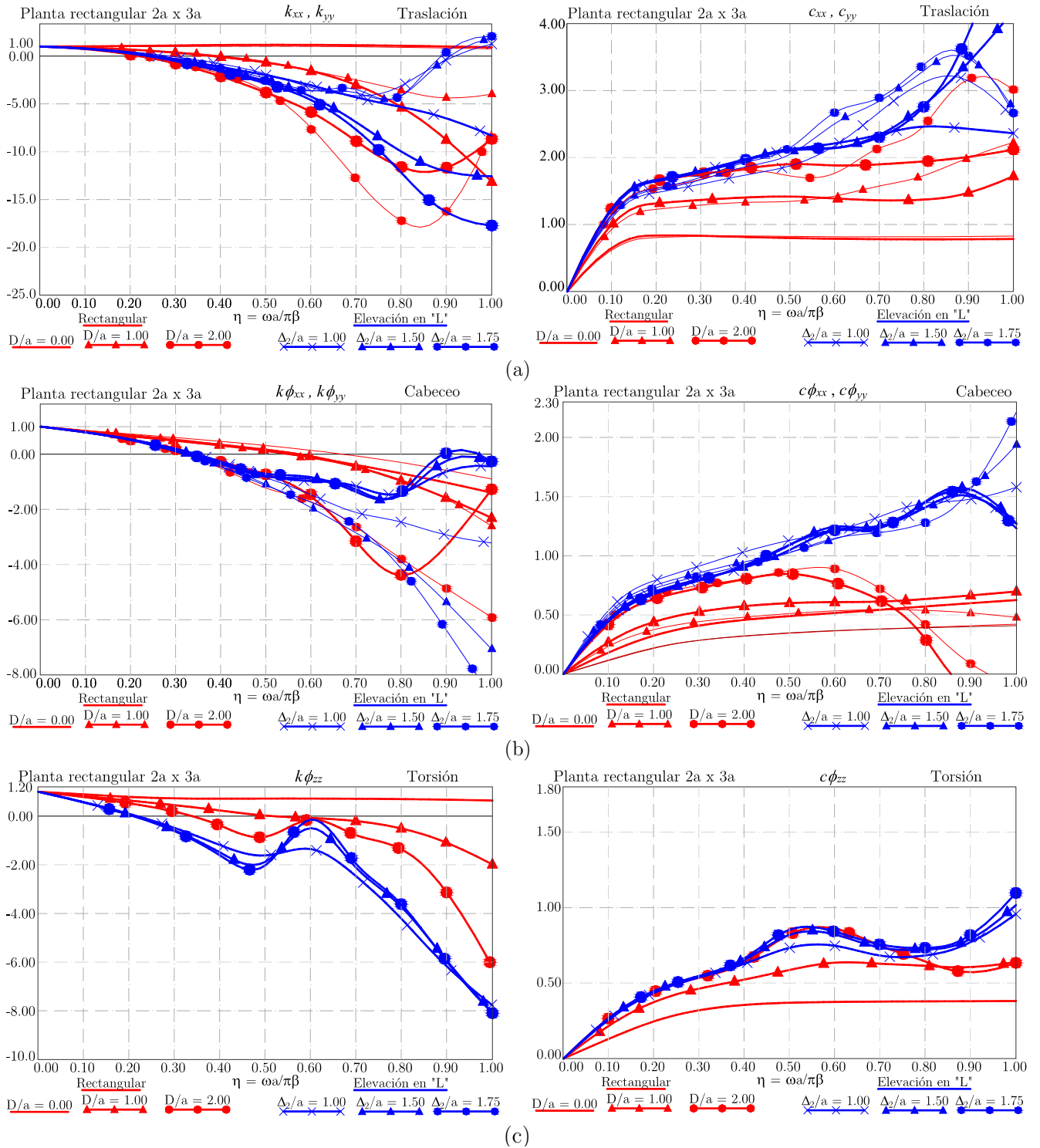


Figura III.10. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, c) Torsión, para cimentaciones con planta rectangular (2a x 3a) sobre un semiespacio.

Al igual que en las cimentaciones con planta cuadrada los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos de la figura III.10. presentan un comportamiento muy similar, los coeficientes de rigidez tienden a disminuir con la frecuencia y la profundidad de desplante, mientras que los de amortiguamiento sucede lo contrario, aumenta conforme estos dos parámetros aumentan.

El efecto del desnivel en la cimentación se ve reflejado en un incremento del amortiguamiento, principalmente en el modo de cabeceo (ver figura III.10.(b)), donde para frecuencias $\eta \leq 0.40$ se observan las mayores amplitudes en los coeficientes de amortiguamiento, esto es, porque en la zona del desnivel puede generarse un atrapamiento de ondas que resultan en un incremento del amortiguamiento geométrico de la cimentación.

En la figura III.10. se comparan los coeficientes de cimientos rectangulares con rectangulares en desnivel y se puede observar que para frecuencias $\eta \leq 0.40$ y la relación Δ_2 / a sea más chica, es decir, con un desnivel más marcado el cimiento tiene un poco más de capacidad para disipar energía en el modo de cabeceo alrededor del eje "y", la explicación de esto puede ser que, cuando el cimiento vibra el efecto del desnivel se ve reflejado en la radiación de ondas, que se transforma en un aumento en el amortiguamiento, este efecto también se ve reflejado en cimiento cuadrado con desnivel de planta cuadrada.

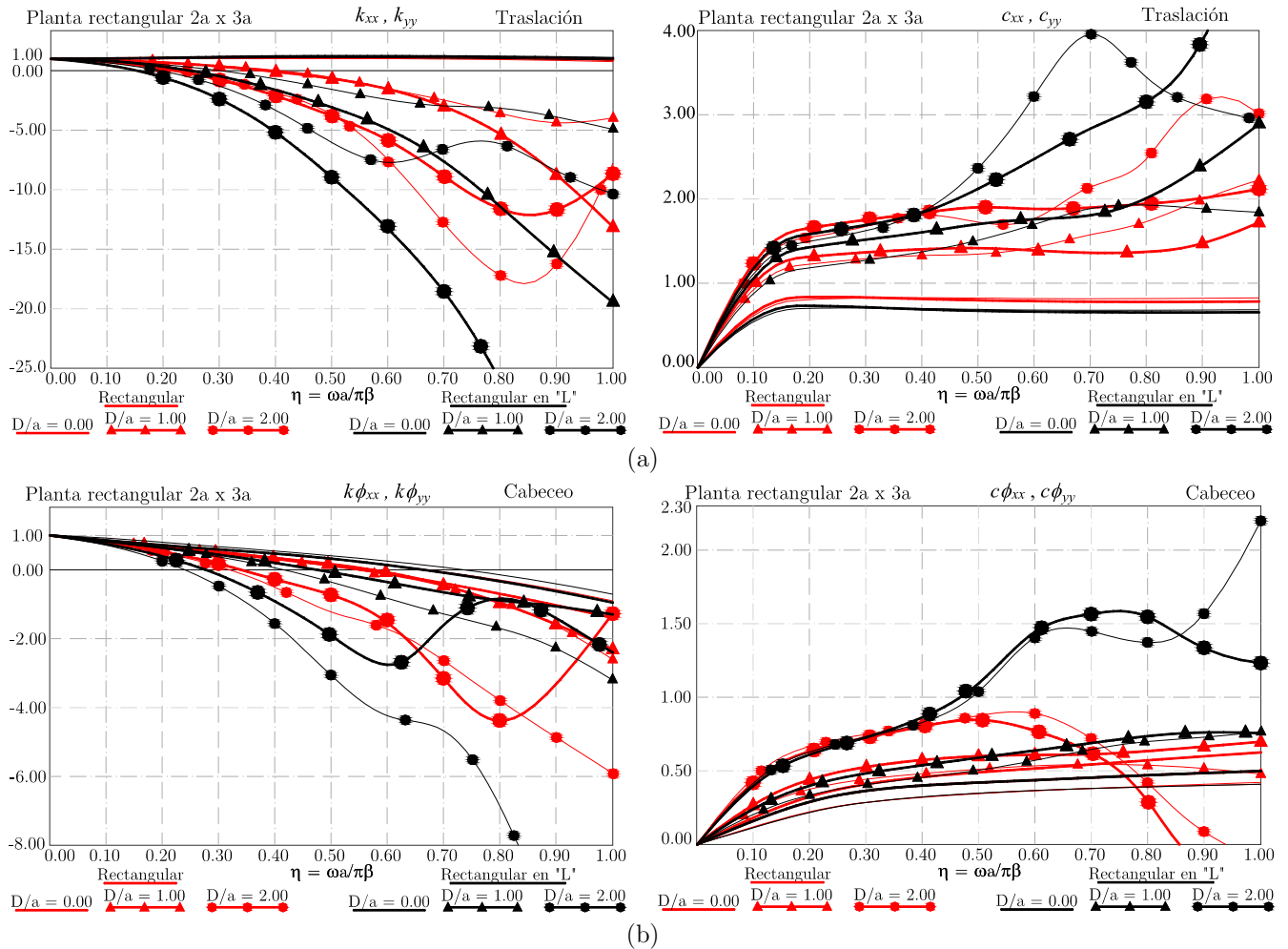
Comparando el cimiento rectangular (línea roja) de la figura III.10., con el cuadrado (línea roja) de la figura III.8., en el modo de traslación y cabeceo para una relación D / a de 2.00, se puede ver que para altas frecuencias el rectangular va perdiendo la capacidad de disipar energía, lo que se ve reflejado en un aumento de la rigidez, esto puede deberse al efecto que puede tener el paso de las ondas en un cimiento de mayor longitud. Para el cimiento cuadrado y rectangular, en particular en el modo de cabeceo y la misma relación D / a se puede ver que para una frecuencia $\eta > 0.60$ el amortiguamiento comienza a decrecer en ambos cimientos, sin embargo, el cuadrado vuelve a recuperar su capacidad de disipar energía, fenómeno que en el rectangular no sucede.

También se aprecia que para frecuencias bajas ($\eta \leq 0.40$) el comportamiento de ambos es muy similar, con pequeñas diferencias entre sus amplitudes.

Hasta aquí se han comparado los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos para cimentaciones con planta cuadrada, cuadrada en desnivel y cuadrada en forma de "L" y se ha observado que en frecuencias de interés práctico ($\eta \leq 0.40$) el comportamiento es muy similar en ambas direcciones de análisis, presentándose mayores diferencias para frecuencias mayores a éstas, además en los cimientos con desnivel se observa que entre más marcado sea éste, tiene amortiguamientos mayores en el modo de cabeceo, alrededor del eje donde presenta el desnivel. Lo mismo se puede decir para los cimientos con planta rectangular aquí estudiados.

En la figura III.11. se comparan los coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos para cimentaciones con planta rectangular (línea roja) y rectangular en forma de “L” (línea negra), en ambas direcciones de análisis "x" (líneas gruesas) e "y" (líneas delgadas).

Para cimientos rectangulares y rectangulares en forma de “L”, las líneas, líneas con triángulos y círculos representan relaciones de D/a con valores iguales a 0.00, 1.00 y 2.00, respectivamente. Para los cimientos rectangulares en forma de “L” la dimensión de las ramas corresponden a la mitad de la dimensión del lado donde se ubican, es decir, la longitud de estas corresponde al ancho o al largo entre dos.



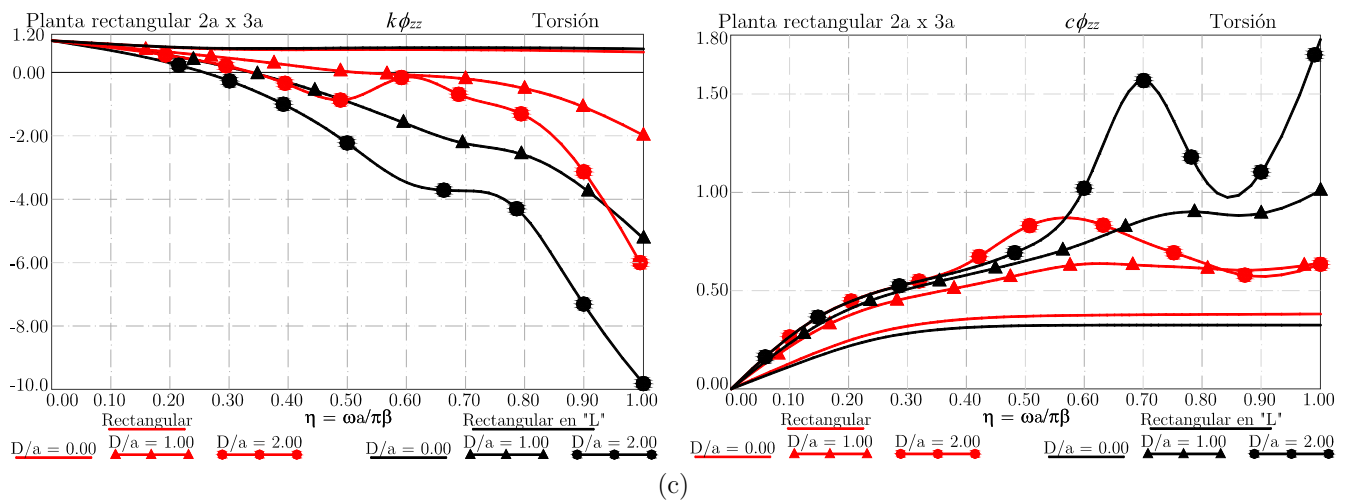


Figura III.11. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, c) Torsión, para cimentaciones con planta rectangular (2a x 3a) sobre un semiespacio.

En la figura III.11. se puede observar que al igual que en la cimentaciones estudiadas anteriormente los coeficientes presentan un comportamiento muy parecido, además tampoco se observan mayores diferencias en rigidez ni amortiguamiento entre el cimiento rectangular y rectangular en forma de “L” en frecuencias de interés práctico ($\eta \leq 0.40$).

Comparando la cimentación en “L” rectangular de la figura III.11. con la “L” de la figura III.8. se puede ver que los coeficientes son muy similares en comportamiento, con pequeñas diferencias en las amplitudes para frecuencias de interés práctico, este efecto puede ser debido a que las dimensiones del cimiento rectangular son mayores, por tanto, el suelo alrededor de éste se deforma un poco más, y se ve reflejado en un mayor amortiguamiento.

Para las cimentaciones mostradas en la figura III.9. se obtienen las rigideces estáticas en traslación (K_{xx}, K_{yy}) y cabeceo ($K_{\phi_x\phi_x}, K_{\phi_y\phi_y}$) (tabla III.7.), y los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos (ver figuras III.12. y III.13.), con la diferencia de que ahora el largo del cimiento es de 5a y el ancho es el mismo, quedando de dimensiones 2a x 5a.

En la figura III.12. se presentan los coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos para cimentaciones con planta rectangular (línea roja) y rectangular con desnivel (línea azul), en ambas direcciones de análisis “x” (líneas gruesas) e “y” (líneas delgadas).

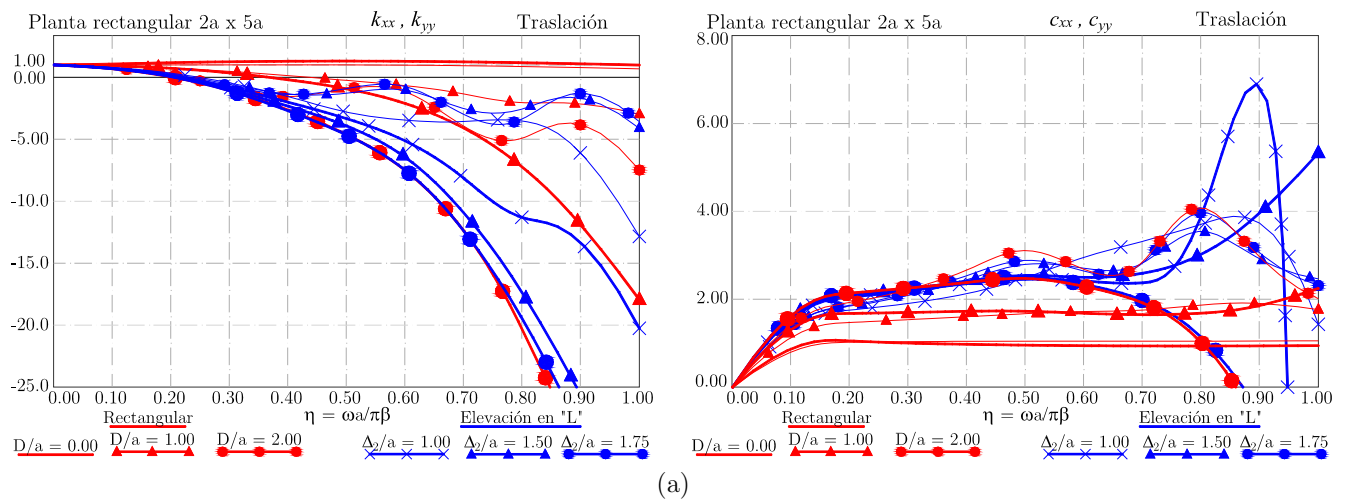
Tabla III.7. Rigideces estáticas en traslación y cabeceo, cimientos con planta rectangular, 2a x 5a.

Rectangular					
		Traslación		Cabeceo	
D/a		K_{xx} / Ga	K_{yy} / Ga	$K_{\phi x \phi x} / Ga^3$	$K_{\phi y \phi y} / Ga^3$
0.00		10.33	9.21	58.09	14.57
1.00		17.80	15.87	101.47	37.15
2.00		20.58	18.19	151.90	76.72

Rectangular en forma de "L"					
		Traslación		Cabeceo	
D/a		K_{xx} / Ga	K_{yy} / Ga	$K_{\phi x \phi x} / Ga^3$	$K_{\phi y \phi y} / Ga^3$
0.00		9.36	8.15	48.71	10.58
1.00		10.69	11.03	73.32	24.27
2.00		11.18	11.88	104.04	45.70

Rectangular con desnivel					
		Traslación		Cabeceo	
Δ_1/a	Δ_2/a	K_{xx} / Ga	K_{yy} / Ga	$K_{\phi x \phi x} / Ga^3$	$K_{\phi y \phi y} / Ga^3$
	1.00	19.04	16.67	136.14	69.15
2.00	1.50	19.61	17.54	144.93	73.09
	1.75	19.57	18.12	149.96	73.53

Para los cimientos rectangulares, las líneas, triángulos y círculos representan relaciones de D/a con valores iguales a 0.00, 1.00 y 2.00, respectivamente. Para los cimientos con desnivel las líneas con cruces, triángulos y rectángulos representan la variación del desnivel Δ_2/a , con valores de 1.00, 1.50 y 1.75, respectivamente.



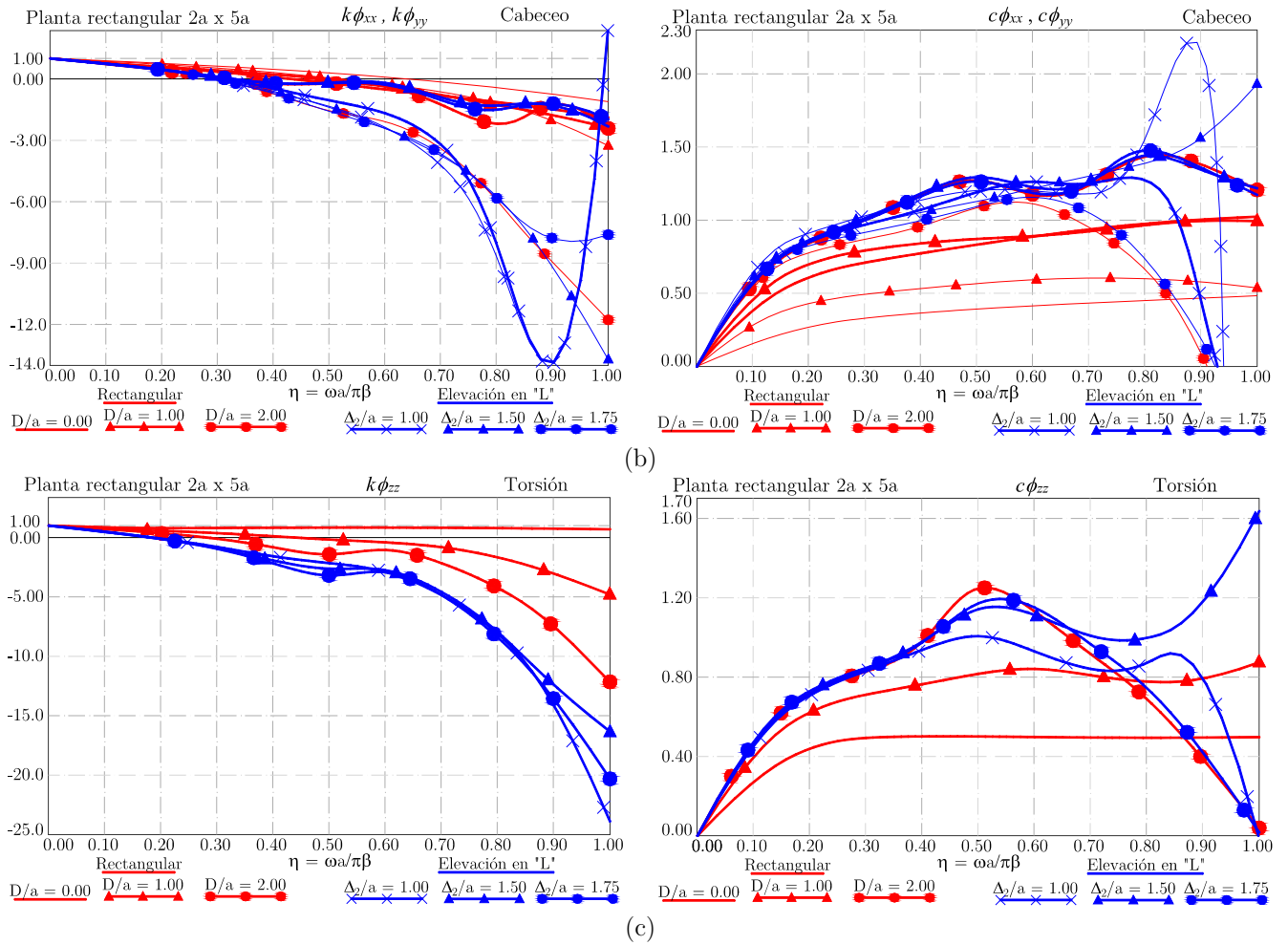


Figura III.12. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, c) Torsión, para cimentaciones con planta rectangular (2a x 5a) sobre un semiespacio.

En la figura III.12. se presenta el mismo comportamiento en rigidez y amortiguamiento como en los cimientos estudiados anteriormente, además, para frecuencias menores a 0.40 el amortiguamiento en ambas direcciones de análisis para los cimientos en desnivel es muy parecido.

Para los cimientos rectangulares (líneas rojas) la diferencia en amplitud en los coeficientes de amortiguamiento para el modo de cabeceo en ambas direcciones de análisis es más marcada que en los cimientos rectangulares de 2a x 3a.

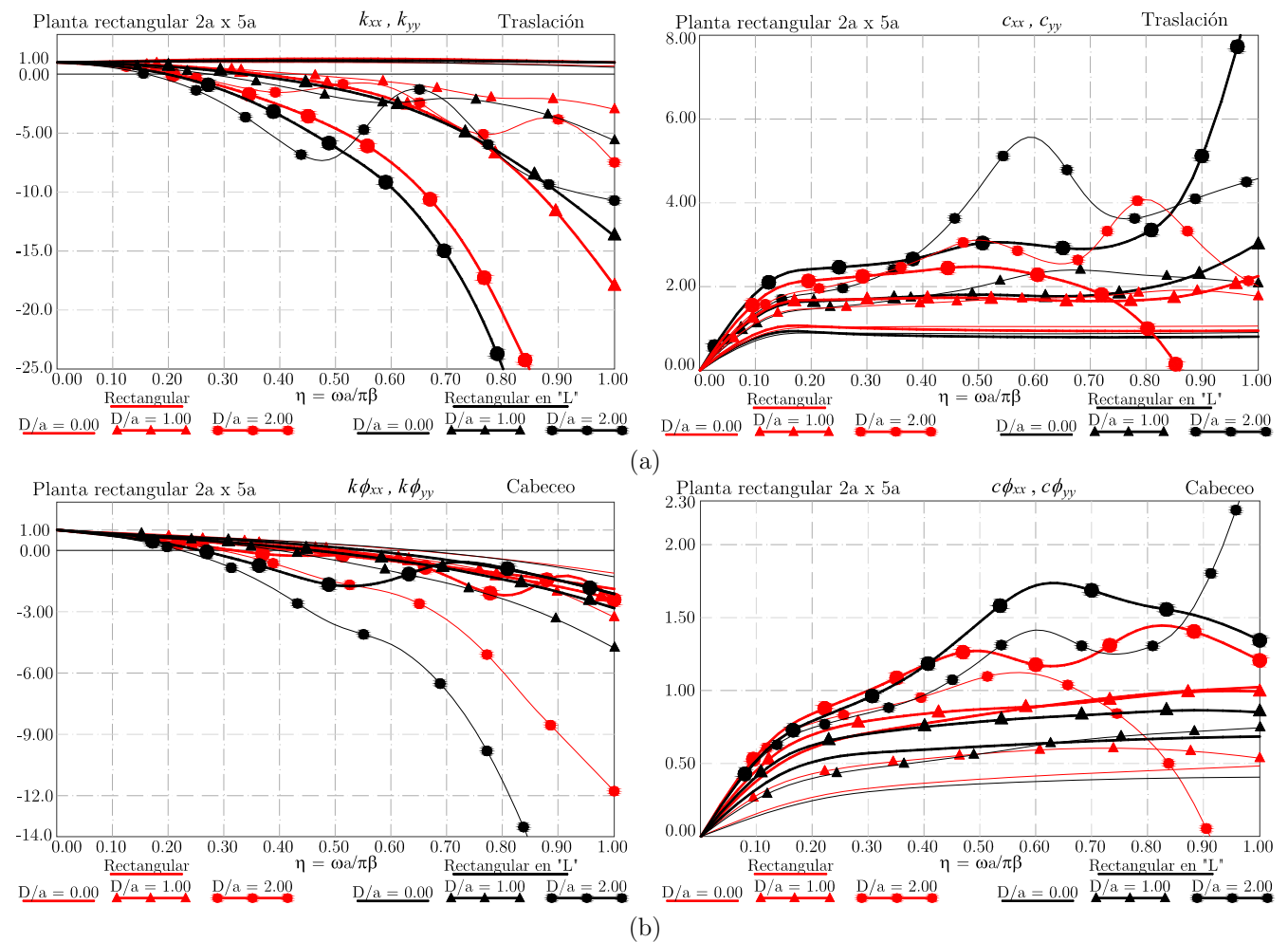
Para los cimientos cuadrados y rectangulares con desnivel hasta aquí estudiados el efecto del desnivel se ve reflejado en la amplitud del amortiguamiento en el modo de cabeceo, alrededor del eje donde éste se presenta (eje "y"), esto sucede en cimientos donde la relación de aspecto (largo (L)/ ancho(a)) $L/2a \leq 1.5$. Como se puede observar en la figura III.12. la amplitud del amortiguamiento en ambas direcciones de análisis para los cimientos en desnivel es muy parecida para frecuencias $\eta \leq 0.40$.

En el modo de torsión para frecuencias $\eta \leq 0.40$, el aumentar el largo del cimiento se ve reflejado en el aumento del amortiguamiento.

En la figura III.13. se comparan los coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos para cimentaciones con planta rectangular (línea roja) y rectangular en forma de "L" (línea negra), en ambas direcciones de análisis "x" (líneas gruesas) e "y" (líneas delgadas).

En el caso de los cimientos rectangulares y rectangulares en forma de "L", las líneas, líneas con triángulos y círculos representan relaciones de D/a con valores iguales a 0.00, 1.00 y 2.00, respectivamente.

En la figura III.13. se observa que los coeficientes presentan un comportamiento similar, observándose diferencias en amplitud del amortiguamiento, en los modos de traslación y torsión, siendo mayores para el cimiento rectangular en forma de "L".



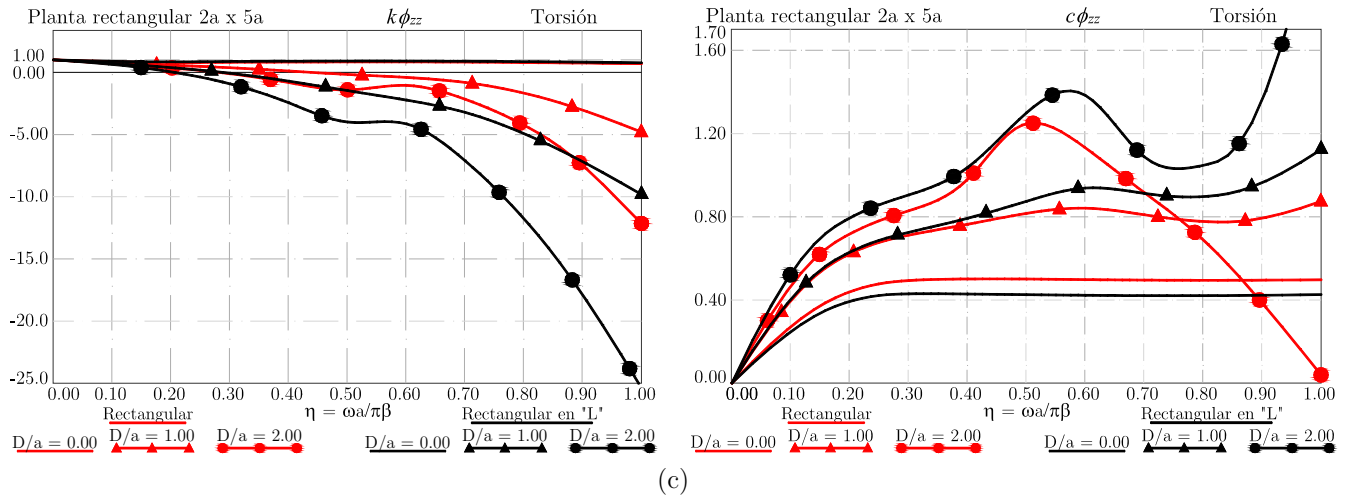
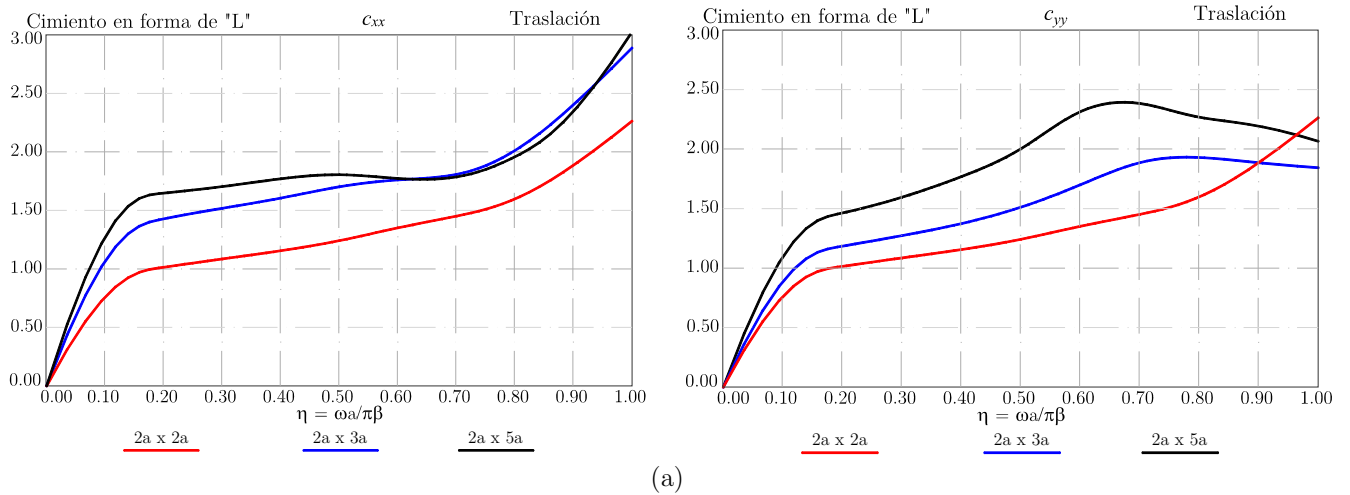


Figura III.13. Coeficientes de rigidez (izquierda) y amortiguamiento (derecha) dinámicos. a) Traslación, b) Cabeceo, c) Torsión, para cimentaciones con planta rectangular (2a x 5a) sobre un semiespacio.

Si se comparan los coeficientes del cimiento rectangular en forma de “L” de la figura III.13., con sus respectiva “L” cuadrada (figura III.8.) y “L” rectangular de 2a x 3a (figura III.11.), el aumento en el largo de una de las “salientes” se refleja en el aumento del amortiguamiento, esto sucede porque al ser mayores las dimensiones del cimiento hay mayor cantidad de suelo en contacto con él, por tanto mayores deformaciones que se reflejan en el aumento del amortiguamiento.

En la figura III.14 se pueden ver los coeficientes de amortiguamiento dinámicos para cimientos rectangulares en forma de “L” con dimensiones de 2a x 2a (línea roja), 2a x 3a (línea azul) y 2a x 5a (línea negra), con relación de profundidad de desplante – semiancho (D/a) igual a uno, para los modos de traslación (a), cabeceo (b) y torsión (c) en las direcciones “x” (izquierda) y “y” (derecha).



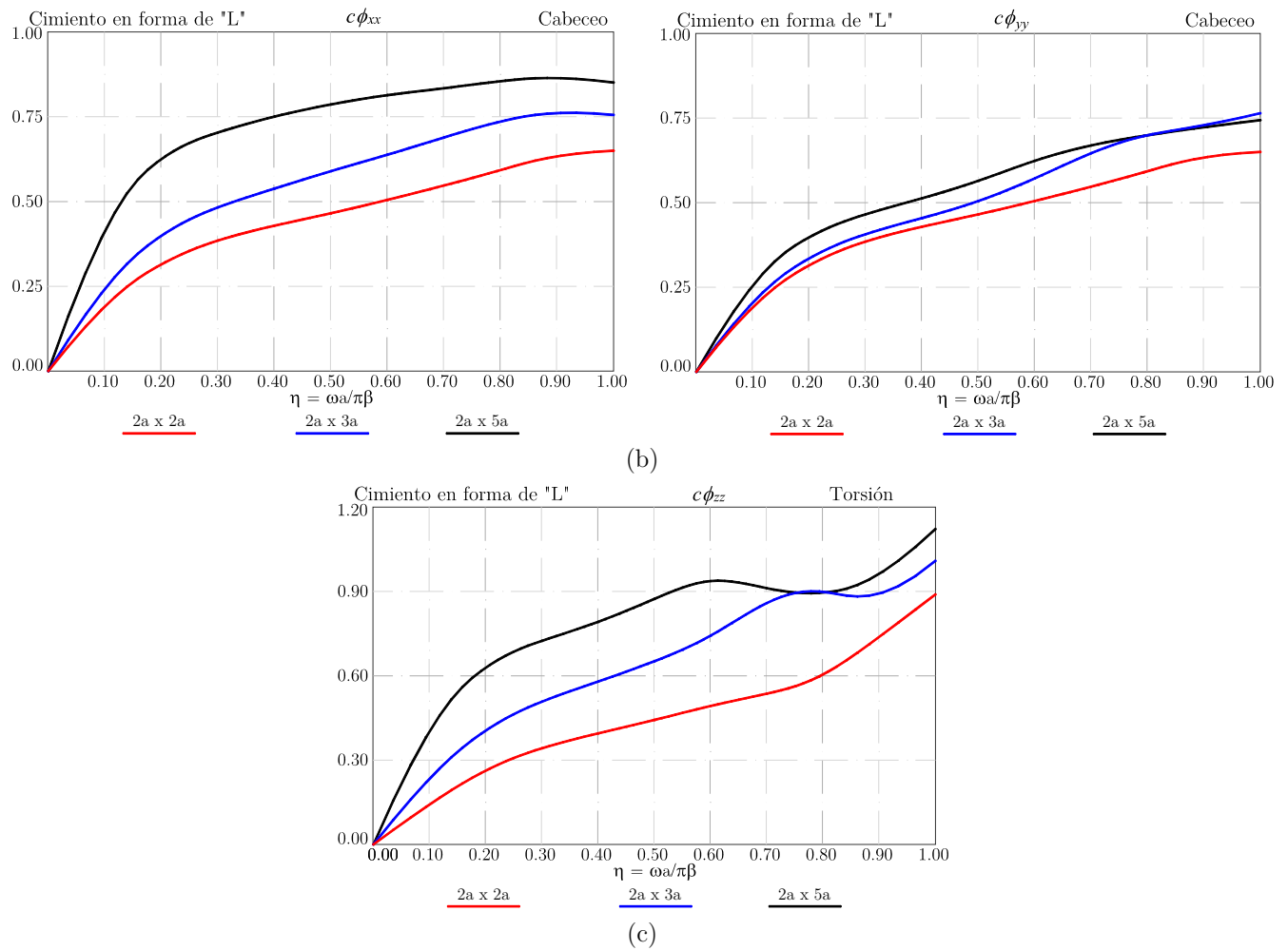


Figura III.14. Comparación entre los coeficientes de amortiguamiento dinámicos para cimientos en forma de “L”, al aumentar el largo de una de las “salientes”.

III.5. CONCLUSIÓN DEL CAPÍTULO

Se compararon las funciones de impedancia determinadas con el *IBEM* con las obtenidas por *Mita & Luco*, (1989), para cimentaciones cuadradas y se obtuvieron las funciones de transferencia, observándose pequeñas diferencias, con el fin de verificar si la discretización utilizada en el *IBEM* era correcta.

Para las cimentaciones estudiadas en este capítulo en general se puede decir que conforme aumentan las dimensiones y profundidad de desplante del cimiento las rigideces estáticas de éstos son mayores.

El comportamiento dinámico de los cimientos estudiados es similar, los coeficientes de rigidez decrecen conforme aumenta la frecuencia y profundidad de desplante, mientras que los de amortiguamiento aumentan.

En los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos se puede observar el comportamiento del sistema suelo - cimentación, es decir, si el cimiento es excitado con alguna fuerza externa, el cimiento va a responder en un decremento o incremento en la rigidez y amortiguamiento.

El efecto del desnivel en el cimiento es más evidente en el modo de cabeceo alrededor del eje donde presenta el desnivel y es más notable en cimientos con relaciones de aspecto $L/2a \leq 1.5$.

Los coeficientes de rigidez y de amortiguamiento dinámicos fueron obtenidos para ambas direcciones de análisis ("x" e "y") y éstos son muy similares en amplitud y comportamiento para frecuencias $\eta \leq 0.40$ y para frecuencia mayores a ésta comienzan a diferir, siendo más notable este efecto cuando la relación D/a aumenta.

Un factor importante en la respuesta de los sistemas suelo - cimentación es el valor del amortiguamiento, entre mayor amortiguamiento la respuesta será menor, es por eso que:

Con base en los resultados obtenidos de los modelos analizados, el cimiento cuadrado puede ser usado para representar a los cimientos cuadrados en forma de "L" y cuadrados con desnivel, debido a que sus valores en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos tienen un comportamiento y amplitudes muy similares.

En lo que respecta a los cimientos con planta rectangular estudiados se concluye que el cimiento rectangular puede ser usado para representar a los rectangulares en forma de "L" y rectangulares con desnivel, por lo expuesto en el párrafo anterior.

A pesar de que en los resultados se observa que en los cimientos con desnivel (cuadrados y rectangulares), el amortiguamiento es ligeramente mayor, principalmente en el modo de cabeceo, respecto a los cuadrados y rectangulares sin desniveles, se puede concluir que, las funciones de impedancia de un cimiento cuadrado o rectangular pueden ser utilizadas para representar al cimiento con desnivel, lo que lleva a resultados conservadores.

Capítulo IV

INFLUENCIA DE LA GEOMETRÍA Y PROFUNDIDAD DE DESPLANTE EN EL ESPECTRO DE DISEÑO SÍSMICO

IV.1. INTRODUCCIÓN DEL CAPÍTULO

En este capítulo se comparan los espectros de diseño sísmico obtenidos de acuerdo a lo establecido en el *MDOC - DS -15*, para edificios de 5, 10 y 15 niveles, desplantados sobre los cimientos estudiados en el capítulo 3 y su respectivo cimiento circular equivalente, con la finalidad de observar la influencia que tiene la geometría de la cimentación en el espectro de diseño sísmico considerando la IDSE.

Para la geometría “real” del cimiento se utilizan las funciones de impedancia determinadas en el capítulo anterior, mientras que para la circular equivalente se determinan de acuerdo a las secciones II.3.3.1. y II.3.4.3. del presente trabajo.

IV.2. COMPARACIÓN ENTRE LOS ESPECTROS DE DISEÑO SÍSMICO CONSIDERANDO IDSE, DETERMINADOS PARA ESTRUCTURAS SOBRE EL CIMIENTO CIRCULAR Y EL CIMIENTO REAL, DE ACUERDO A LO ESTABLECIDO EN EL *MDOC - DS - 15*

Se determina el espectro de diseño sísmico para edificios de 5, 10 y 15 niveles desplantados sobre cajones de cimentación de distinta geometría, considerados infinitamente rígidos y sobre un estrato subyacente por un semiespacio viscoelástico.

Para la determinación del espectro de diseño sísmico considerando la IDSE es necesario conocer las propiedades dinámicas del suelo, estructura y cimentación, en particular las propiedades dinámicas de la cimentación se determinan de dos maneras:

- Para el cimiento “real” se utiliza un método riguroso de elementos de frontera mejor conocido como *IBEM* para calcular las funciones de impedancia.
- Para el cimiento circular equivalente se calculan las funciones de impedancia tal y como lo establece el *MDOC - DS - 15*.

Con las propiedades dinámicas de la estructura, del suelo y de la cimentación es posible obtener los parámetros dinámicos modificados por la IDSE, del oscilador de un grado de libertad para el cálculo del espectro de diseño sísmico con el procedimiento establecido en el *MDOC - DS - 15* en función de estos parámetros de la siguiente manera:

- a) Sin considerar la IDSE.
- b) Considerando la IDSE, desplantando las estructuras sobre el modelo de cimentación circular equivalente.
- c) Considerando la IDSE, desplantando las estructuras sobre la geometría “real” de la cimentación.

Para los edificios sobre la cimentación circular equivalente se considera un círculo con la misma superficie de desplante e igual momento de inercia que el de los cimientos reales.

Las propiedades del depósito de suelo se muestran en la tabla IV.1.

Tabla IV.1. Propiedades dinámicas del depósito de suelo.

Espesor (m)	50.00
Peso volumétrico (ton/m ³)	1.50
Periodo fundamental (s)	2.50
Velocidad media de propagación de ondas de corte (m/s)	70.00
Amortiguamiento material	7.00%
Relación de Poisson	0.45

Los espectros de diseño sísmico se obtienen suponiendo que los edificios se encuentran desplantados sobre zona sísmica C y un tipo de suelo II, según el *MDOC - DS - 15*. Los periodos característicos y exponentes que controlan las ramas descendentes se presentan en la tabla IV.2.

Tabla IV.2. Parámetros espectrales.

Zona	Tipo de suelo	a_0	c	T_a (s)	T_b (s)	T_c (s)	κ	r
C	II	0.25	0.9	0.2	1.4	2	1	2/3

IV.2.1. Espectros de diseño sísmico considerando IDSE, para edificios de 5, 10 y 15 niveles con planta cuadrada.

Con el fin de estudiar la influencia de la geometría y la profundidad de desplante de la cimentación en el espectro de diseño sísmico considerando la IDSE, los edificios de 5, 10 y 15 niveles que se muestran en la figura IV.1. se desplantan sobre cimentaciones circulares, cuadradas y cuadradas con desnivel.

IV.2.1.1. Cimentación circular, cuadrada, cuadrada con desnivel.

Con el objeto de comparar el espectro de diseño sísmico que se obtiene al calcular las funciones de impedancia con el *IBEM* y las calculadas mediante el *MDOC - DS - 15*, en la tabla IV.3., se muestra la geometría y profundidad de desplante de la cimentación. CIR, CUAD y CUADES, se refieren cimientos circulares, cuadrados y cuadrados con desnivel, para edificios de 5 niveles,

La diferencia de los modelos con terminación “A” o “B” en los cimientos circulares y cuadrados se refiere a la profundidad de desplante, en el caso de los cimientos con desnivel esta diferencia se refiere a la variación de la profundidad del desnivel Δ_2 .

Tabla IV.3. Geometría de la cimentación para edificios de 5 niveles cuadrados de 12 x 12 metros.

IBEM					MDOC - DS -15				Clave	
Modelo	Prof. Desplante (m)		Radio (m)		Modelo	Prof. Desplante (m)		Radio (m)		
CIRA	3.00		6.00		CIRA	3.00		6.00	5CIRA	
CIRB	6.00				CIRB	6.00			5CIRB	
Modelo	Prof. Desplante (m)		Lado (m)		Modelo	Prof. Desplante (m)		R_h (m)	R_r (m)	Clave
CUADA	3.00		6.00		CUADA	3.00		6.77	6.85	
CUADB	6.00				CUADB	6.00				5CUADB
Modelo	Δ_1/a (m)	Δ_2/a (m)	L_1 (m)	L_2 (m)	Modelo	Prof. Desplante (m)		R_h (m)	R_r (m)	Clave
CUADESA	6.00	3.00	6.00	6.00	CUADESA	4.50		6.77	6.85	
CUADESB	6.00	4.50	6.00	6.00	CUADESB	5.25				5CUADESB

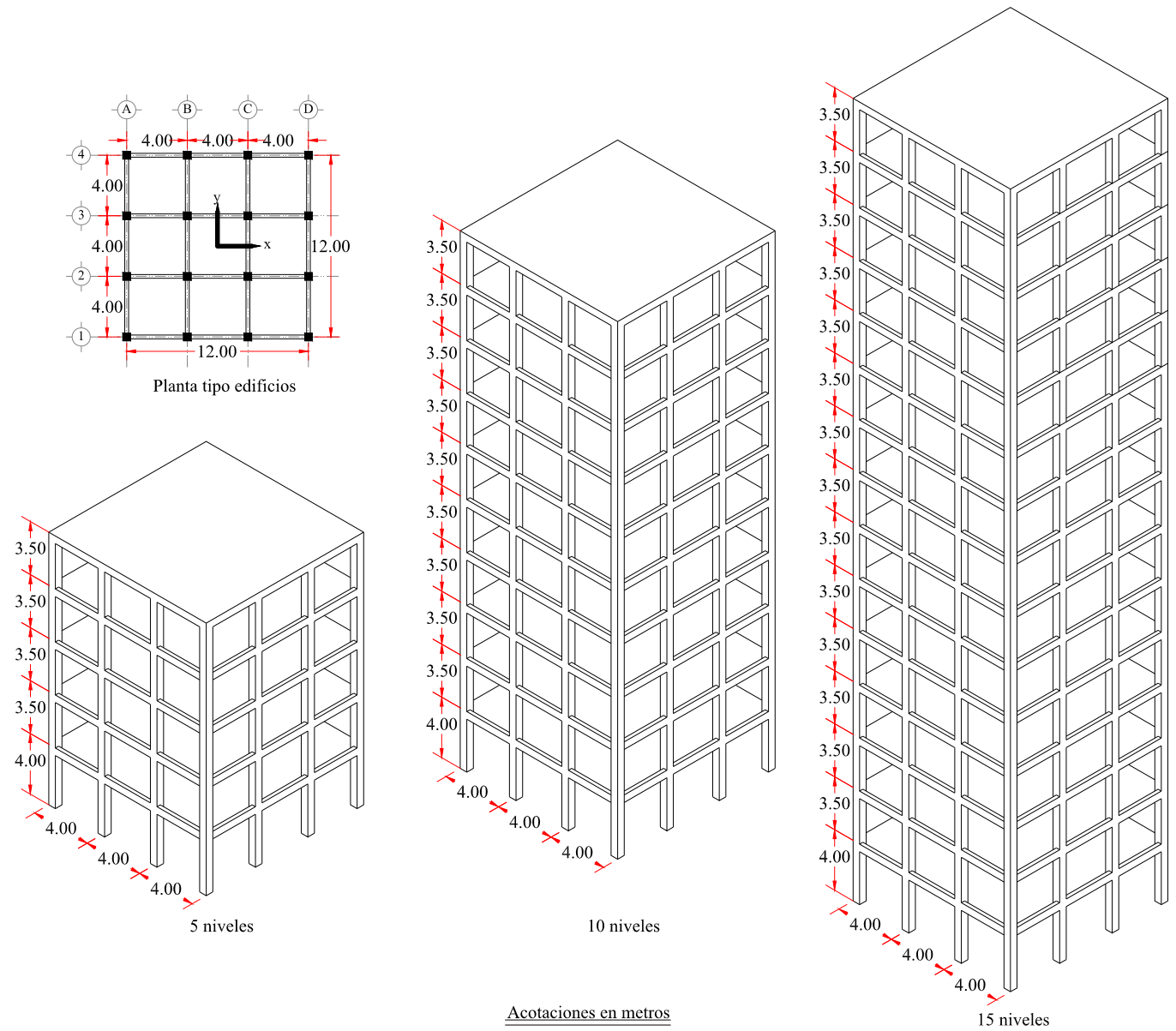


Figura IV.1. Planta tipo e isométrico de edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta cuadrada 12 x 12 metros).

Las propiedades dinámicas de los edificios mostrados se presentan en la tabla IV.4.

Tabla IV.4. Propiedades dinámicas de los edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta cuadrada 12 x 12 metros).

	Dirección x			Dirección y		
	5 niveles	10 niveles	15 niveles	5 niveles	10 niveles	15 niveles
Peso efectivo (ton)	540.52	1299.80	2252.31	540.52	1299.80	2252.31
Altura efectiva (m)	12.06	23.79	35.51	12.06	23.79	35.51
Periodo fundamental (s)	0.706	1.197	1.592	0.706	1.197	1.592
Amortiguamiento estructural	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%

Los edificios mostrados en la figura IV.1. se desplantan sobre cimientos cuadrados, (a) y cuadrados con desnivel (b) (figura IV.2.).

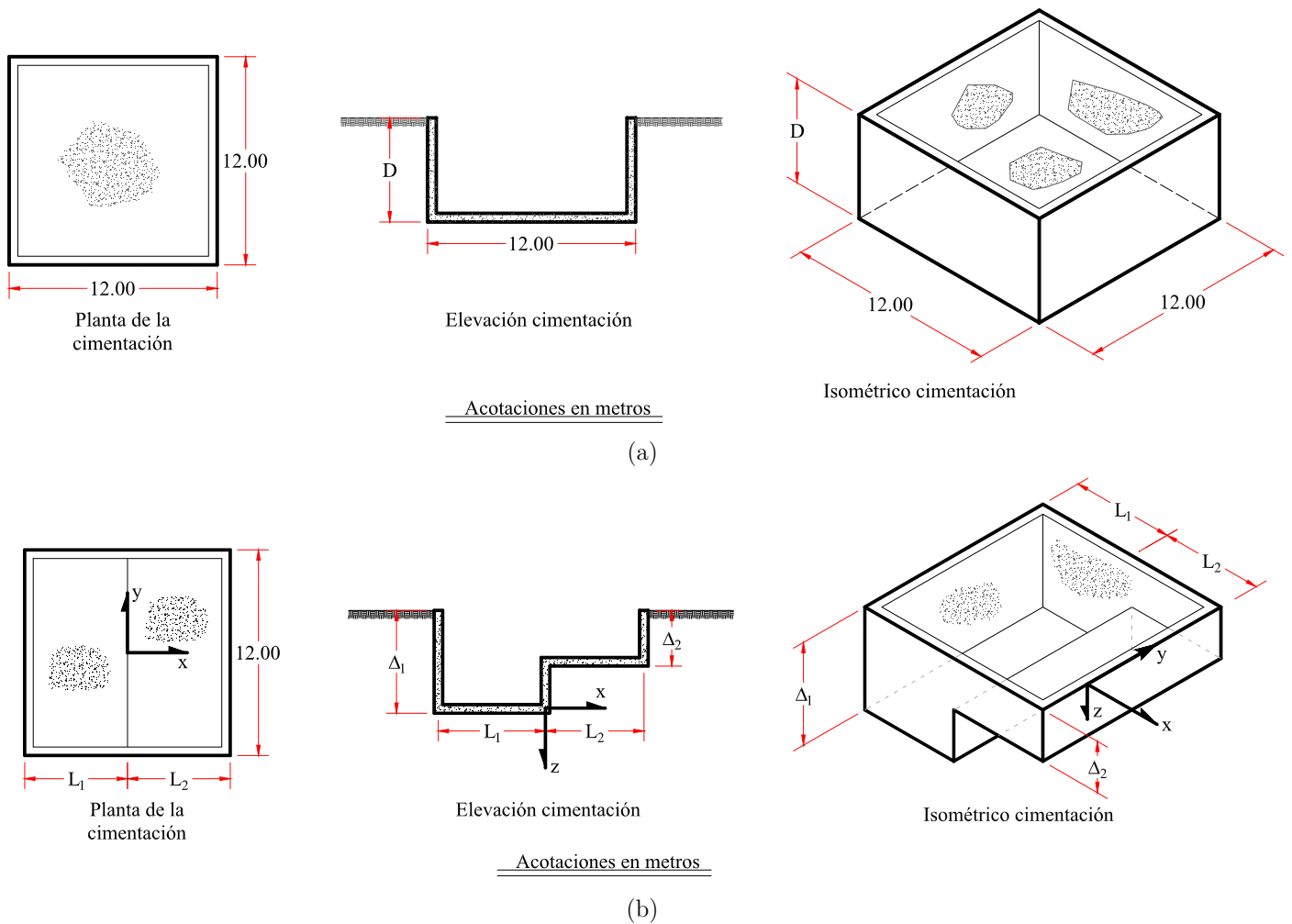


Figura IV.2. Geometría de los cimientos. (a) Cuadrados, (b) Cuadrados en desnivel.

En la figura IV.3. se pueden ver los espectros de diseño sísmico para las direcciones "x" (izquierda) e "y" (derecha) considerando la IDSE para edificios de 5 niveles, obtenidos de acuerdo a lo establecido en el *MDOC - DS -15*, para cimientos circulares (línea azul), cuadrados (línea guinda) y cuadrados con desnivel (línea verde), las líneas con círculos (azules), cuadrados (guindas) y triángulos (verdes), corresponden a los cimientos circulares equivalentes, correspondientes a los cimientos circulares, cuadrados y cuadrados con desnivel, respectivamente.

El espectro sin considerar la IDSE se representa por una línea sólida de color negro, las líneas sin símbolos y con símbolos representan a los espectros de diseño sísmico correspondientes a la geometría real y circular equivalente, respectivamente.

Espectros de diseño sísmico, edificios de 5 niveles cuadrados de 12 x 12 metros.

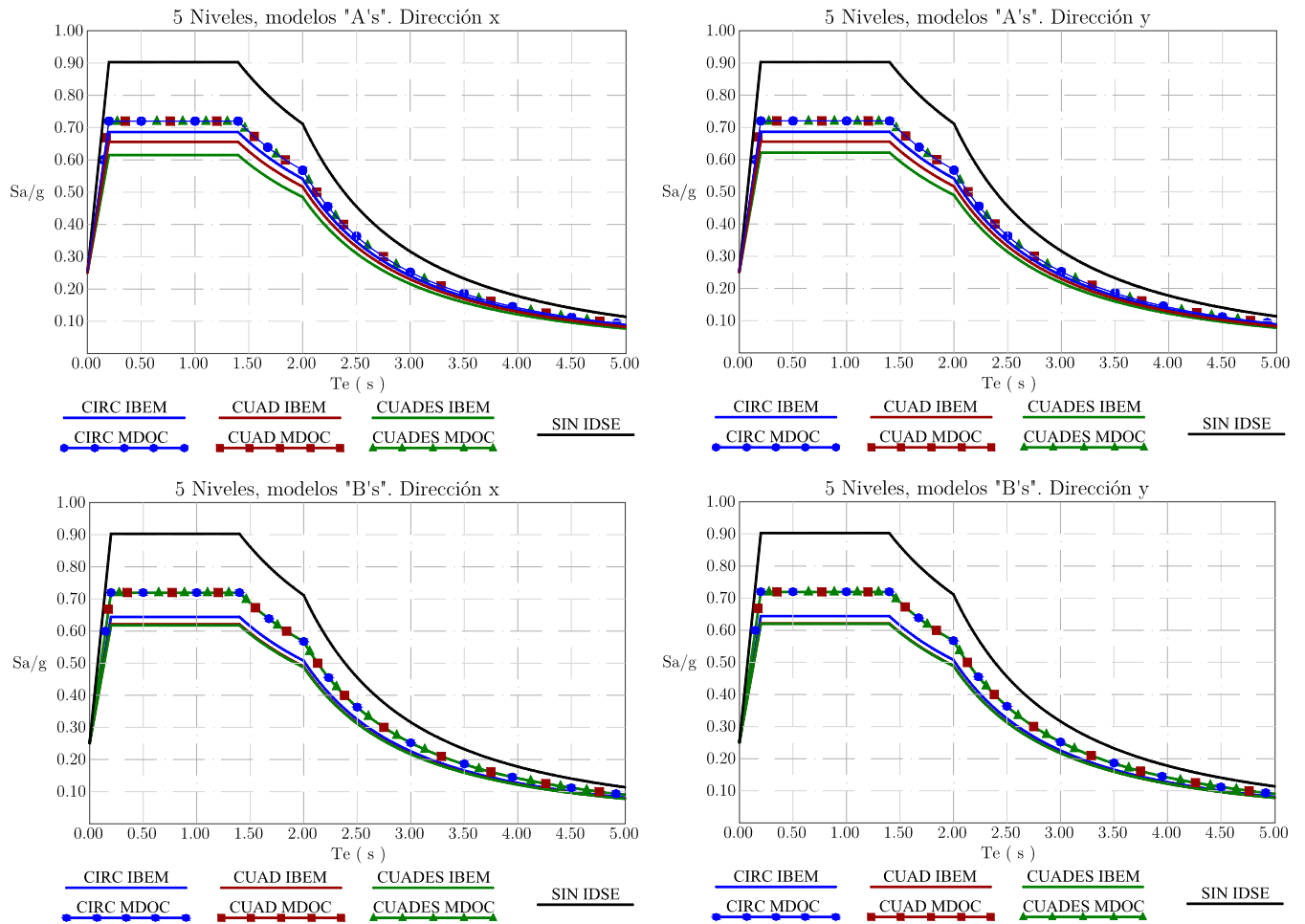


Figura IV.3. Espectros de diseño sísmico para edificios de 5 niveles, desplantados sobre cimiento circular (línea azul), cuadrado (línea guinda) y cuadrado en desnivel (línea verde).

En los espectros de diseño obtenidos para la geometría real de la cimentación (*IBEM*) las aceleraciones espectrales son menores para los cimientos con desnivel, seguidos de los cuadrados y finalmente de los circulares, esto por los niveles de amortiguamiento del sistema suelo - estructura. Es evidente que si la profundidad del desnivel Δ_2 aumenta tiende a parecerse a un cimiento sin desnivel y esto se ve reflejado en los modelos “B’s”, donde prácticamente los espectros del cimiento cuadrado y cuadrado con desnivel quedan encimados.

Comparando los espectros de diseño obtenidos con las funciones de impedancia del *IBEM* con las calculadas con el *MDOC - DS - 15* se observa una diferencia en las ordenadas espectrales, principalmente debido a las diferencias de amortiguamiento que presentan los sistemas suelo - cimiento real con los de suelo - cimiento circular equivalente, los primeros presentan mayores amortiguamientos, lo que se refleja en una reducción de las ordenadas espectrales en los casos estudiados.

Como se observó en el capítulo III, los coeficientes de amortiguamiento para el cimiento con desnivel eran mayores mientras el valor de Δ_2/a decrecía, respecto a los cimientos circulares y cuadrados, y como se puede ver en la figura IV.3., los sistemas suelo - cimiento con desnivel - estructura presentan menores aceleraciones espectrales.

Respecto a las direcciones "x" e "y" en los cimientos en desnivel, las diferencias respecto a las aceleraciones espectrales son despreciables, porque al ser un cimiento con planta cuadrada no existen muchas diferencias en ambas direcciones de análisis.

De manera análoga a como se hizo en los edificios de 5 niveles, para un edificio de 10 niveles los espectros de diseño se presentan en la figura IV.4.

En la tabla IV.5. se muestra la geometría y profundidad de desplante para cimientos circulares (CIR), cuadrados (CUAD) y cuadrados con desnivel (CUADES), para edificios de 10 niveles.

Tabla IV.5. Geometría de la cimentación para edificios de 10 niveles, cuadrados de 12 x 12 metros.

IBEM					MDOC - DS -15				Clave	
Edificios de 10 niveles										
Modelo	Prof. Desplante (m)		Radio (m)		Modelo	Prof. Desplante (m)		Radio (m)		
CIRA	6.00		6.00		CIRA	6.00		6.00		10CIRA
CIRB	9.00				CIRB	9.00				10CIRB
Modelo	Prof. Desplante (m)		Lado (m)		Modelo	Prof. Desplante (m)		R _n (m)	R _r (m)	
CUADA	6.00		6.00		CUADA	6.00		6.77	6.85	10CUADA
CUADB	9.00				CUADB	9.00				10CUADB
Modelo	Δ_1/a (m)	Δ_2/a (m)	L ₁ (m)	L ₂ (m)	Modelo	Prof. Desplante (m)		R _n (m)	R _r (m)	
CUADESA	9.00	4.50	6.00	6.00	CUADESA	6.75		6.77	6.85	10CUADESA
CUADESB	9.00	6.75	6.00	6.00	CUADESB	7.88				10CUADESB

En la figura IV.4. se presentan los espectros de diseño sísmico para las direcciones "x" (izquierda) e "y" (derecha) considerando la IDSE para edificios de 10 niveles, obtenidos de acuerdo a lo establecido en el *MDOC - DS -15*, para cimientos circulares (línea azul), cuadrados (línea guinda) y cuadrados con desnivel (línea verde), las líneas con círculos (azules), cuadrados (guindas) y triángulos (verdes), corresponden a los cimientos circulares equivalentes correspondientes a los cimientos circulares, cuadrados y cuadrados con desnivel, respectivamente.

El espectro sin considerar la IDSE se representa por una línea sólida de color negro, las líneas sin símbolos y con símbolos representan a los espectros para la geometría real y circular equivalente correspondiente, respectivamente.

Espectros de diseño sísmico, edificios de 10 niveles cuadrados de 12 x 12 metros.

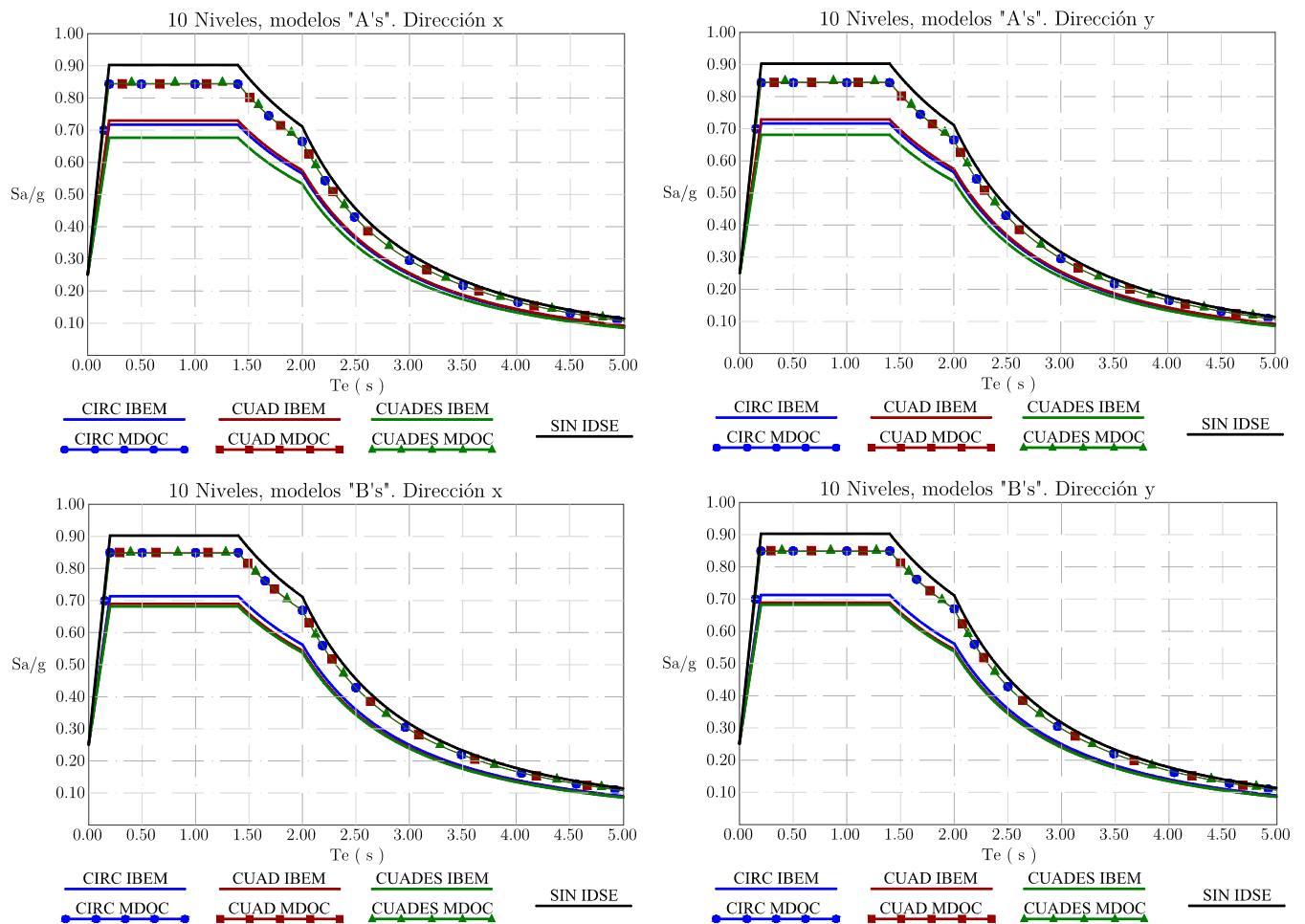


Figura IV.4. Espectros de diseño sísmico para edificios de 10 niveles, desplantados sobre cimiento circular (línea azul), cuadrado (línea guinda) y cuadrado en desnivel (línea verde).

Los espectros de diseño sísmico mostrados en la figura IV.4. tienen un comportamiento similar a los espectros de la figura IV.3., es decir, para los sistemas suelo - cimiento real las aceleraciones espectrales a las que estará sujeto el sistema son menores que para los sistemas suelo - cimiento circular equivalente, principalmente por la diferencia en los porcentajes de amortiguamiento del sistema.

En lo que respecta a la altura de la estructura, comparándose con los edificios de 5 niveles, se puede observar que los sistemas están sujetos a mayores aceleraciones espectrales, este comportamiento se presenta en ambos sistemas, con cimentación real y circular equivalente.

Al igual que en los edificios de 5 niveles los que se encuentran desplantados sobre el cimiento con desnivel presentan las menores aceleraciones espectrales, como era de esperarse, porque los amortiguamientos en este cimiento son mayores, sin embargo, no se presentan diferencias apreciables en ambas direcciones de análisis, por lo ya descrito anteriormente.

De manera análoga como se ha procedido con los edificios de 5 y 10 niveles ahora se estudia el de 15 niveles mostrado en la figura IV.1. La geometría y profundidad de desplante de la cimentación sobre las que es desplantado se puede ver en la tabla IV.6.

Tabla IV.6. Geometría de la cimentación para edificios de 15 niveles cuadrados de 12 x 12 metros.

IBEM					MDOC - DS -15				Clave
Modelo	Prof. Desplante (m)		Edificios de 15 niveles		Modelo	Prof. Desplante (m)	Radio (m)		
CIRA	9.00		Radio (m)		CIRA	9.00	6.00		15CIRA
CIRB	12.00		6.00		CIRB	12.00			15CIRB
Modelo	Prof. Desplante (m)		Lado (m)		Modelo	Prof. Desplante (m)	R _h (m)	R _r (m)	
CUADA	9.00		12.00		CUADA	9.00	6.77	6.85	15CUADA
CUADB	12.00				CUADB	12.00			15CUADB
Modelo	Δ_1/a (m)	Δ_2/a (m)	L ₁ (m)	L ₂ (m)	Modelo	Prof. Desplante (m)	R _h (m)	R _r (m)	
CUADESA	12.00	6.00	6.00	6.00	CUADESA	9.00	6.77	6.85	15CUADESA
CUADESB	12.00	9.00	6.00	6.00	CUADESB	10.50			15CUADESB

En la figura IV.5. se muestran los espectros de diseño sísmico para las direcciones "x" (izquierda) e "y" (derecha) considerando la IDSE para edificios de 15 niveles, obtenidos de acuerdo a lo establecido en el *MDOC - DS -15*, para cimientos circulares (línea azul), cuadrados (línea guinda) y cuadrados con desnivel (línea verde), las líneas con círculos (azules), cuadrados (guindas) y triángulos (verdes), corresponden a los cimientos circulares equivalentes correspondientes a los cimientos circulares, cuadrados y cuadrados con desnivel, respectivamente.

La línea sólida de color negro es el espectro de diseño sísmico suponiendo a la estructura con base rígida.

Al igual que en los edificios anteriores los espectros de diseño sísmico en los que se desplanta la estructura sobre los cimientos circulares equivalentes las aceleraciones espectrales son mayores y los efectos de interacción ya no son tan importantes, a menos que se considere la geometría real, además se puede observar que a medida que aumenta la altura de la estructura para el edificio sobre los cimientos circulares equivalentes, los espectros van tendiendo a parecerse al de base rígida.

En los modelos "B's" de la figura IV.5., se puede observar que la diferencia entre los espectros para la geometría "real" del cimiento son muy parecidos, esto implica que los sistemas tienen porcentajes de amortiguamiento muy parecidos, mientras que en los modelos "A's" si se observa una mayor diferencia para los cimientos con desnivel tal como sucede en los edificios de 5 y 10 niveles estudiados anteriormente.

Espectros de diseño sísmico, edificios de 15 niveles cuadrados de 12 x 12 metros.

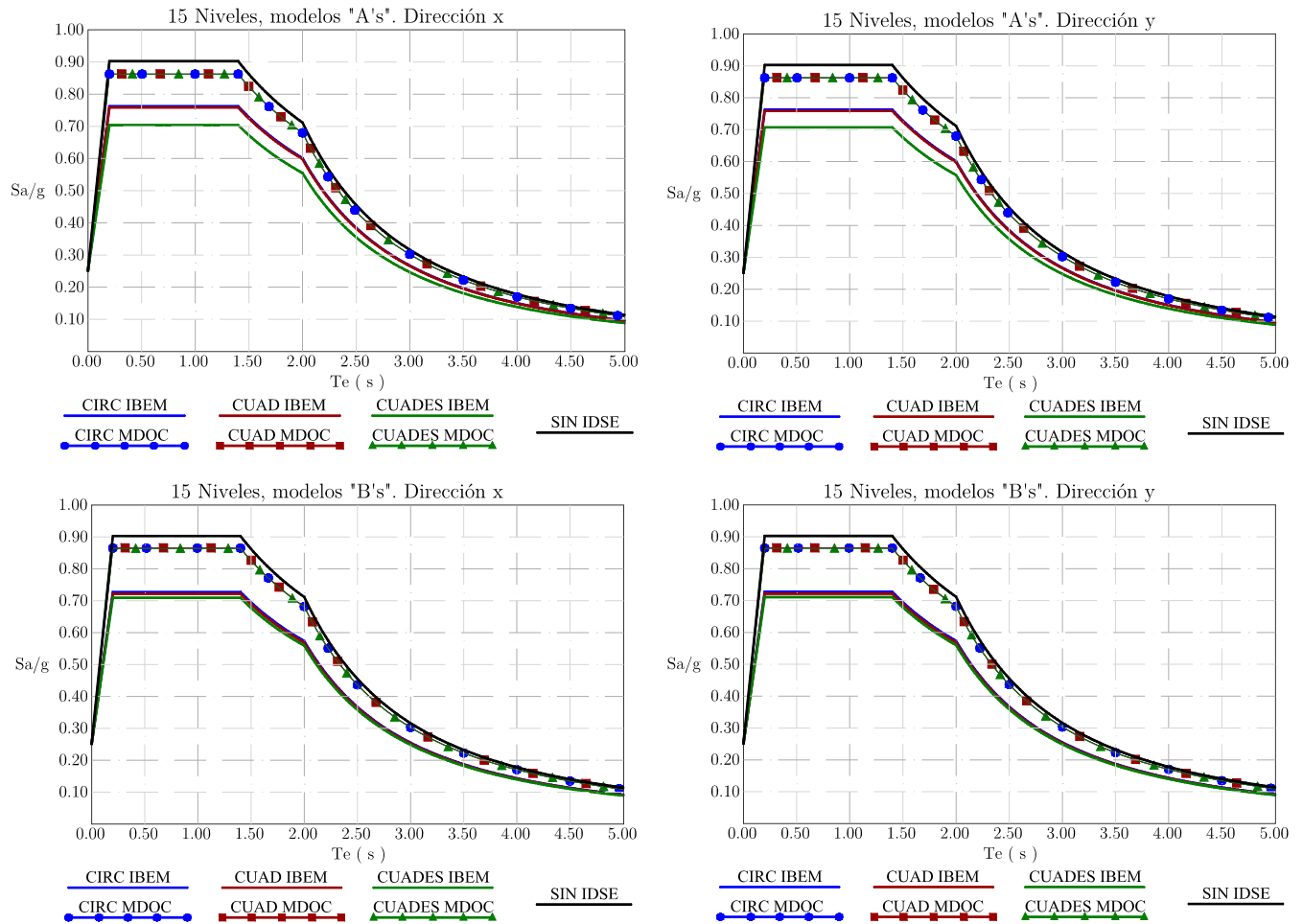


Figura IV.5. Espectros de diseño sísmico para edificios de 15 niveles, desplantados sobre cimiento circular (línea azul), cuadrado (línea guinda) y cuadrado en desnivel (línea verde).

De acuerdo con los modelos estudiados se observa que los efectos de IDSE presentan mayor importancia en los edificios de 5 niveles.

El periodo fundamental y amortiguamiento de la estructura supuesta con base rígida son modificados por efecto de la IDSE al considerar la flexibilidad del suelo en el análisis de interacción inercial. En la tabla IV.7. se presentan los periodos y amortiguamientos efectivos del sistema suelo - estructura para el cimiento real (IBEM) y su correspondiente, utilizando el modelo circular equivalente (MDOC - DS - 15), para los edificios de 5, 10 y 15 niveles.

En la tabla IV.7. se puede apreciar que al considerar la geometría real de la cimentación, se presenta un incremento en el porcentaje de amortiguamiento del sistema y por tanto se tienen menores aceleraciones espectrales, además se observa que a medida que aumenta la altura de la estructura y profundidad de desplante del cimiento el amortiguamiento del sistema decrece para ambos modelos (IBEM e MDOC - DS - 15).

Tabla IV.7. Periodos y amortiguamientos efectivos, edificios de 5, 10 y 15 niveles, cuadrados de 12 x 12 metros.

Clave	Periodo efectivo (s)		Amortiguamiento efectivo		Periodo efectivo (s)		Amortiguamiento efectivo	
	IBEM				MDOC - DS -15			
	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y
Edificio de 5 niveles								
5CIRA	0.915	0.915	9.19%	9.19%	0.898	0.898	8.30%	8.30%
5CIRB	0.891	0.891	10.59%	10.59%	0.883	0.883	8.26%	8.26%
5CUADA	0.918	0.918	10.17%	10.17%	0.898	0.898	8.30%	8.30%
5CUADB	0.883	0.883	11.45%	11.45%	0.883	0.883	8.26%	8.26%
5CUADESA	0.876	0.869	11.73%	11.45%	0.889	0.889	8.28%	8.28%
5CUADESB	0.874	0.865	11.61%	11.52%	0.886	0.886	8.28%	8.28%
Edificio de 10 niveles								
10CIRA	1.760	1.760	8.34%	8.34%	1.713	1.715	5.81%	5.81%
10CIRB	1.539	1.539	8.43%	8.43%	1.659	1.662	5.72%	5.72%
10CUADA	1.683	1.680	8.02%	8.04%	1.713	1.715	5.81%	5.81%
10CUADB	1.586	1.583	9.09%	9.12%	1.659	1.662	5.72%	5.72%
10CUADESA	1.567	1.553	9.49%	9.35%	1.696	1.696	5.79%	5.79%
10CUADESB	1.558	1.542	9.34%	9.31%	1.676	1.676	5.75%	5.75%
Edificio de 15 niveles								
15CIRA	2.294	2.294	7.69%	7.69%	2.558	2.558	5.69%	5.69%
15CIRB	2.136	2.136	8.35%	8.35%	2.465	2.465	5.62%	5.62%
15CUADA	2.357	2.357	7.88%	7.88%	2.558	2.558	5.69%	5.69%
15CUADB	2.226	2.226	8.71%	8.71%	2.465	2.465	5.62%	5.62%
15CUADESA	2.197	2.180	9.17%	9.03%	2.558	2.558	5.69%	5.69%
15CUADESB	2.025	2.102	9.04%	8.98%	2.507	2.507	5.65%	5.65%

A medida que aumenta la altura de la estructura y por tanto la masa, ésta se vuelve más flexible, es decir, se incrementa el periodo y, además existe un incremento adicional del periodo estructural al considerar la flexibilidad del suelo. De acuerdo con la expresión II.39 del presente trabajo entre mayor sea el periodo del sistema suelo - estructura el amortiguamiento efectivo tiende a disminuir y entre más chico sea el porcentaje de amortiguamiento existirá una menor reducción del espectro de diseño sísmico por IDSE.

Obsérvese que el efecto que tiene el desnivel en el sistema suelo estructura es un mayor porcentaje de amortiguamiento y un incremento en la flexibilidad del sistema, esto se puede ver comparando ambas direcciones de análisis para los modelos “CUADES”, en la dirección "x", el sistema presenta una mayor flexibilidad y amortiguamiento, esto es más notable en los modelos “CUADESA” y se debe principalmente al cabeceo de la cimentación.

En la tabla IV.8. se muestra la máxima aceleración espectral para cada uno de los modelos estudiados, en ninguno de éstos, los espectros obtenidos para el cimiento “real” sobrepasaron el valor máximo de la aceleración espectral, por lo que se puede decir que, los calculados mediante el método del cimiento circular equivalente, establecido en el *MDOC - DS - 15* se encuentran por el lado de la seguridad.

El efecto del desnivel en la cimentación resulta favorable en el análisis de IDSE porque las aceleraciones espectrales se reducen respecto a los otros cimientos estudiados, esto puede deberse a que en el desnivel se genere un “atrapamiento” de ondas al vibrar la cimentación, que puede reflejarse en un incremento o decremento del amortiguamiento, que en este caso se genera un aumento.

En lo que respecta a los periodos efectivos de los sistemas suelo – estructura estudiados se puede observar que éstos decrecen conforme la profundidad de desplante aumenta, tanto para los modelos del *IBEM* como para los del *MDOC - DS - 15*, esto es porque al estar la cimentación desplantada a mayor profundidad la rigidez de ésta aumenta.

Tabla IV.8. Aceleración máxima espectral, *c* (edificios cuadrados de 12 x 12 metros).

Clave	IBEM (g)		MDOC - DS - 15 (g)	
	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y
Edificio de 5 niveles				
5CIRA	0.686	0.686	0.720	0.720
5CIRB	0.644	0.644	0.719	0.719
5CUADA	0.656	0.656	0.720	0.720
5CUADB	0.622	0.622	0.719	0.719
5CUADESA	0.615	0.622	0.719	0.719
5CUADESB	0.610	0.620	0.718	0.718
Edificio de 10 niveles				
10CIRA	0.717	0.716	0.844	0.844
10CIRB	0.714	0.714	0.850	0.850
10CUADA	0.705	0.705	0.843	0.843
10CUADB	0.690	0.690	0.844	0.844
10CUADESA	0.677	0.681	0.842	0.842
10CUADESB	0.675	0.680	0.847	0.847
Edificio de 15 niveles				
15CIRA	0.763	0.763	0.862	0.862
15CIRB	0.727	0.727	0.865	0.865
15CUADA	0.759	0.759	0.862	0.862
15CUADB	0.721	0.721	0.865	0.865
15CUADESA	0.704	0.707	0.862	0.862
15CUADESB	0.700	0.703	0.864	0.864

Con base en los modelos estudiados se puede decir que, el utilizar las funciones de impedancia de un cimiento circular para representar a un cimiento cuadrado o cuadrado en desnivel resulta correcto, porque en ninguno de los casos éstos últimos superaron la máxima aceleración espectral de los edificios desplantados sobre los circulares.

Como se ha visto en *Avilés et al, 1992* al aumentar la relación de esbeltez de la estructura ($\tilde{h}_e = H_e / R$) se refleja en un aumento y decremento del periodo y amortiguamiento efectivo del sistema, respectivamente, sucede lo mismo al considerar la geometría “real” y la circular equivalente de la cimentación.

IV.2.2. Espectros de diseño sísmico considerando IDSE, para edificios de 5, 10 y 15 niveles con planta rectangular.

Se obtienen los espectros de diseño sísmico considerando la IDSE para edificios de 5, 10 y 15 niveles, con planta rectangular de 12 x 18 metros, desplantados sobre cimientos rectangulares y rectangulares con desnivel (ver figura IV.7.), variando la profundidad de desplante de éstos y se comparan para los edificios desplantados sobre sus correspondientes cimientos circulares equivalentes (*MDOC - DS - 15*).

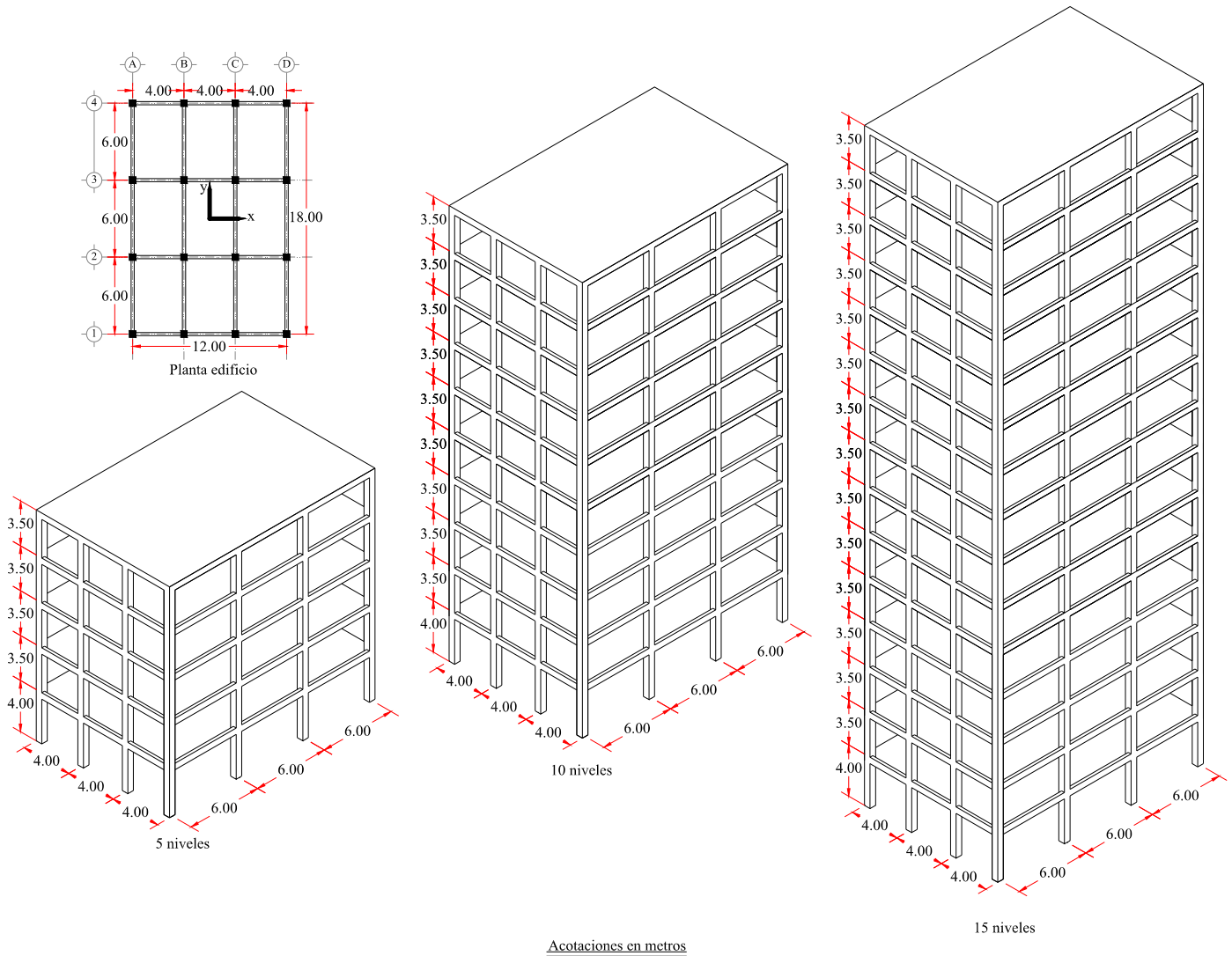


Figura IV.6. Planta tipo e isométrico de edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta rectangular 12 x 18 metros).

En la tabla IV.9. se muestran las propiedades dinámicas de los edificios mostrados en la figura IV.6.

Tabla IV.9. Propiedades dinámicas de los edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta rectangular 12 x 18 metros).

	Dirección x			Dirección y		
	5 niveles	10 niveles	15 niveles	5 niveles	10 niveles	15 niveles
Peso efectivo (ton)	921.84	1949.03	3067.21	921.84	1949.03	3067.21
Altura efectiva (m)	12.06	23.79	35.51	12.06	23.79	35.51
Periodo fundamental (s)	0.558	1.200	1.785	0.562	1.243	1.877
Amortiguamiento estructural	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%

IV.2.2.1. Cimentación rectangular, rectangular con desnivel.

Los espectros de diseño sísmico considerando la IDSE se obtienen para los edificios que se muestran en la figura IV.6. y se desplantan sobre los cimientos de la figura IV.7.

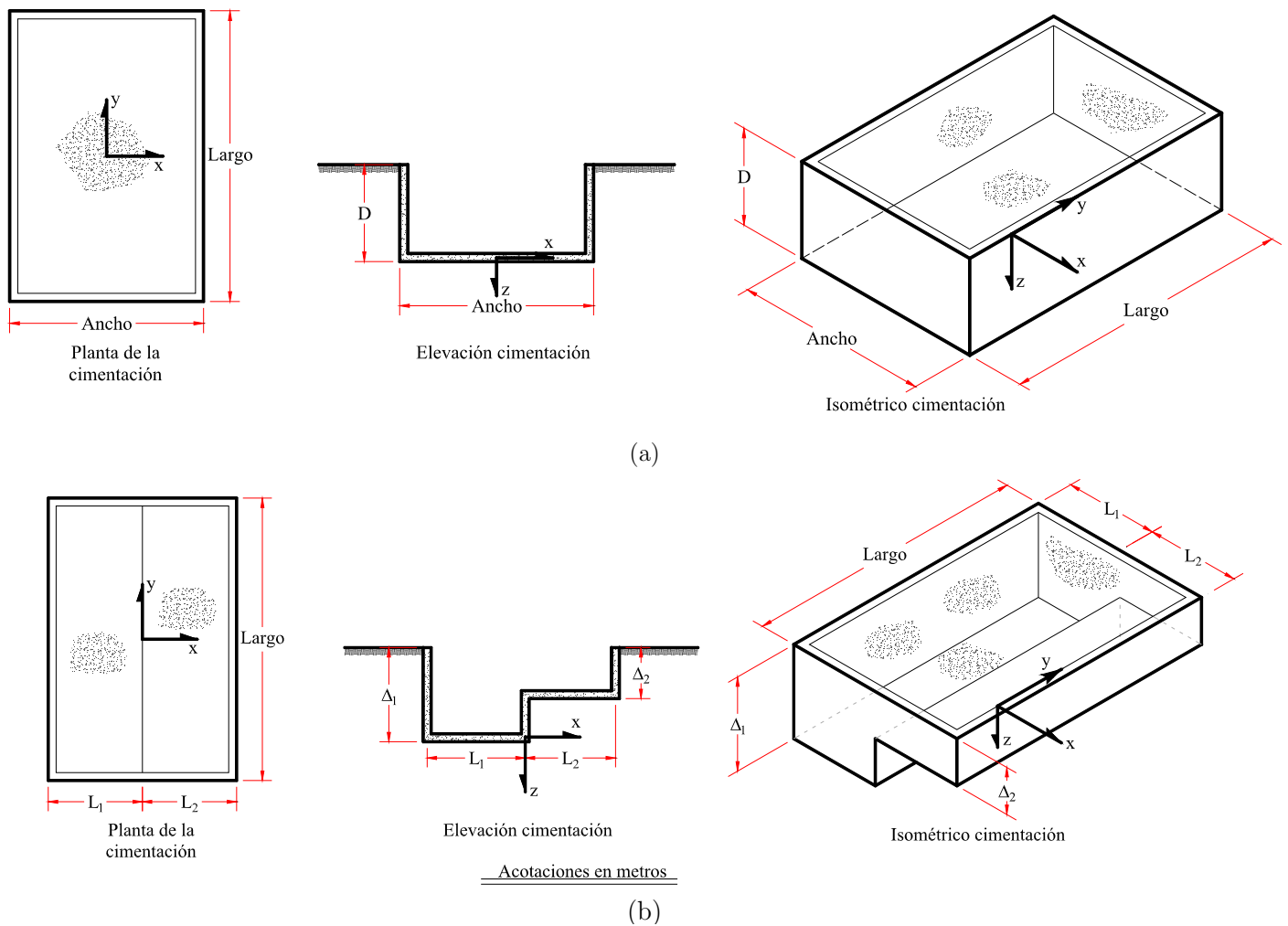


Figura IV.7. Geometría de los cimientos. (a) Rectangulares, (b) Rectangulares con desnivel.

Con el objeto de comparar el espectro de diseño sísmico que se obtiene al calcular las funciones de impedancia con el *IBEM* y las calculadas mediante el *MDOC - DS - 15*, en la tabla IV.10., se muestra la geometría y

profundidad de desplante de la cimentación, los modelos REC Y RECDÉS se refieren a cimientos rectangulares y rectangulares en desnivel, respectivamente, en éstos últimos el largo es de 18 metros (ver figura IV.7.).

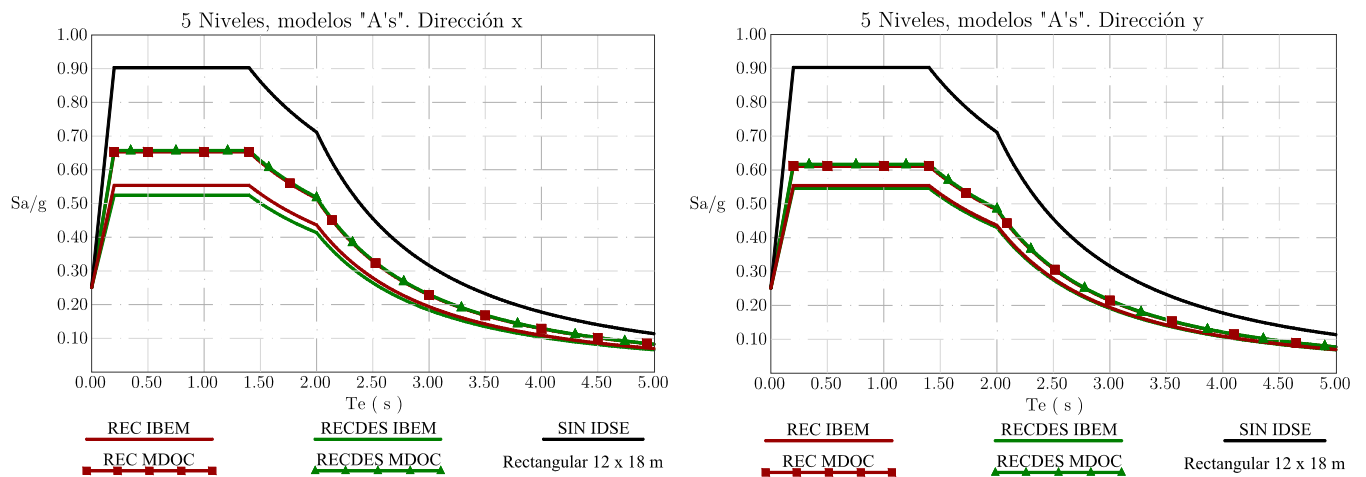
Tabla IV.10. Geometría de la cimentación para edificios de 5 niveles rectangulares de 12 x 18 metros.

IBEM					MDOC - DS - 15					Clave
Modelo	Prof. Desplante (m)	Ancho (m)	Edificio de 5 niveles Largo (m)		Modelo	Prof. Desplante (m)	R _h (m)	R _{rx} (m)	R _{ry} (m)	
RECA	3.00	12.00	18.00		RECA	3.00	8.29	7.58	9.28	5RECA
RECB	6.00				RECB	6.00	8.29	7.58	9.28	5RECB
Modelo	Δ_1/a (m)	Δ_2/a (m)	L ₁ (m)	L ₂ (m)	Modelo	Prof. Desplante (m)	R _h (m)	R _{rx} (m)	R _{ry} (m)	Clave
RECDESA	6.00	3.00	6.00	6.00	RECDESA	4.50	8.29	7.58	9.28	5RECDESA
RECDESB	6.00	4.50			RECDESB	5.25	8.29	7.58	9.28	5RECDESB

En la figura IV.8. se muestran los espectros de diseño sísmico para las direcciones "x" (izquierda) e "y" (derecha) considerando la IDSE para edificios de 5 niveles, obtenidos de acuerdo a los establecido en el *MDOC - DS - 15*, para cimientos rectangulares (línea guinda) y rectangulares con desnivel (línea verde), los espectros con cuadrados (guindas) y triángulos (verdes), corresponden a los cimientos circulares equivalentes correspondientes a los cimientos rectangulares y rectangulares con desnivel, respectivamente.

El espectro sin considerar la IDSE se representa por una línea sólida de color negro, las líneas sin símbolos y con símbolos son los espectros para la geometría "real" y circular equivalente correspondiente, respectivamente.

Espectros de diseño sísmico, edificios de 5 niveles rectangulares de 12 x 18 metros.



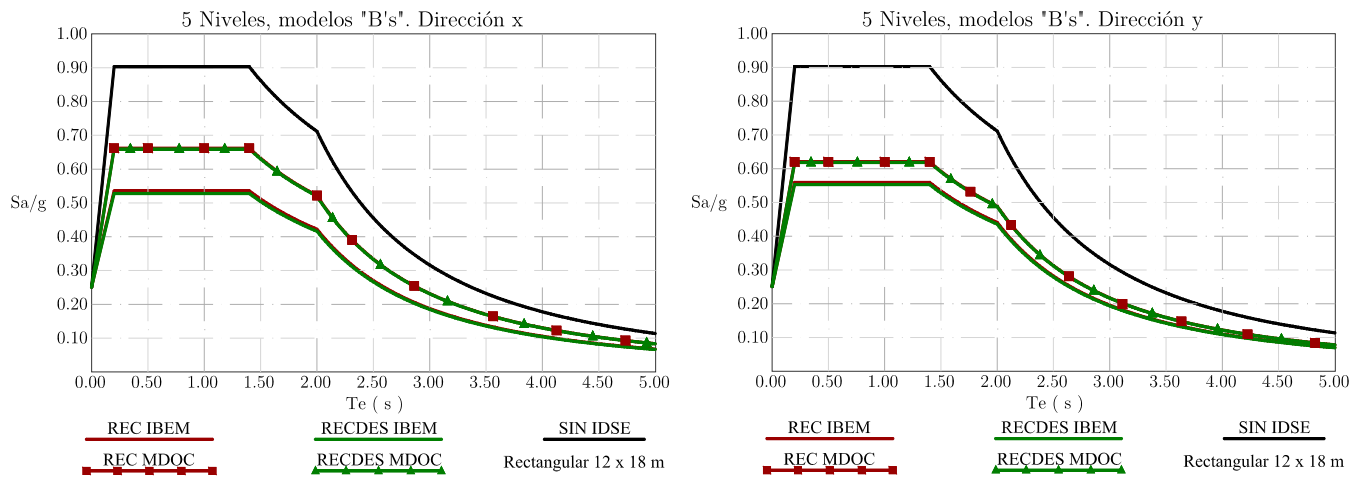


Figura IV.8. Espectros de diseño sísmico para edificios de 5 niveles, desplantados sobre cimiento rectangular (línea guinda) y rectangular con desnivel (línea verde).

Al igual que los edificios de 5 niveles con planta cuadrada, en los espectros de diseño sísmico de la figura IV.8., presentan el mismo comportamiento tanto para los edificios desplantados sobre el cimiento “real” como el circular equivalente (*MDOC – DS – 15*), con la diferencia de que las ordenadas espectrales de los edificios rectangulares son menores, principalmente debido a que el amortiguamiento de un cimiento rectangular es mayor al de uno cuadrado.

Al igual que en los edificios cuadrados de 5 niveles en los rectangulares también se observa que las menores aceleraciones espectrales se dan en los edificios desplantados sobre un cimiento que posee un desnivel, esta diferencia en la aceleración espectral es más notable cuando se hace el análisis en dirección “x” y principalmente se debe al incremento en el amortiguamiento por el cabeceo del cimiento alrededor del eje “y” .

En los modelos “B’s” de los espectros mostrados en la figura IV.8. las diferencias en las aceleraciones espectrales son prácticamente despreciables, tanto para los edificios desplantados sobre la geometría “real” como la circular equivalente. Para la geometría “real” resulta evidente que las aceleraciones espectrales son muy parecidas a las de la cimentación rectangular porque el desnivel no es considerable.

El variar la altura de la estructura implica un cambio en las propiedades dinámicas de esta, por lo que ahora se determinan los espectros de diseño sísmico considerando la IDSE para edificios de 10 niveles con planta rectangular de 12 x 18 metros (figura IV.6.), desplantados sobre los cimientos de la figura IV.7. y el cimiento circular equivalente correspondiente a cada cimentación como se muestra en la tabla IV.11.

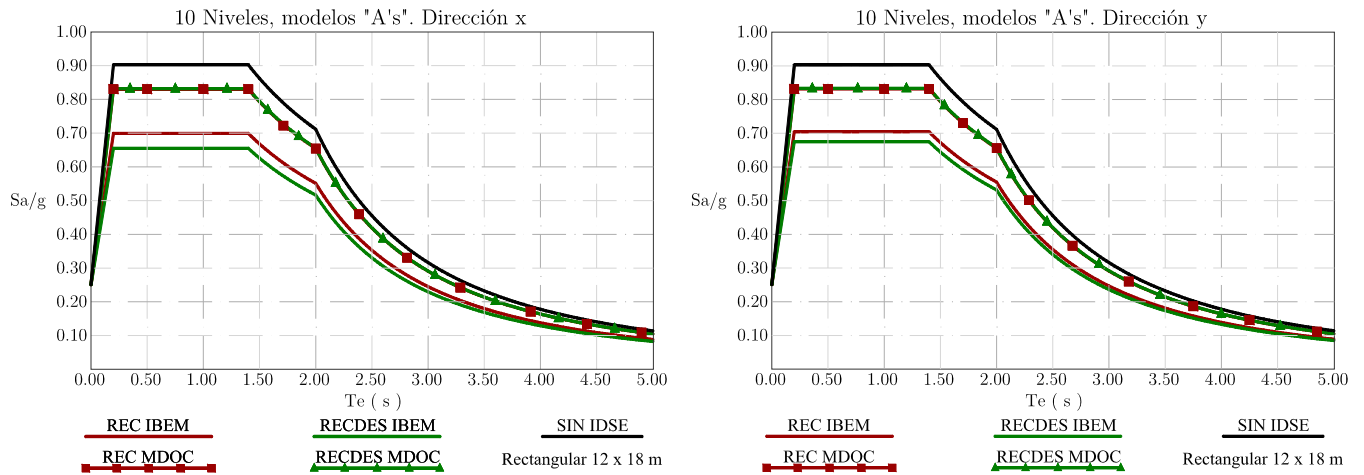
Tabla IV.11. Geometría de la cimentación para edificios de 10 niveles rectangulares de 12 x 18 metros.

IBEM					MDOC - DS - 15					
Edificio de 10 niveles										
Modelo	Prof. Desplante (m)	Ancho (m)	Largo (m)		Modelo	Prof. Desplante (m)	R _n (m)	R _{rx} (m)	R _{ry} (m)	Clave
RECA	6.00		18.00		RECA	6.00	8.29	7.58	9.28	10RECA
RECB	9.00				RECB	9.00				10RECB
Modelo	Δ ₁ /a (m)	Δ ₂ /a (m)	L ₁ (m)	L ₂ (m)	Modelo	Prof. Desplante (m)	R _n (m)	R _{rx} (m)	R _{ry} (m)	Clave
RECDESA	9.00	4.50	6.00	6.00	RECDESA	6.75	8.29	7.58	9.28	10RECDESA
RECDESB	9.00	6.75			RECDESB	7.88				10RECDESB

En la figura IV.9. se muestran los espectros de diseño sísmico considerando la IDSE para las direcciones "x" (izquierda) e "y" (derecha) para edificios de 10 niveles, obtenidos de acuerdo a lo establecido en el *MDOC - DS - 15*, para cimientos rectangulares (línea guinda) y rectangulares con desnivel (línea verde), los espectros con cuadrados (guindas) y triángulos (verdes), corresponden a los cimientos circulares equivalentes correspondientes a las cimentaciones rectangulares y rectangulares con desnivel, respectivamente.

El espectro de color negro corresponde al de la estructura supuesta con base rígida.

Espectros de diseño sísmico, edificios de 10 niveles rectangulares de 12 x 18 metros.



Resulta evidente que conforme aumenta la altura de la estructura las aceleraciones espectrales aumentan, porque el amortiguamiento efectivo del sistema suelo – estructura es función decreciente de éste parámetro, esto puede verificarse comparando los espectros para los edificios de 5 niveles rectangulares (figura IV.8.) con los de 10 niveles rectangulares (figura IV.9.).

Al igual que en los modelos estudiados anteriormente se observa que el desnivel en la cimentación resulta favorable en el análisis de interacción inercial, producto del incremento del amortiguamiento en el sistema suelo – cimentación.

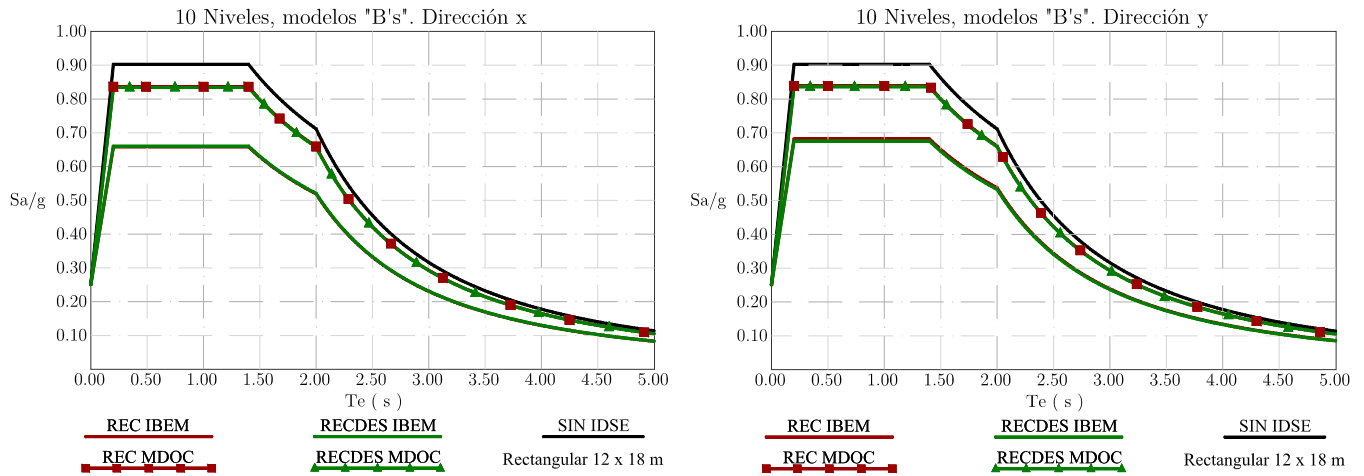


Figura IV.9. Espectros de diseño sísmico para edificios de 10 niveles, desplantados sobre cimiento rectangular (línea guinda) y rectangular con desnivel (línea verde).

De la misma manera como se han obtenido los espectros de diseño sísmico para los edificios de 5 y 10 niveles con planta rectangular de 12 x 18 metros se determinan ahora para el edificio de 15 niveles mostrado en la figura IV.6. La geometría y profundidad de desplante de la cimentación sobre las que se desplanta el edificio de 15 niveles se presenta en la tabla IV.12.

Tabla IV.12. Geometría de la cimentación para edificios de 15 niveles rectangulares de 12 x 18 metros.

IBEM				MDOC - DS - 15					Clave	
Modelo	Prof. Desplante		Ancho (m)	Largo (m)	Modelo	Prof. Desplante (m)	R _h (m)	R _{rx} (m)		R _{ry} (m)
	RECA	9.00							12.00	
RECB	12.00		RECB	12.00	15RECB					
Modelo	Δ_1/a (m)	Δ_2/a (m)	L ₁ (m)	L ₂ (m)	Modelo	Prof. Desplante (m)	R _h (m)	R _{rx} (m)	R _{ry} (m)	Clave
RECDESA	12.00	6.00	12.00	18.00	RECDESA	9.00	8.29	7.58	9.28	15RECDESA
RECDESB	12.00	9.00			RECDESB	10.50				15RECDESB

En la figura IV.10. se muestran los espectros de diseño sísmico considerando la IDSE para los edificios de 15 niveles, obtenidos de acuerdo a lo establecido en el *MDOC - DS - 15* para cimientos rectangulares (línea guinda) y rectangulares con desnivel (línea verde), los espectros con cuadrados (guindas) y triángulos (verdes) corresponden a los cimientos circulares equivalentes, correspondientes a los cimientos rectangulares y rectangulares con desnivel, respectivamente.

Espectros de diseño sísmico, edificios de 15 niveles rectangulares de 12 x 18 metros.

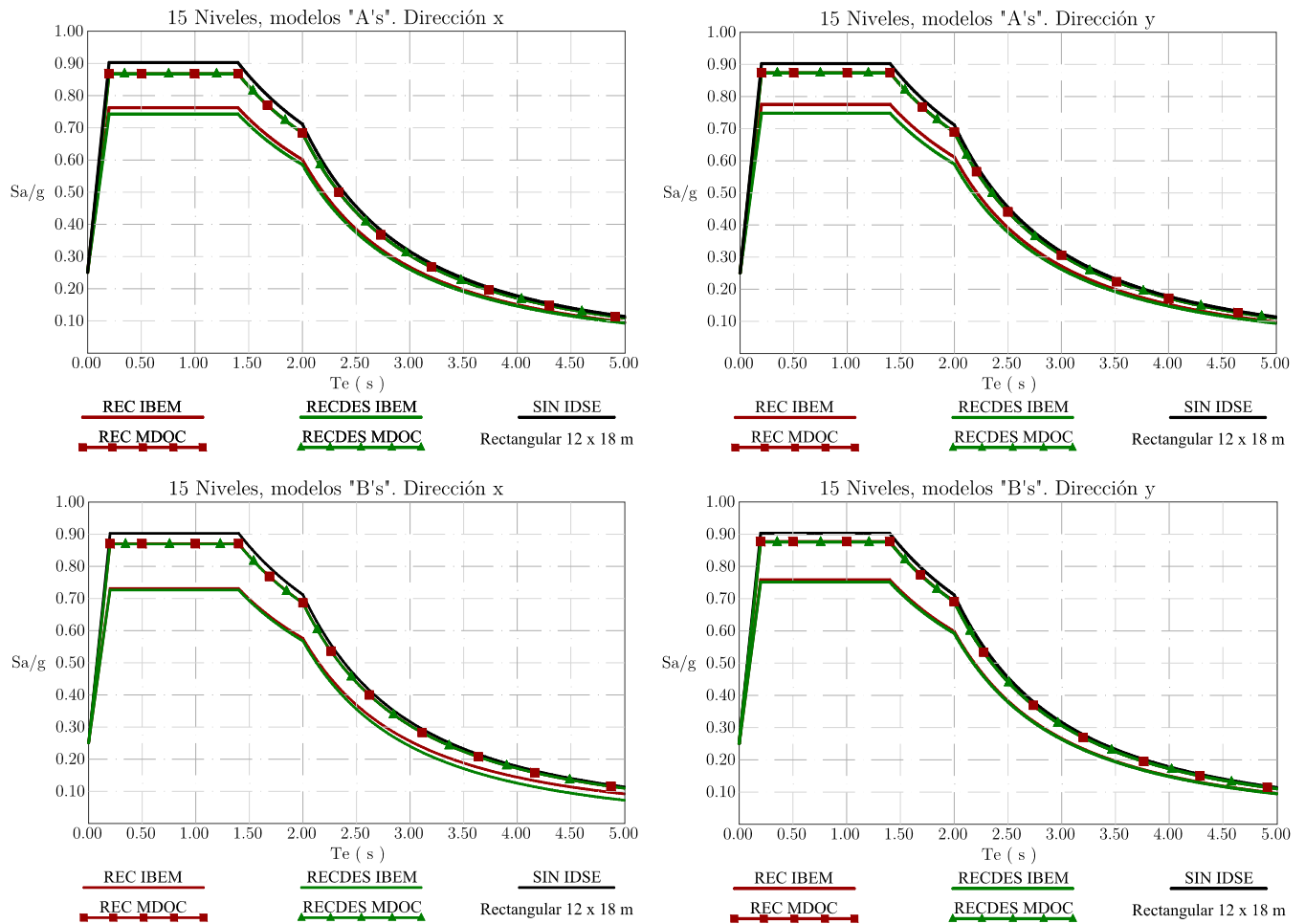


Figura IV.10. Espectros de diseño sísmico para edificios de 15 niveles, desplantados sobre cimiento rectangular (línea guinda) y rectangular con desnivel (línea verde).

En la tabla IV.13. se pueden ver los periodos y amortiguamientos efectivos del sistema suelo – estructura para edificios de 5, 10 y 15 niveles rectangulares de 12 x 18 metros, en esta se observa que para los modelos sobre el cimiento circular equivalente (*MDOC – DS – 15*) y “real” (*IBEM*), existe un incremento y decremento en el periodo y amortiguamiento efectivo del sistema, respectivamente al variar la altura de la estructura, sin embargo se observan diferencias en los porcentajes de amortiguamiento que alcanza el sistema que se deben a: 1) la geometría de la cimentación, 2) los coeficientes de amortiguamiento dinámicos para el cimiento circular equivalente, corresponden a una aproximación de una cimentación sobre un semiespacio (*Kausel, Whitman, Morray, & Elsabee, 1978*).

Por otro lado, se puede ver que el comportamiento en rigidez del sistema suelo – estructura es distinto, que se ve reflejado en los modelos del *MDOC – DS – 15* en un decremento del periodo efectivo al desplantar la cimentación a mayor profundidad, lo que resulta evidente porque al considerar una mayor profundidad de desplante se refleja en un aumento en la rigidez del sistema suelo – cimentación, además en estos modelos

el coeficiente de rigidez dinámica en traslación siempre es constante, con un valor de 1, mientras que en los modelos sobre el cimiento “real” (*IBEM*) el periodo aumenta conforme a la profundidad de desplante, esto es debido a que estos coeficientes disminuyen con la frecuencia de análisis tal como se presentó en el capítulo anterior, que se debe a la degradación de la rigidez del suelo alrededor del cimiento cuando éste es sometido a excitaciones dinámicas, además esta degradación se refleja en un incremento del amortiguamiento.

Tabla IV.13. Periodos y amortiguamientos efectivos, edificios de 5, 10 y 15 niveles rectangulares de 12 x 18 metros.

Clave	Amortiguamiento efectivo				Amortiguamiento efectivo			
	Periodo efectivo (s)		IBEM		Periodo efectivo (s)		MDOC - DS -15	
	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y
Edificio de 5 niveles								
5RECA	0.783	0.697	14.82%	14.79%	0.856	0.785	10.28%	11.87%
5RECB	0.795	0.723	15.96%	14.49%	0.838	0.773	9.97%	11.50%
5RECDESA	0.936	0.724	16.70%	15.27%	0.845	0.778	10.12%	11.66%
5RECDESB	0.923	0.723	16.47%	14.85%	0.841	0.775	10.04%	11.58%
Edificio de 10 niveles								
10RECA	1.601	1.437	8.81%	8.68%	1.799	1.649	6.02%	6.00%
10RECB	1.554	1.428	10.08%	9.32%	1.741	1.613	5.92%	5.89%
10RECDESA	1.833	1.445	10.19%	9.55%	1.782	1.639	6.00%	5.97%
10RECDESB	1.821	1.443	10.01%	9.51%	1.760	1.626	5.96%	5.93%
Edificio de 15 niveles								
15RECA	2.362	2.151	7.78%	7.18%	2.744	2.517	5.63%	5.47%
15RECB	2.203	2.125	8.09%	7.54%	2.654	2.459	5.56%	5.41%
15RECDESA	2.684	2.150	8.94%	7.83%	2.744	2.517	5.63%	5.47%
15RECDESB	2.659	2.143	8.71%	7.74%	2.695	2.485	5.60%	5.44%

La relación de aspecto (largo/ancho, L/B), tiende a ser un factor importante, porque en los modelos sobre el cimiento circular equivalente (*MDOC - DS - 15*) y el “real” existen diferencias en rigidez y amortiguamiento efectivos del sistema, sin embargo, en nuestro caso se revisa que la aceleración máxima espectral a la que puede estar sujeto el sistema cimiento “real” – estructura no sobrepase la máxima del sistema cimiento equivalente – estructura.

En la tabla IV.14. se presenta la máxima aceleración espectral para cada uno de los modelos estudiados, se puede decir que los espectros determinados utilizando el modelo circular equivalente de cimentación se encuentran por el lado de la seguridad, esto porque en ninguno de éstos se sobrepasó el valor máximo de la aceleración espectral al utilizar el modelo “real” de la cimentación.

El incremento en el amortiguamiento efectivo del sistema se ve reflejado en una reducción de la máxima aceleración espectral, tal como se puede ver en la tabla IV.14. La reducción del espectro de diseño sísmico considerando la IDSE es función del factor de amortiguamiento β , que decrece conforme aumentan el amortiguamiento y el periodo del sistema.

Tabla IV.14. Aceleración máxima espectral, c (edificios rectangulares de 12 x 18 metros).

Clave	IBEM (g)		MDOC - DS - 15 (g)	
	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y
Edificio de 5 niveles				
5RECA	0.554	0.554	0.653	0.612
5RECB	0.535	0.559	0.662	0.621
5RECDESA	0.525	0.546	0.657	0.617
5RECDESB	0.528	0.553	0.660	0.619
Edificio de 10 niveles				
10RECA	0.699	0.704	0.830	0.831
10RECB	0.658	0.682	0.836	0.839
10RECDESA	0.655	0.675	0.832	0.833
10RECDESB	0.660	0.676	0.834	0.836
Edificio de 15 niveles				
15RECA	0.763	0.776	0.868	0.874
15RECB	0.741	0.759	0.871	0.877
15RECDESA	0.743	0.748	0.868	0.874
15RECDESB	0.739	0.751	0.869	0.876

IV.2.3. Espectros de diseño sísmico considerando IDSE, para edificios de 5, 10 y 15 niveles con planta en forma de “L”.

Con la misma metodología seguida anteriormente para la determinación del espectro de diseño sísmico considerando la IDSE, se obtienen ahora para los edificios que se muestran en la figura IV.11.

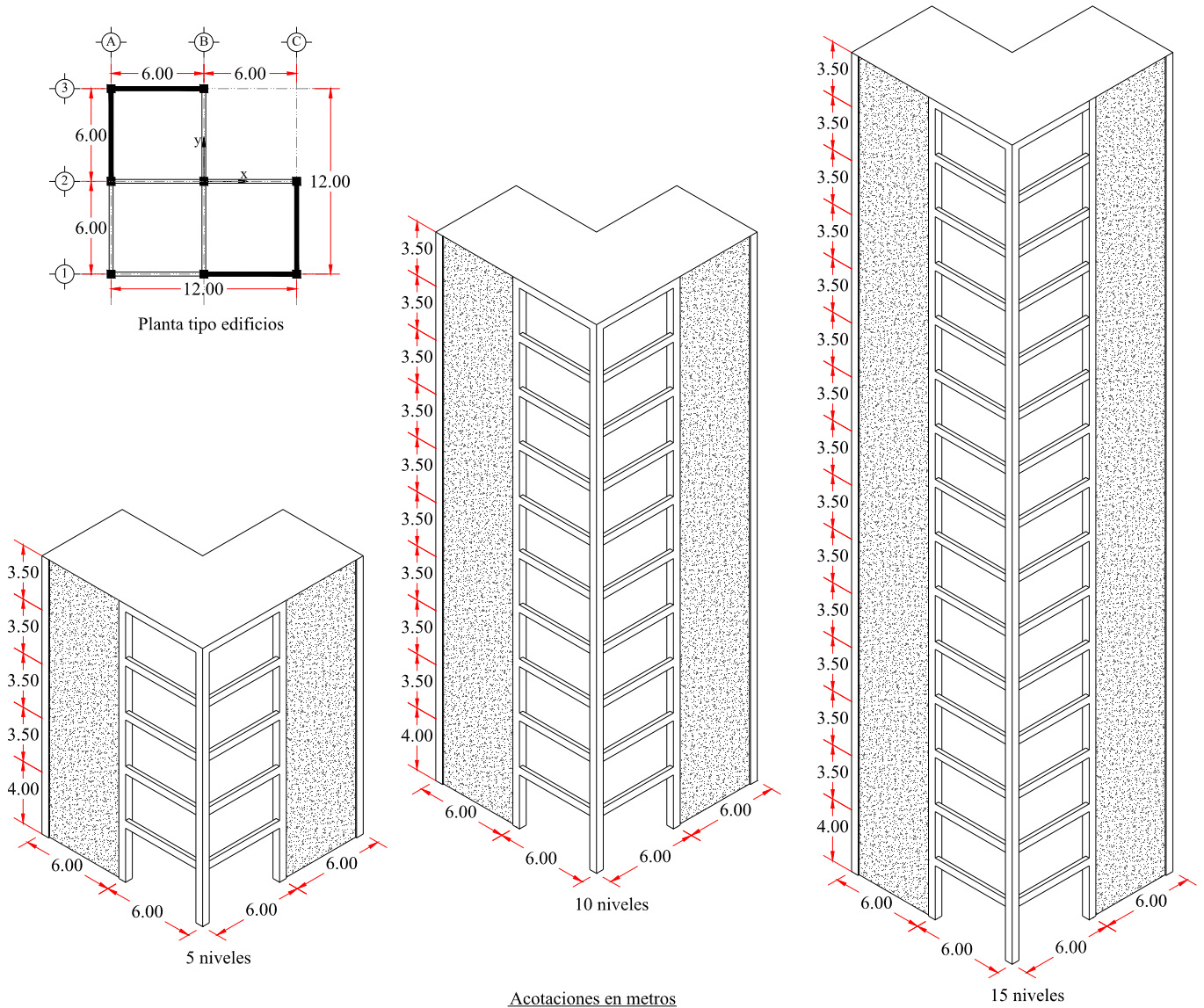


Figura IV.11. Planta tipo e isométrico de edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta cuadrada en forma de “L”, 12 x 12 metros).

Estos edificios poseen una planta geométrica en forma de “L”, desplantados sobre una cimentación con la misma geometría.

Las propiedades dinámicas de la estructura, éstas se muestran en la tabla IV.15.

Tabla IV.15. Propiedades dinámicas de los edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta en “L” 12 x 12 metros).

	Dirección x			Dirección y		
	5 niveles	10 niveles	15 niveles	5 niveles	10 niveles	15 niveles
Peso efectivo (ton)	357.97	1082.83	1620.67	357.97	1082.83	1620.67
Altura efectiva (m)	12.06	23.79	35.51	12.06	23.79	35.51
Periodo fundamental (s)	0.325	0.703	1.376	0.325	0.703	1.376
Amortiguamiento estructural	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%

IV.2.3.1. Cimentación cuadrada en forma de “L”.

Los edificios de la figura IV.11. se desplantan sobre la cimentación que se muestra en la figura IV.12.

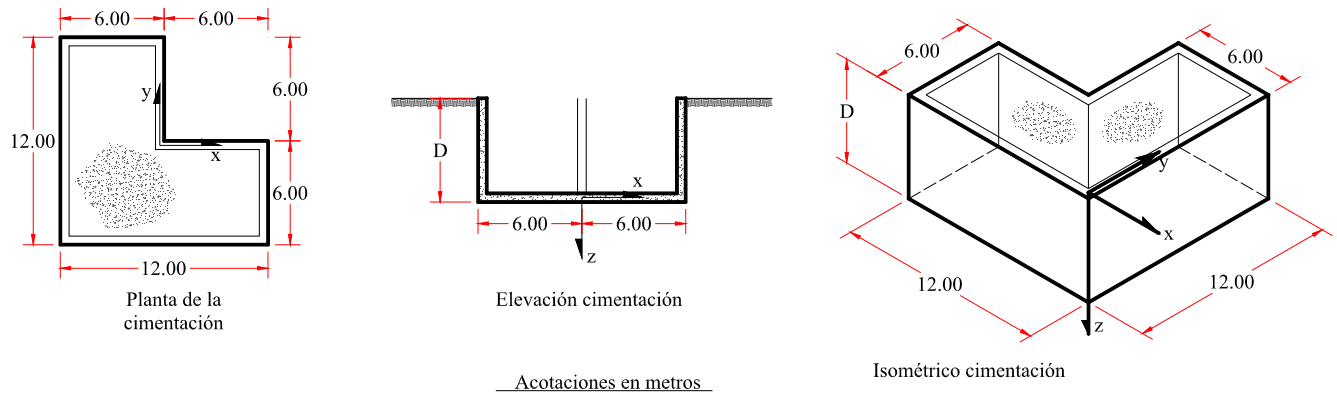


Figura IV.12. Geometría cimiento cuadrado en forma de “L”.

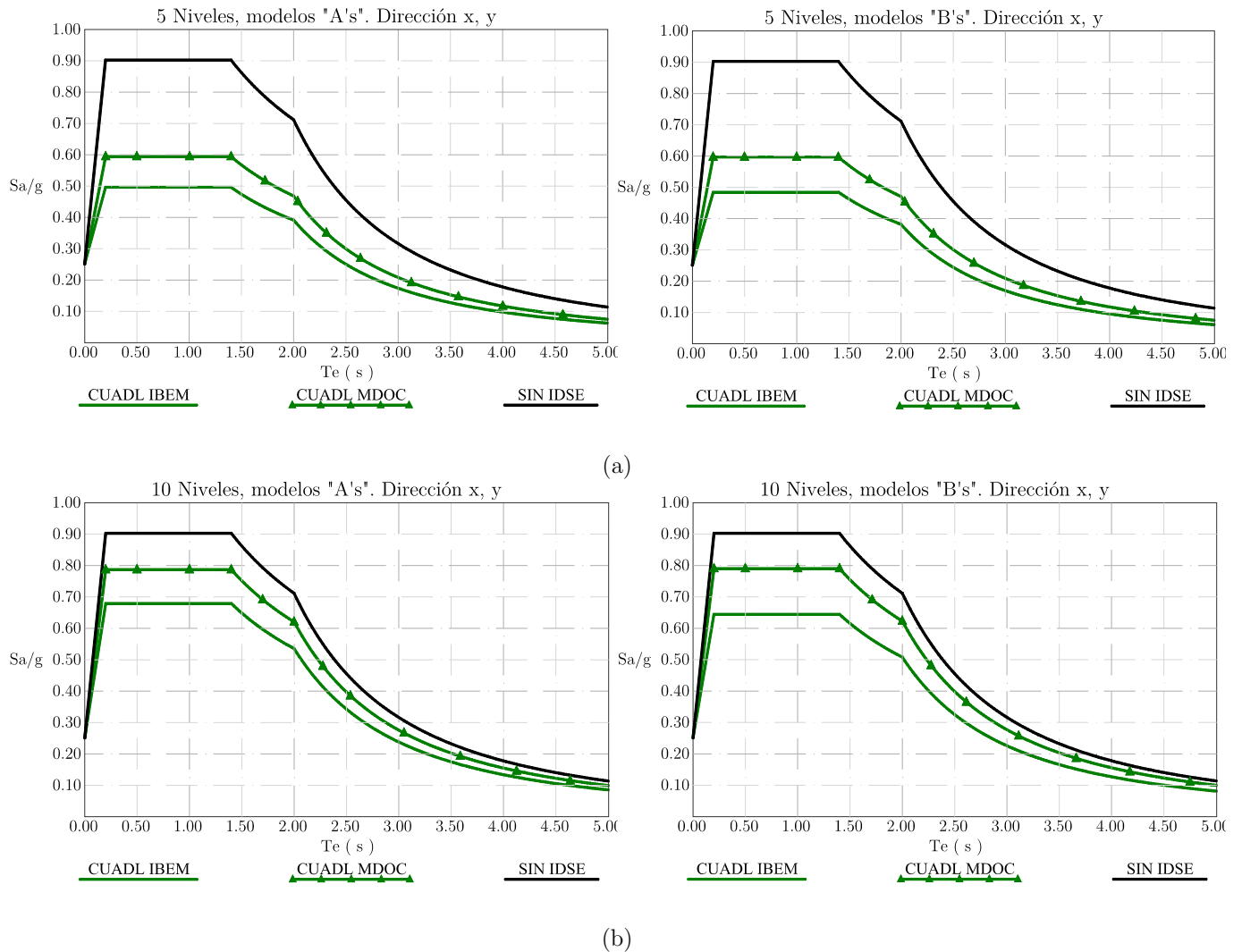
En la tabla IV.16. se muestra la geometría y profundidad de desplante del cimiento, según el número de niveles de los edificios.

Tabla IV.16. Geometría de la cimentación para edificios de 5, 10 y 15 niveles. (Cuadrados en “L” 12 x 12 metros).

IBEM			MDOC - DS -15				Clave
Modelo	Prof. Desplante (m)	Ancho (m)	Modelo	Prof. Desplante (m)	R _h (m)	R _r (m)	
Edificios de 5 niveles							
CUADLA	3.00	12.00	CUADLA	3.00	5.86	6.24	5CUADLA
CUADLB	6.00		CUADLB	6.00			5CUADLB
Edificios de 10 niveles							
CUADLA	6.00	12.00	CUADLA	6.00	5.86	6.24	10CUADLA
CUADLB	9.00		CUADLB	9.00			10CUADLB
Edificios de 15 niveles							
CUADLA	9.00	12.00	CUADLA	9.00	5.86	6.24	15CUADLA
CUADLB	12.00		CUADLB	12.00			15CUADLB

En la figura IV.13. se presentan los espectros de diseño sísmico considerando la IDSE, para los edificios de 5, 10 y 15 (figura IV.11) en las direcciones "x" e "y", obtenidos de acuerdo a lo establecido en el *MDOC – DS – 15*, las líneas verdes y verdes con triángulos corresponden a los espectros sobre la cimentación en forma de "L" y la circular equivalente, respectivamente, para los modelos "A's" (izquierda) y "B's" (derecha).

Espectros de diseño sísmico, edificios de 5, 10 y 15 niveles cuadrados en "L" de 12 x 12 metros.



Al igual que en los edificios estudiados anteriormente los edificios sobre el cimiento "real" no superan las aceleraciones espectrales de los edificios sobre el modelo circular equivalente, además por la simetría del edificio y de la cimentación los espectros de diseño sísmico considerando la IDSE son iguales para ambas direcciones de análisis.

En lo que respecta a los valores de las máximas aceleraciones espectrales se observa el mismo comportamiento a los anteriores, es decir, el periodo y el amortiguamiento efectivos son función ascendente y decreciente, respectivamente, conforme aumenta la altura de la estructura.

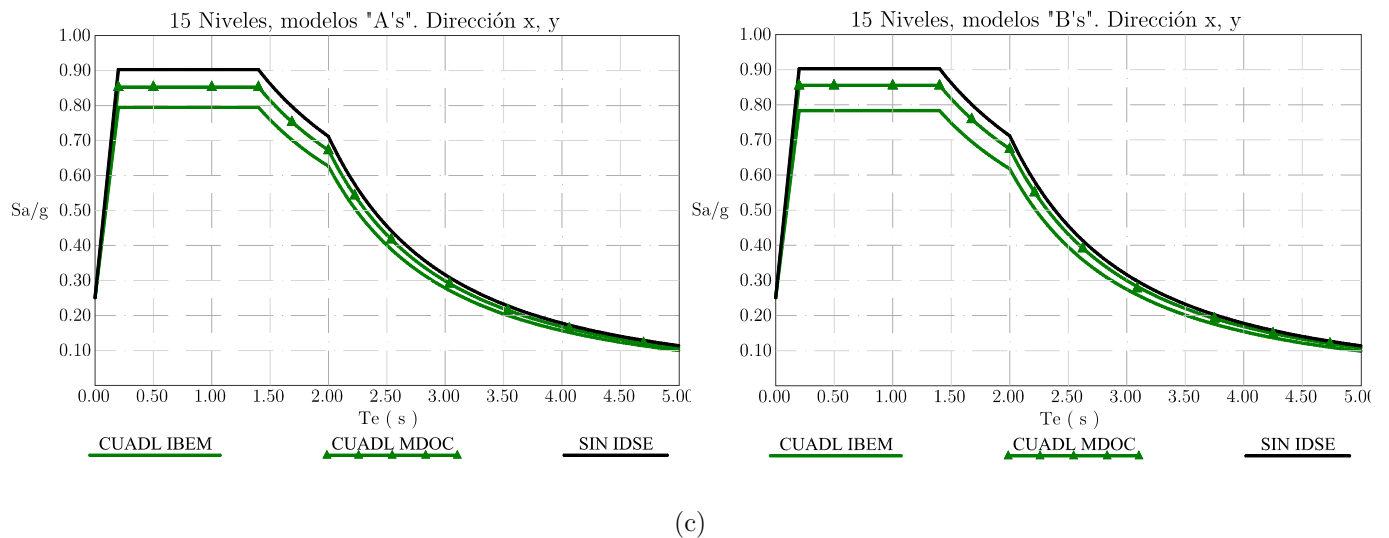


Figura IV.13. Espectros de diseño sísmico para edificios de 5,10 y 15 niveles, desplantados sobre cimiento cuadrado en forma de “L”.

En la tabla IV.17. se muestran los periodos y amortiguamientos efectivos del sistema suelo – estructura, en ésta se puede observar que para los modelos del *MDOC – DC – 15* el periodo y el amortiguamiento efectivos del sistema son función descendente a medida que aumenta la profundidad de desplante, mientras que para los edificios sobre el cimiento “real” sucede lo contrario, es decir, estos parámetros son función ascendente conforme la profundidad de desplante aumenta.

Tabla IV.17. Periodos y amortiguamientos efectivos, edificios de 5, 10 y 15 niveles (cuadrados en “L”, 12 x 12 metros).

Clave	Periodo efectivo (s)		Amortiguamiento efectivo		Periodo efectivo (s)		Amortiguamiento efectivo	
	IBEM				MDOC - DS -15			
	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y
Edificio de 5 niveles								
5CUADLA	0.669	0.669	18.89%	18.89%	0.610	0.610	12.66%	12.66%
5CUADLB	0.811	0.811	19.93%	19.93%	0.589	0.589	12.54%	12.54%
Edificio de 10 niveles								
10CUADLA	1.784	1.784	9.41%	9.41%	1.436	1.436	6.78%	6.78%
10CUADLB	1.959	1.959	10.57%	10.57%	1.366	1.366	6.72%	6.72%
Edificio de 15 niveles								
15CUADLA	3.194	3.194	7.86%	7.86%	2.334	2.334	5.79%	5.79%
15CUADLB	3.391	3.391	8.53%	8.53%	2.241	2.241	5.72%	5.72%

En la tabla IV.18. se muestra la máxima aceleración espectral a la que pueden estar sometidos los edificios cuadrados en forma de “L” y se puede ver que los sistemas suelo estructura con mayor porcentaje de amortiguamiento estarán sometidos a menores aceleraciones espectrales, es decir, la respuesta de éstos estará mayormente controlada por el amortiguamiento efectivo.

Tabla IV.18. Aceleración máxima espectral, c (cuadrado en “L” 12 x 12 metros.)

Clave	IBEM (g)		MDOC - DS - 15 (g)	
	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y
Edificio de 5 niveles				
5CUADLA	0.496	0.496	0.594	0.594
5CUADLB	0.484	0.484	0.597	0.597
Edificio de 10 niveles				
10CUADLA	0.679	0.679	0.787	0.787
10CUADLB	0.645	0.645	0.790	0.790
Edificio de 15 niveles				
15CUADLA	0.795	0.795	0.853	0.853
15CUADLB	0.783	0.783	0.855	0.855

IV.2.3.2. Espectros de diseño sísmico considerando IDSE, para edificios de 5, 10 y 15 niveles con planta en forma de “L” rectangular.

Se obtienen los espectros de diseño sísmico considerando la IDSE para edificios de 5, 10 y 15 niveles con planta rectangular en forma de “L”, como los que se muestran en la figura IV.14.

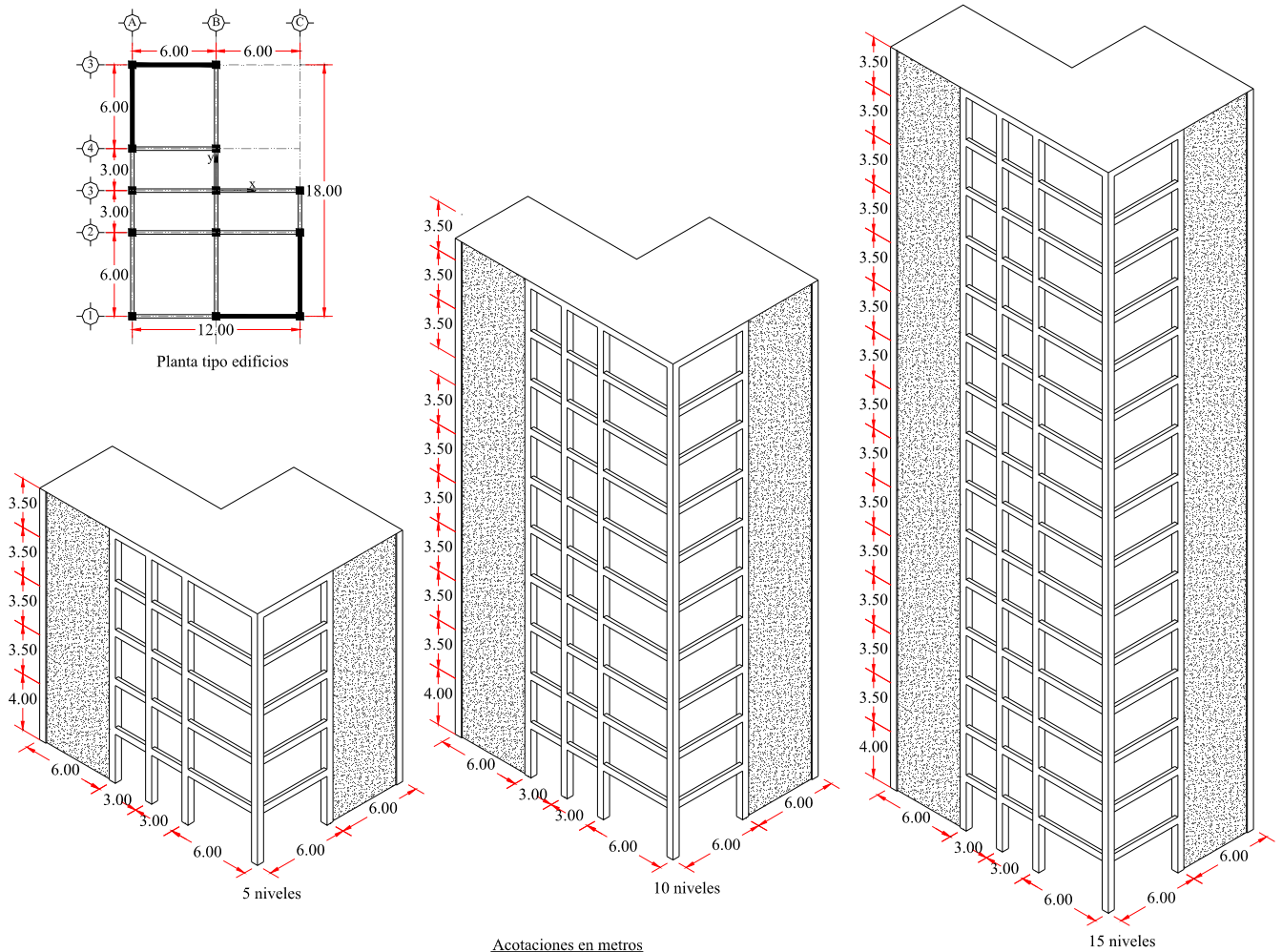


Figura IV.14. Planta tipo e isométrico de edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta rectangular en forma de “L”, 12 x 18 metros).

Las propiedades dinámicas de los edificios mostrados en la figura IV.14. se presentan en la tabla IV.19.

Tabla IV.19. Propiedades dinámicas de los edificios de 5, 10 y 15 niveles (planta en “L” 12 x 18 metros).

	Dirección x			Dirección y		
	5 niveles	10 niveles	15 niveles	5 niveles	10 niveles	15 niveles
Peso efectivo (ton)	580.07	1296.98	1942.22	580.07	1296.98	1942.22
Altura efectiva (m)	12.06	23.79	35.51	12.06	23.79	35.51
Periodo fundamental (s)	0.291	0.787	1.449	0.291	0.787	1.449
Amortiguamiento estructural	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%	5.00%

IV.2.3.3. Cimentación rectangular en forma de “L”.

Con el fin de observar la variación del espectro de diseño sísmico considerando la IDSE, los edificios de la figura IV.14. son desplantados sobre los cimientos que se muestran en la figura IV.15., variando la profundidad de desplante de la cimentación.

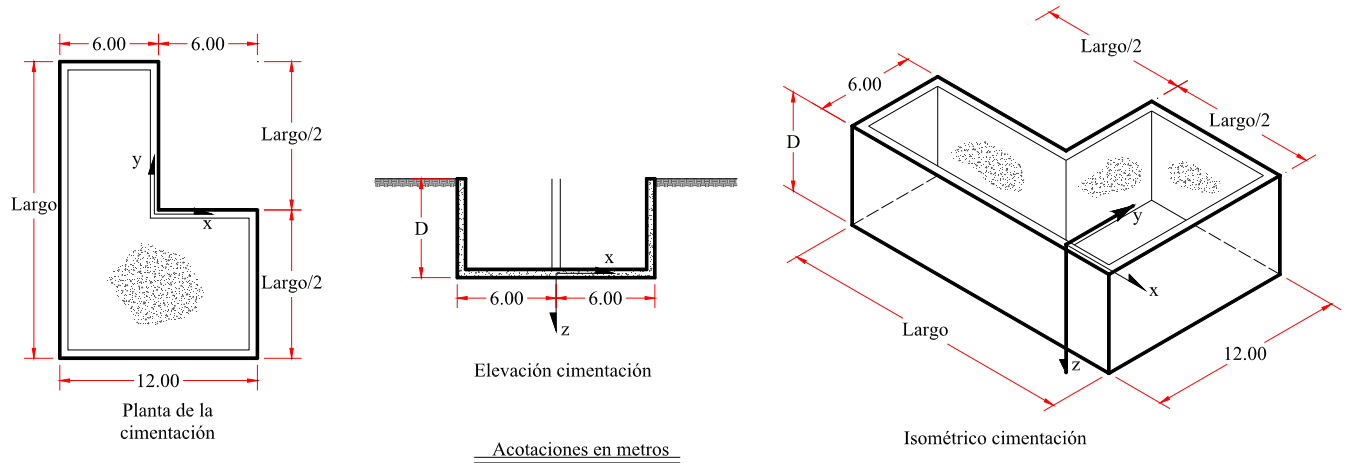


Figura IV.15. Geometría cimiento rectangular en forma de “L” (12 x 18 metros).

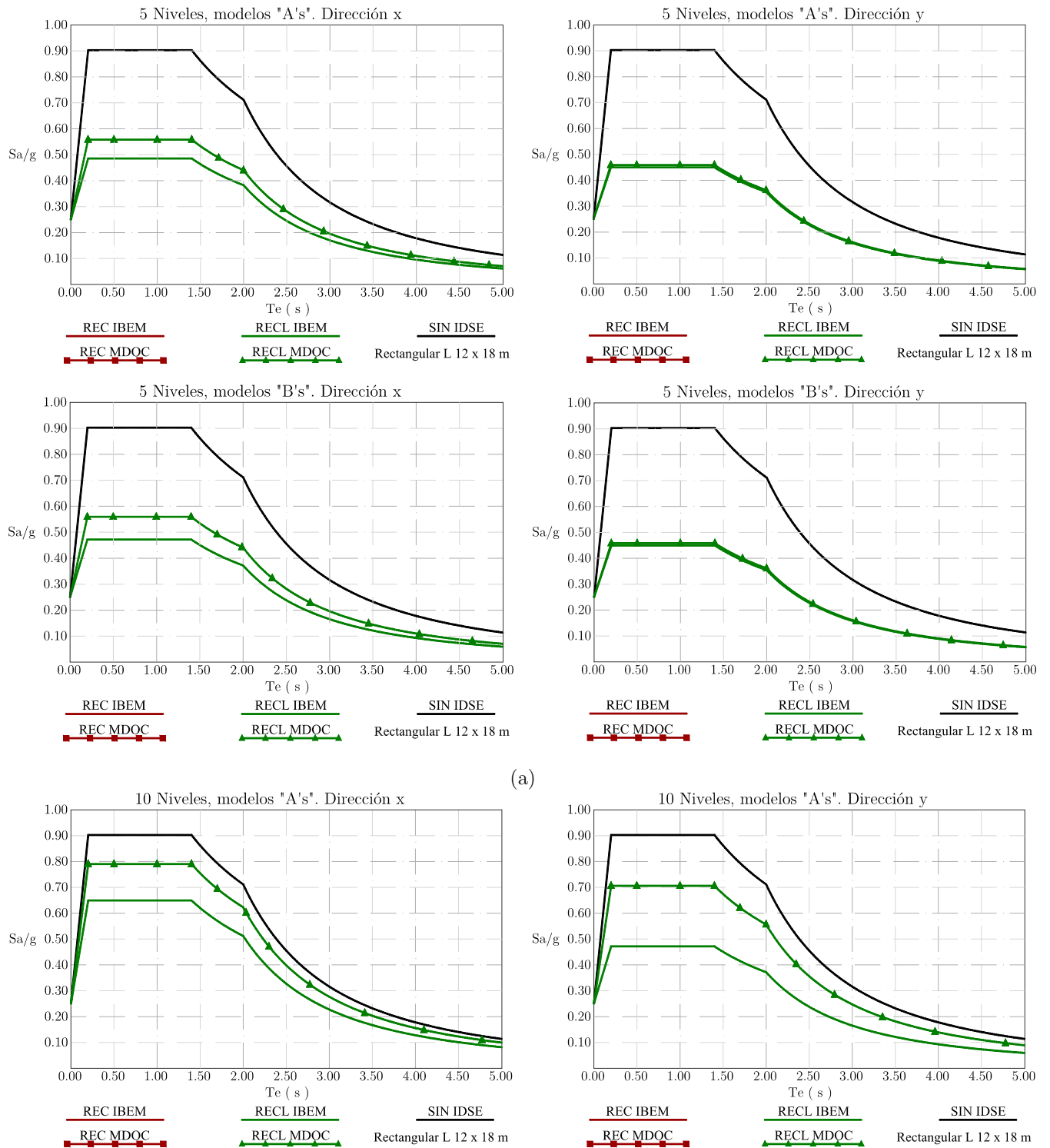
En la tabla IV.20. se puede ver la geometría y la variación de la profundidad de desplante del cimiento según el número de niveles de los edificios.

Tabla IV.20. Geometría de la cimentación para edificios de 5, 10 y 15 niveles (Rectangulares en “L” 12 x 18 metros).

IBEM				MDOC - DS - 15					
Modelo	Prof. Desplante (m)	Ancho (m)	Largo (m)	Edificio de 5 niveles					Clave
				Modelo	Prof. Desplante (m)	R _h (m)	R _{rx} (m)	R _{ry} (m)	
RECLA	3.00	12.00	18.00	RECLA	3.00	7.18	6.90	8.45	5RECA
RECLB	6.00	12.00	18.00	RECLB	6.00	7.18	6.90	8.45	5RECB
Modelo	Prof. Desplante (m)	Ancho (m)	Largo (m)	Edificio de 10 niveles					Clave
				Modelo	Prof. Desplante (m)	R _h (m)	R _{rx} (m)	R _{ry} (m)	
RECLA	6.00	12.00	18.00	RECLA	6.00	7.18	6.90	8.45	10RECA
RECLB	9.00	12.00	18.00	RECLB	9.00	7.18	6.90	8.45	10RECB
Modelo	Prof. Desplante (m)	Ancho (m)	Largo (m)	Edificio de 15 niveles					Clave
				Modelo	Prof. Desplante (m)	R _h (m)	R _{rx} (m)	R _{ry} (m)	
RECLA	9.00	12.00	18.00	RECLA	9.00	7.18	6.90	8.45	15RECA
RECLB	12.00	12.00	18.00	RECLB	12.00	7.18	6.90	8.45	15RECB

En la figura IV.16. se pueden ver los espectros de diseño sísmico para las direcciones "x" (izquierda) e "y" (derecha) tomando en cuenta los efectos de IDSE para edificios de 5, 10 y 15 niveles, determinados de acuerdo al MDOC - DS - 15. las líneas verdes y verdes con triángulos corresponden a los espectros sobre la cimentación en forma de “L” y la circular equivalente correspondiente, respectivamente.

Espectros de diseño sísmico, edificios de 5, 10 y 15 niveles rectangulares en “L” de 12 x 18 metros.



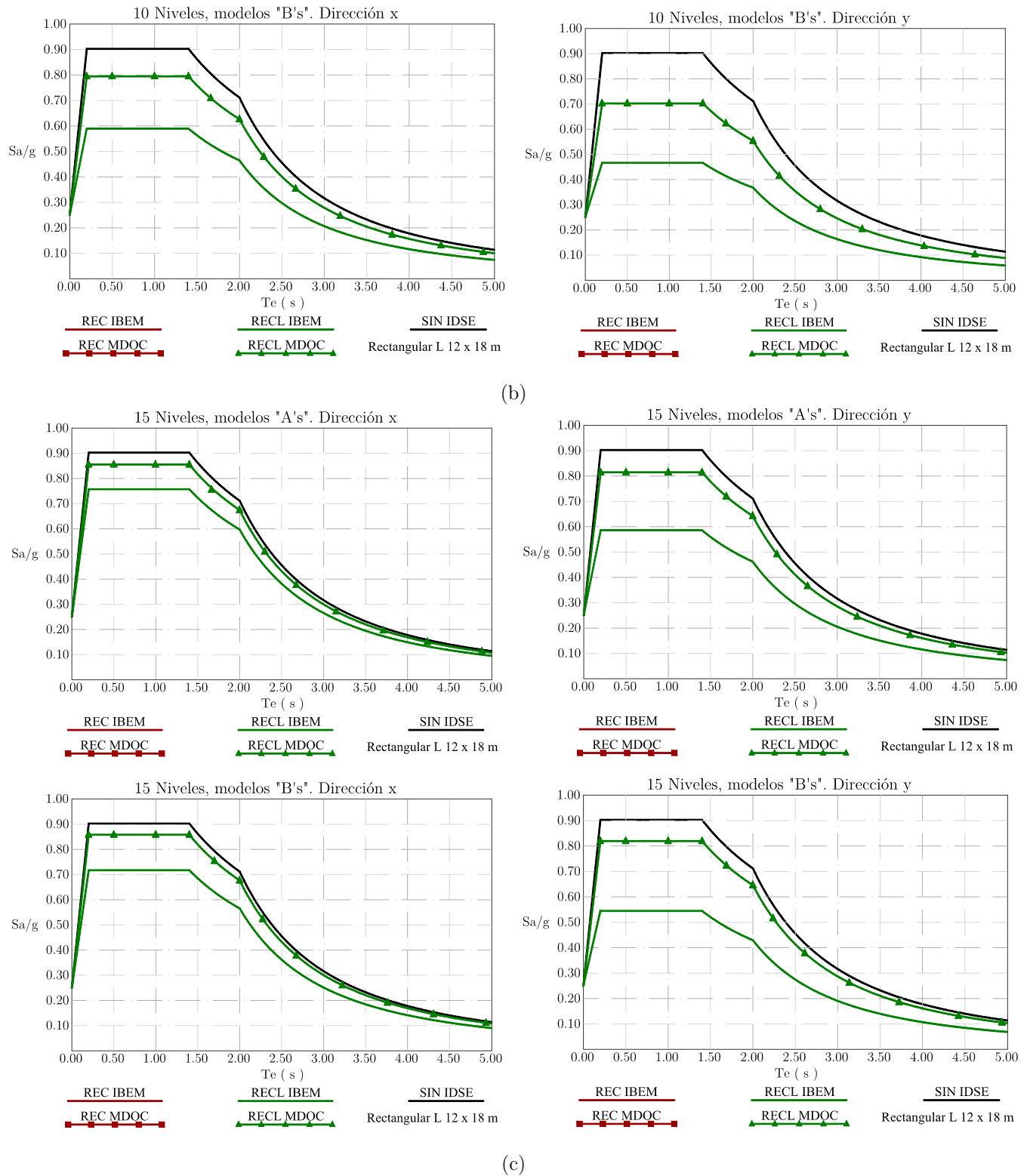


Figura IV.16. Espectros de diseño sísmicos para edificios de 5 (a), 10 (b) y 15 (c) niveles, desplantados sobre cimentación rectangular en forma de “L”.

Al igual que en los edificios estudiados anteriormente, el comportamiento de los sistemas suelo estructura analizados en esta sección es el mismo en lo que respecta al alargamiento del periodo, y al decremento del amortiguamiento del sistema conforme aumenta la altura de la estructura.

Si se observan los espectros de diseño sísmico de la figura IV.16., en especial los correspondientes a los edificios de 5 niveles, en los modelos “A’s y B’s” en la dirección “y”, se puede ver que las aceleraciones espectrales son las mismas utilizando el modelo de cimentación circular equivalente o el modelo de cimentación “real”, esto se debe a que las frecuencias en vibración lateral y vertical del estrato, y la del sistema suelo – estructura en ambos modelos (circular equivalente y “real”) son muy similares.

En la tabla IV.21. se muestran los periodos y amortiguamientos efectivos del sistema suelo – estructura y particularmente se puede observar que en los edificios de 5 niveles los amortiguamientos efectivos son muy parecidos, por lo ya descrito en el párrafo anterior, sin embargo, comparando este mismo parámetro en los edificios de 10 y 15 niveles desplantados sobre ambos modelos (cimentación “real” y equivalente) se observan mayores diferencias, que principalmente se deben a la influencia que tiene la profundidad de desplante de la cimentación en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos, recordando que las expresiones expuestas en el *MDOC – DS – 15* para el cálculo de éstos coeficientes corresponden a cimientos superficiales sobre un semiespacio, cuando la frecuencia de vibrar del sistema en traslación y cabeceo, es mayor a la frecuencia en vibración lateral y vertical de estrato, respectivamente, tal como ha sucedido en los modelos que se han estudiado.

Tabla IV.21. Periodos y amortiguamientos efectivos, edificios de 5, 10 y 15 niveles (rectangulares en “L”, 12 x 18 metros).

Clave	Periodo efectivo (s)		Amortiguamiento efectivo		Periodo efectivo (s)		Amortiguamiento efectivo	
	IBEM				MDOC - DS -15			
	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y
Edificio de 5 niveles								
5RECLA	0.776	0.501	19.86%	23.46%	0.654	0.546	14.55%	22.46%
5RECLB	0.869	0.520	21.13%	23.56%	0.632	0.531	14.48%	22.57%
Edificio de 10 niveles								
10RECLA	1.664	0.952	10.40%	21.13%	1.455	1.129	6.72%	8.63%
10RECLB	1.620	0.991	12.89%	21.67%	1.394	1.082	6.64%	8.73%
Edificio de 15 niveles								
15RECLA	2.581	1.498	8.28%	13.06%	2.347	1.816	5.75%	6.28%
15RECLB	2.469	1.604	9.40%	15.36%	2.262	1.749	5.68%	6.20%

A pesar de que existen diferencias en los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos entre los calculados con el *IBEM* y el *MDOC – DS – 15* y tomando como base los edificios de 5 niveles cuando se realiza el análisis en la dirección “y”, un parámetro importante y que define los niveles de amortiguamiento, es la profundidad relativa de desplante, ($\bar{d} = D / a$), donde éste parámetro es prácticamente igual en ambos modelos de cimentación e influye directamente en los porcentajes de amortiguamiento de los sistemas suelo – cimentación – estructura.

En la tabla IV.22. se puede ver el valor de la máxima aceleración espectral a la que pueden estar sometidos los edificios rectangulares en forma de “L”.

Tabla IV.22. Aceleración máxima espectral, c (rectangular en “L” 12 x 18 metros).

Clave	IBEM (g)		MDOC - DS -15 (g)	
	Dirección x	Dirección y	Dirección x	Dirección y
Edificio de 5 niveles				
5RECLA	0.485	0.450	0.558	0.459
5RECLB	0.472	0.449	0.559	0.458
Edificio de 10 niveles				
10RECLA	0.649	0.472	0.790	0.706
10RECLB	0.589	0.467	0.795	0.703
Edificio de 15 niveles				
15RECLA	0.757	0.586	0.855	0.815
15RECLB	0.717	0.545	0.858	0.819

IV.3. INFLUENCIA DE LA RELACIÓN DE ASPECTO EN EL ESPECTRO DE DISEÑO SÍSMICO

Una forma de estudiar la forma en la que influye la relación de aspecto (L/B) del cimiento en el espectro de diseño sísmico considerando la IDSE, es observando la máxima aceleración espectral de éstos. Para estudiarlo se tomaron las propiedades dinámicas del estrato de suelo (tabla IV.1.), de los edificios de 5 niveles y en la geometría correspondiente su planta arquitectónica, se fue variando el largo, como se muestra en la tabla IV.23. Se consideraron los edificios de 5 niveles porque es donde se han visto mayormente reflejados los efectos de la IDSE a lo largo de este trabajo.

Se toman como base los modelos “B’s” de cimentación, es decir, todos se encuentran desplantados a la misma profundidad de 6.0 metros.

Tabla IV.23. Variación de la relación de aspecto.

Ancho, B (m)	Largo, L (m)	L/B
12.00	12.00	1.00
12.00	18.00	1.50
12.00	24.00	2.00
12.00	30.00	2.50

En la tabla IV.24. y figura IV.17. se muestra la variación de la aceleración máxima espectral para edificios de 5 niveles, desplantados sobre un cimiento rectangular y el circular equivalente correspondiente, al aumentar la relación de aspecto (L/B).

Tabla IV.24. Variación de la aceleración máxima espectral, c .

L/B	IBEM	MDOC - DS - 15
	c (g)	c (g)
1.00	0.622	0.719
1.50	0.642	0.621
2.00	0.697	0.572
2.50	0.840	0.557

Se puede observar que la aceleración máxima espectral a la que pueden estar sometidos los edificios sobre el cimiento “real” tienden a aumentar con respecto a la relación de aspecto, este aumento se debe a que:

- 1) La frecuencia del sistema suelo – estructura es menor a la frecuencia fundamental del estrato.
- 2) El amortiguamiento geométrico (por radiación de ondas) puede no ser activado y, por lo tanto, los valores del coeficiente de amortiguamiento son menores.

En lo que respecta a las máximas aceleraciones espectrales para los edificios sobre el cimiento circular equivalente (*MDOC – DS – 15*), se observa que éstas son función decreciente del parámetro L/B , en este caso, las frecuencias del sistema suelo – estructura son mayores a la frecuencias resonantes del estrato, por lo que los coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos corresponden a la solución de un cimiento circular sobre un semiespacio, por lo que, la diferencia en las máximas aceleraciones espectrales, entre los modelos sobre el cimiento “real” y el circular equivalente viene más bien dada por la expresión II.39 del presente trabajo, es decir, el incremento en los amortiguamientos en los modos de traslación (ζ_n) y cabeceo (ζ_r), resultan en un decremento del amortiguamiento efectivo del sistema.

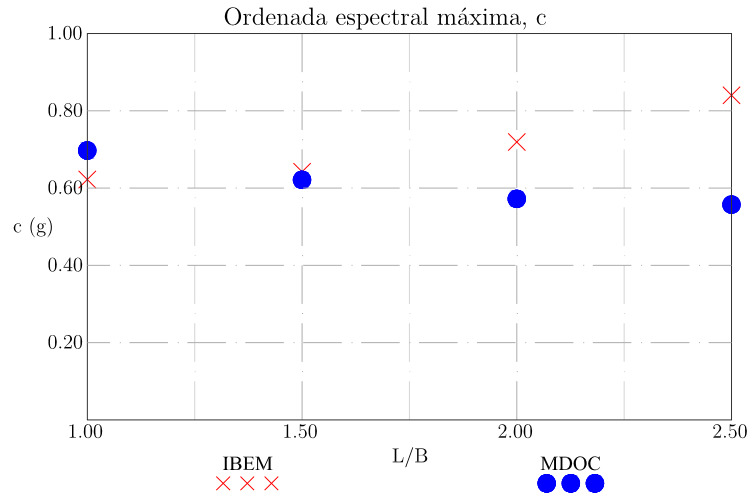


Figura IV.17. Variación de la aceleración máxima espectral, c , según L/B .

IV.4. CONCLUSIÓN DEL CAPÍTULO

Se determinaron los espectros de diseño sísmico para edificios de 5, 10 y 15 niveles de planta cuadrada, cuadrada en forma de “L”, rectangular y rectangular en forma de “L”, desplantados sobre cajones de cimentación con la misma planta geométrica que el edificio, variando la profundidad de desplante y se compararon para los mismos edificios, desplantados sobre sus respectivos cimientos circulares equivalentes.

Los espectros obtenidos utilizando el modelo de cimentación circular equivalente (*MDOC – DS – 15*) se encuentran por el lado de la seguridad, debido a que, en ninguno de los modelos estudiados se superó la máxima aceleración espectral al utilizar el modelo real de la cimentación, sin embargo, es necesario realizar más estudios donde en el análisis de IDSE se involucre la relación de aspecto del cimiento (L/B), un primer acercamiento se realizó en la sección IV.3 del presente trabajo, donde se obtuvo la variación de la máxima aceleración cuando ésta varía, y se observó que para relaciones $L/B < 1.50$ el cimiento circular equivalente, y utilizando lo expuesto en el *MDOC – DS – 15* para determinar el espectro de diseño sísmico es válido.

La principal diferencia en los amortiguamientos efectivos del sistema para ambos modelos (estructura sobre cimiento “real” o circular equivalente), se debe a que los coeficientes de amortiguamiento del *MDOC – DS – 15* corresponden a un cimiento circular sobre un semiespacio, siempre y cuando la frecuencia del sistema sea mayor a la frecuencia resonante del estrato, de lo contrario se utilizan las aproximaciones para un rango de bajas frecuencias, entendiéndose por éstas, cuando el sistema tiene una frecuencia menor a la primer frecuencia resonante del estrato en el modo de vibrar (traslacional, vertical) de interés y físicamente representa que el amortiguamiento geométrico (por radiación de ondas) sea o no activado.

Para los edificios sobre el modelo “real” de la cimentación en general se observa que el amortiguamiento efectivo del sistema es función creciente de la profundidad de desplante, y a pesar de que los coeficientes de amortiguamiento aumentan respecto a la frecuencia y profundidad de desplante, en los modelos estudiados el amortiguamiento efectivo del sistema decrece conforme aumenta la altura de la estructura, esto se debe a que conforme este parámetro crece, la frecuencia del sistema es menor, es decir, el periodo efectivo aumenta y por lo tanto los coeficientes de amortiguamiento pueden ser menores.

En lo que respecta a la geometría del cimiento, el efecto del desnivel en la cimentación resulta ser favorable porque disminuye las aceleraciones espectrales del sistema, debido a que se genera un “atrapamiento” de ondas en esta zona (desnivel), lo que resultó en un incremento del amortiguamiento en los modelos estudiados. El atrapamiento de las ondas puede explicarse más fácilmente utilizando la figura IV.18., donde se puede ver que cuando la cimentación cabecea (izquierda) se generan ondas P y S en el desnivel, donde pueden quedar “atrapadas”, lo mismo sucede cuando la cimentación vibra horizontalmente (derecha).

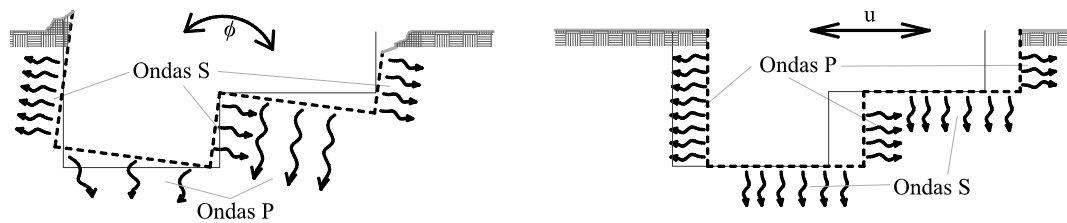


Figura IV.18. Ondas generadas por cabeceo (izquierda) y vibración horizontal (derecha) de la cimentación, vista en elevación.

Es difícil hacer una comparación directa entre los edificios con planta cuadrada o rectangular con el correspondiente cuadrado o rectangular en forma de “L”, porque éstos últimos fueron rigidizados con muros en los extremos, con el fin de evitar que su modo fundamental fuera en torsión y así poder aplicar lo expuesto en el *MDOC - DS - 15*, sin embargo, haciendo la comparación entre ellos el comportamiento es el mismo a los demás ejemplos analizados, es decir, el periodo y el amortiguamiento efectivo son función creciente de la profundidad de desplante.

Capítulo V

MOVIMIENTOS EFECTIVOS DE LA CIMENTACIÓN

V.1. INTRODUCCIÓN DEL CAPÍTULO

En la sección IV.3. del presente trabajo se estudió la influencia que tiene la relación de aspecto (L/B), de una estructura desplantada sobre un cimiento rectangular y uno circular equivalente, en la máxima aceleración espectral a la que éste puede estar sujeto, para el primero se obtuvo que la aceleración es función creciente de este parámetro mientras que para el circular equivalente es función decreciente, es por eso que en este capítulo se hace un análisis de interacción cinemática y se obtienen los movimientos efectivos de una cimentación cuadrada cuando varía el largo de ésta, para conocer si el movimiento del cimiento resulta en una amplificación o atenuación con respecto al movimiento de campo libre.

Para obtener los movimientos efectivos se somete al cimiento a ondas tipo SH con ángulos de incidencia vertical y oblicua, debido a que este tipo de onda puede generar torsiones que conjuntamente con el ángulo de incidencia influyen en la modificación del movimiento del cimiento. Para calcularlos se utiliza el método aproximado propuesto por *Iguchi (1982)*.

Cuando una cimentación es desplantada sobre un estrato de suelo y se somete a un frente ondas que se propaga por el medio, al chocar con la cimentación supuesta infinitamente rígida provocará que la onda se refleje, es decir, que cuando la onda incidente llegue a la base de la cimentación cambie de dirección y viaje en sentido contrario (onda reflejada), conservando el ángulo con el que incidió con respecto a un eje coordenado (ver figura V.1.).

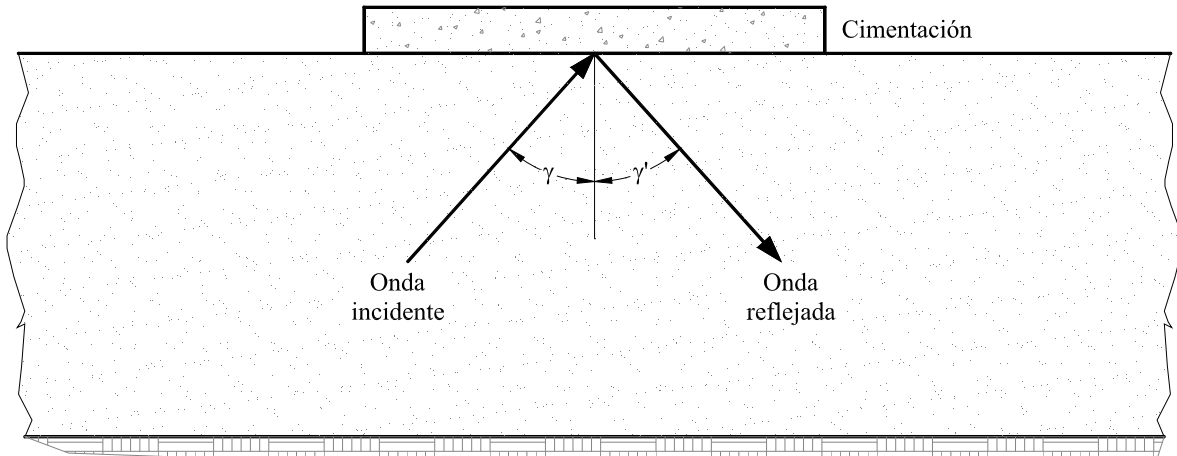


Figura V.1. Onda incidente (γ) y reflejada (γ').

Por otro lado, cuando el cimienta se desplanta a una cierta profundidad de sobre el estrato de suelo y se somete de igual forma a un frente de onda, al chocar con la cimentación, se genera una reflexión y una zona de difracción de ondas (figura V.2.), que van a provocar que la cimentación gire porque su alta rigidez en comparación con la del suelo no le permite ajustarse a las deformaciones de éste.

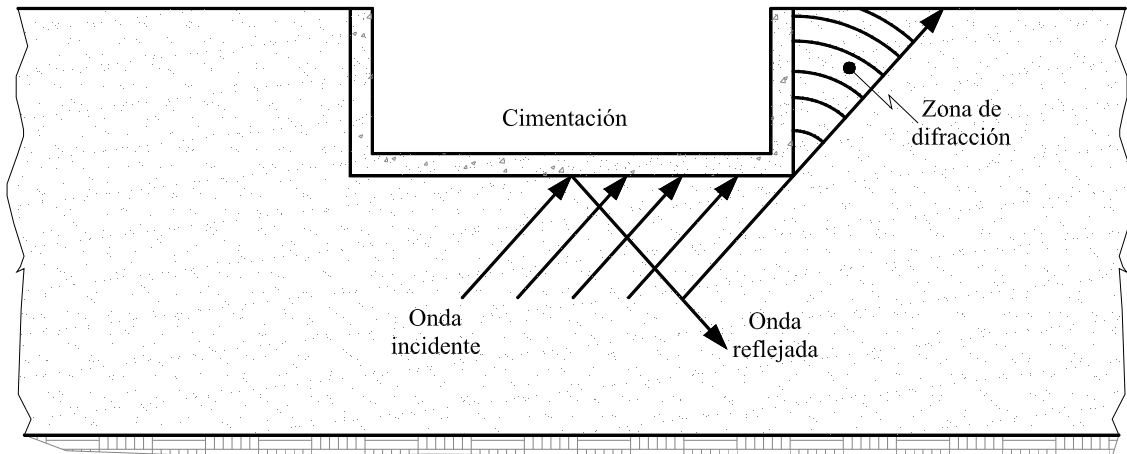


Figura V.2. Fenómeno de difracción de ondas por la presencia de la cimentación

Para la determinación de la excitación efectiva de la cimentación, se utiliza el modelo que se muestra en la figura V.3., los movimientos (desplazamientos y rotaciones) se obtienen respecto al punto (x_0, y_0, z_0) , para ondas tipo SH, con ángulos de incidencia (γ) vertical y oblicuo, el azimut (φ) se supone de 0° .

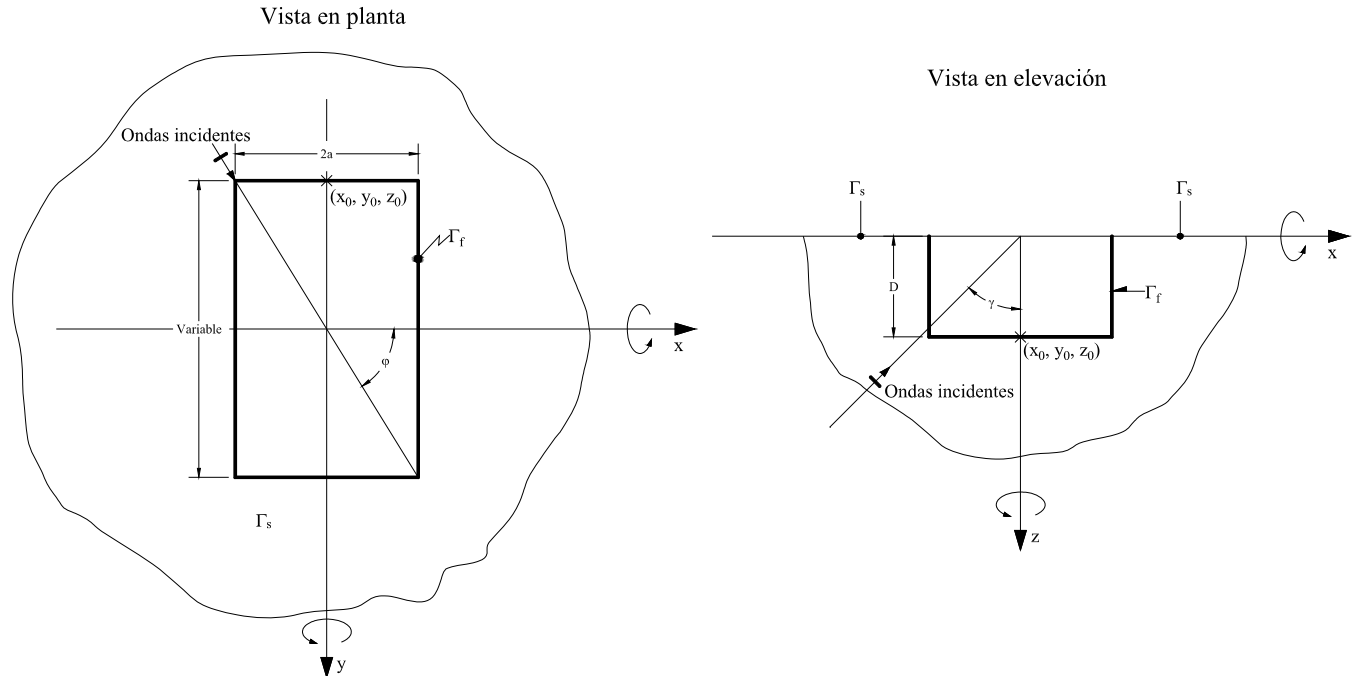


Figura V.3. Modelo utilizado para la determinación de los movimientos efectivos en el cimientó.

Con el fin de observar la variación de la excitación efectiva de la cimentación, se varía la longitud (L) y se mantienen el ancho (B) y la profundidad de desplante (D) constante, se somete a ondas tipo SH con un ángulo de incidencia de 0.00 y 45.00 grados, con azimut (φ) de 0.00° , (ver Tabla V.1).

Tabla V.1. Geometría de la cimentación, ángulo de incidencia y azimut de ondas tipo SH

L/B	D/a	γ ($^\circ$)	φ ($^\circ$)
1.00			
1.50			
2.00	1.00	0.00 y	0.00
2.50		45.00	
5.00			

En la figura V.4. se grafican los movimientos efectivos normalizados con respecto al estático ($\eta \approx 0$), en traslación (izquierda) y cabeceo (derecha), sobre los ejes "y" y "x", respectivamente, para cimentaciones con relaciones profundidad de desplante – semiancho ($D/a = 1.00$) y relaciones de aspecto (L/B) con valores de 1.00, 1.50, 2.00, 2.50 y 5.00, correspondientes a las líneas negra, roja, azul, morada y naranja, respectivamente, para ondas tipo SH que incidieren verticalmente (a) y a 45.00 grados (b).

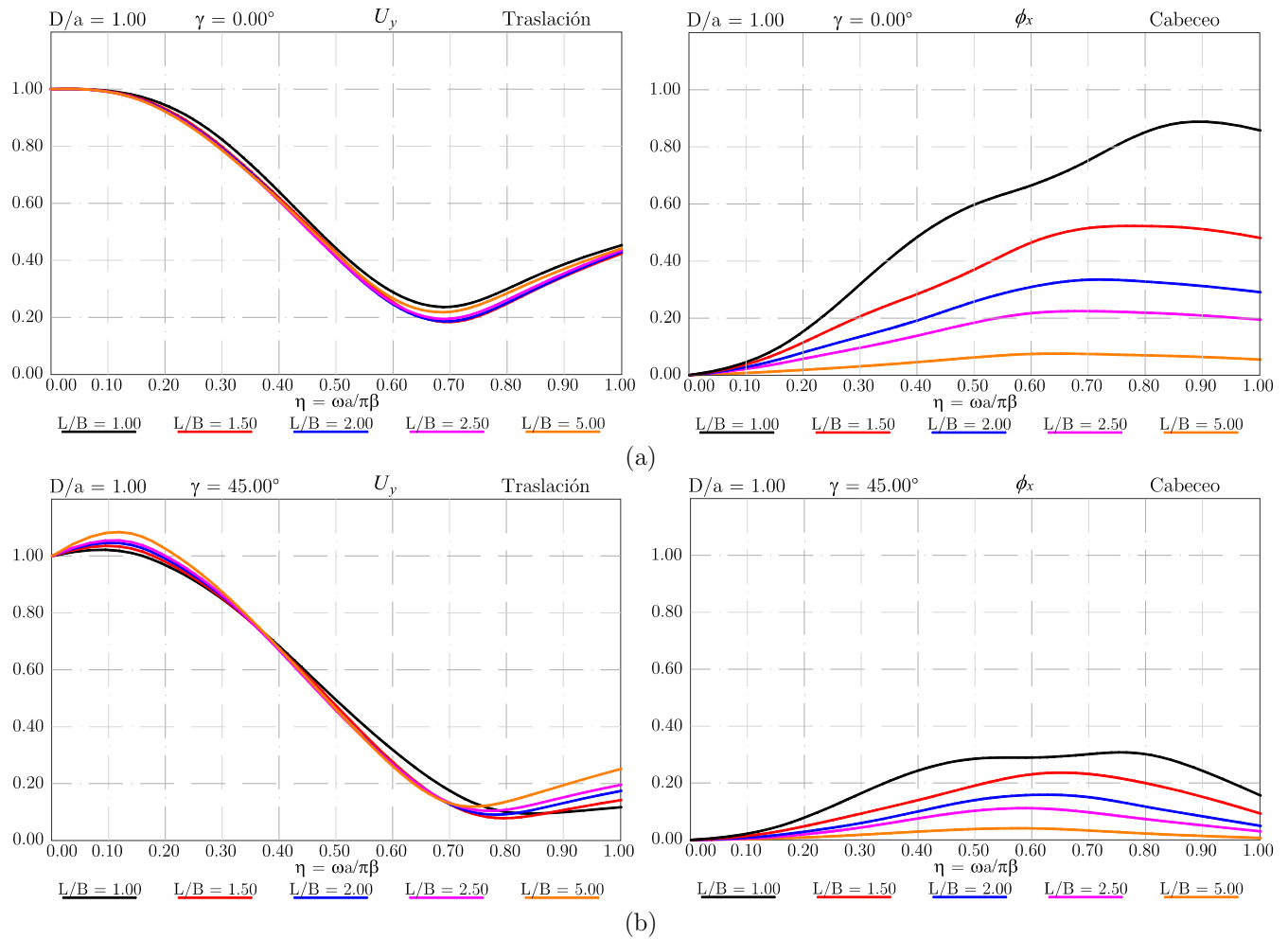


Figura V.4. Movimientos efectivos para cimientos con relaciones $D/a = 1.00$ para ondas tipo SH que inciden verticalmente (a) y a 45.00° (b).

En la figura V.4. se observa claramente el filtrado de la excitación sísmica, es decir, reducción de las componentes de traslación y generación de cabeceo conforme aumenta la frecuencia, con respecto a la relación de aspecto (L/B) se puede ver que las traslaciones son prácticamente insensibles a éste parámetro y las pequeñas diferencias que se observan se deben al área de contacto del cimiento con el suelo, sin embargo los giros si son sensibles a este y se puede ver que las menores amplitudes se presentan cuando la relación de aspecto aumenta, esto se debe principalmente al momento de inercia de la cimentación ya que el movimiento es de cuerpo rígido.

Se observa que conforme el ángulo de incidencia aumenta los cabeceos disminuyen, debido a que la onda no choca completamente con la base de la cimentación si no que también con las paredes de ésta y las interferencias entre las ondas incidentes, reflejadas y difractadas generan una disminución en el cabeceo del cimiento, contrario a lo que sucede en las traslaciones donde esta interferencia provoca un aumento en las amplitudes para frecuencias que oscilan alrededor de 0.10 a 0.20.

Conforme la relación L/B aumenta la mayor parte de la energía transmitida por la onda a la cimentación se traducen en traslaciones, además que su rigidez al cabeceo aumenta conforme a este parámetro.

a la cimentación y al ser los cabeceos muy pequeños, la mayor parte de ésta se trasforma en traslaciones.

En la figura V.5. se muestran los movimientos efectivos normalizados con respecto al estático ($\eta \approx 0$), en traslación (izquierda) y cabeceo (derecha), sobre los ejes "y" y "x", respectivamente, para cimentaciones con relaciones profundidad de desplante – semiancho ($D/a = 2.00$) y relaciones de aspecto (L/B) con valores de 1.00, 1.50, 2.00, 2.50 y 5.00, correspondientes a las líneas negra, roja, azul, morada y naranja, respectivamente, para ondas tipo SH que inciden verticalmente (a) y a 45.00 grados (b).

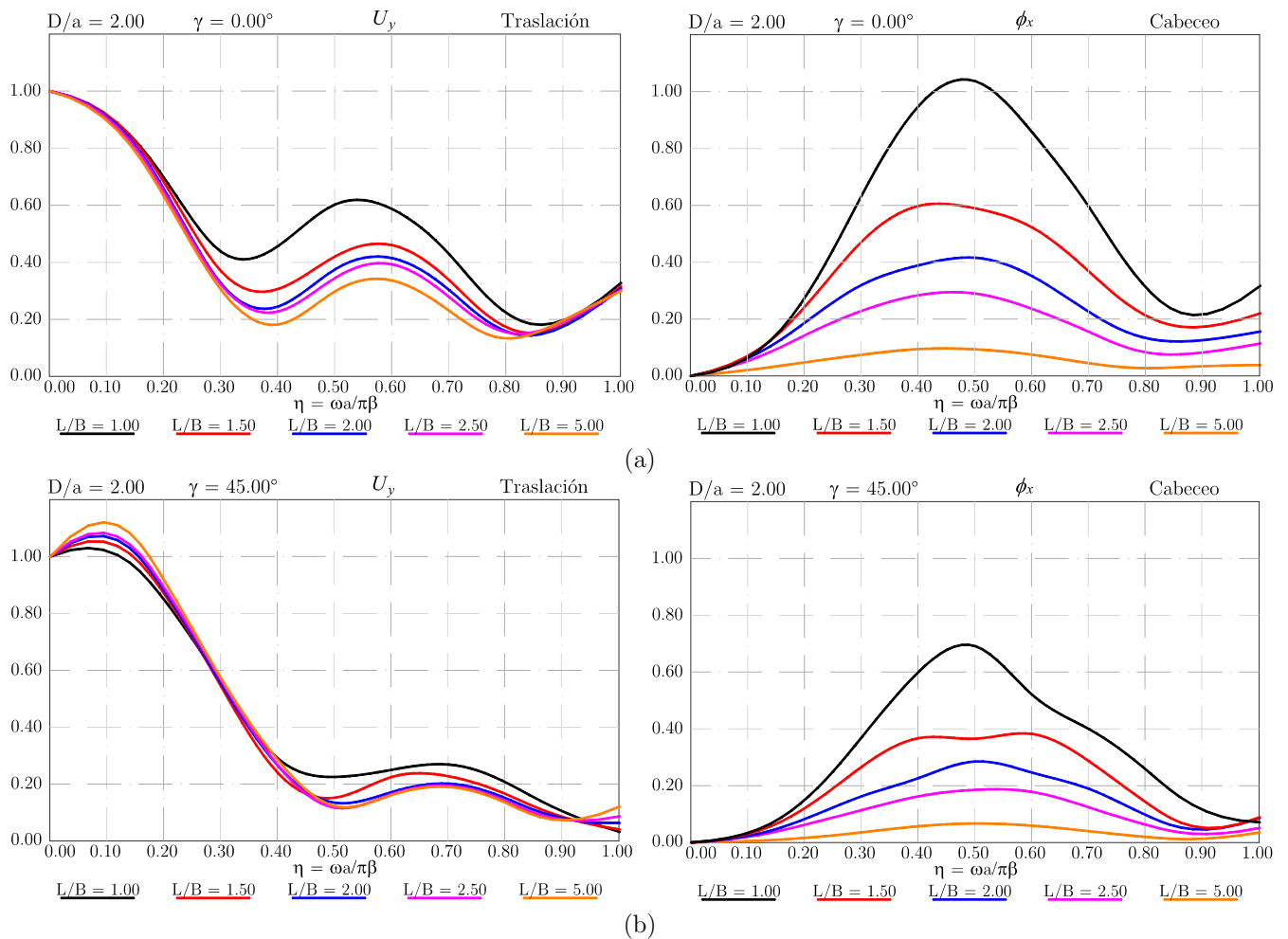


Figura V.5. Movimientos efectivos para cimientos con relaciones $D/a = 2.00$ para ondas tipo SH que inciden verticalmente (a) y a 45.00° (b).

También aquí se aprecia la reducción de las componentes de traslación y la generación de cabeceo para ondas que inciden verticalmente.

Con base en los resultados mostrados en las figuras V.4. y V.5. se concluye que las traslaciones y los cabeceos son función creciente de la relación D/a , esto porque la zona de difracción que se genera es mayor.

Los cabeceos son función decreciente de la relación de aspecto (L/B), debido a que conforme la longitud del cimiento aumenta el momento de inercia es mayor, por lo que tiende a rotar menos.

En la figura V.6. se grafican los movimientos efectivos normalizados con respecto al estático ($\eta \approx 0$), en torsión, para relaciones D/a de 1.00 (a) y 2.00 (b), para ondas tipo SH con ángulo de incidencia vertical (izquierda) y a 45.00° (derecha).

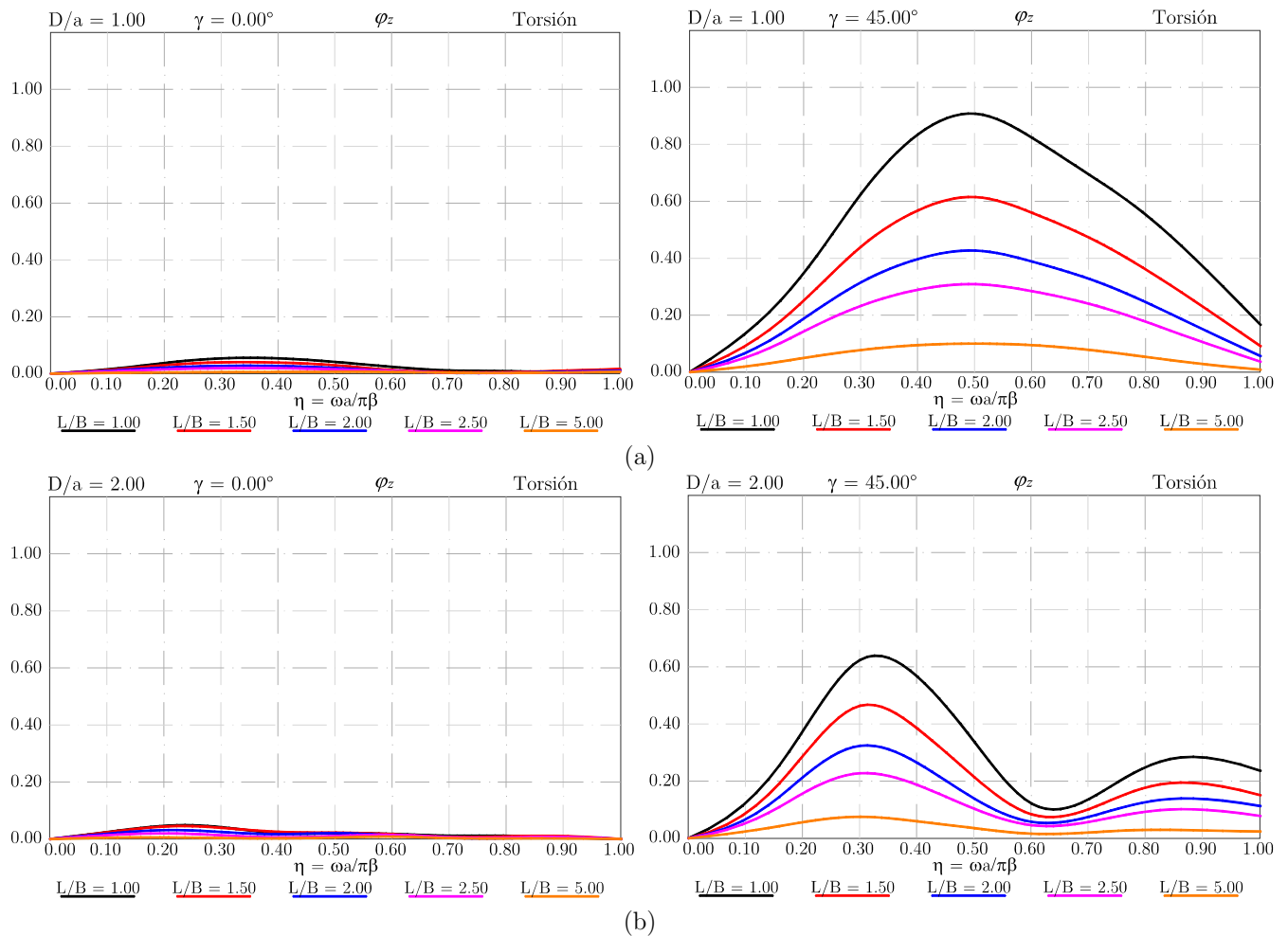


Figura V.6. Movimientos efectivos para cimientos con relaciones $D/a = 1.00$ (a) y $D/a = 2.00$, para ondas tipo SH que inciden verticalmente (izquierda) y a 45.00° (derecha).

En la figura V.6. se observa que para ondas tipo SH con ángulo de incidencia 45 grados (derecha) las amplitudes de las torsiones, decrecen conforme la relación de aspecto y la profundidad de desplante aumentan, principalmente debido a que la rigidez del cimiento aumenta con estos dos parámetros. Como era de esperarse, para ondas de cortante que inciden verticalmente no causan efectos de torsión en la cimentación.

V.2. CONCLUSIÓN DE CAPÍTULO

En general para los cimientos estudiados se observa que los cabeceos en la cimentación tienden a aumentar con la profundidad de desplante debido a la difracción de ondas por la presencia de la cimentación y a la interferencia de las ondas incidentes, reflejadas y difractadas.

Se analizaron cimientos con relaciones de aspecto de 1.00, 1.50, 2.00, 2.50 y 5.00, con el fin de observar la respuesta dinámica del cimiento y se obtuvo que las amplitudes son función decreciente de este parámetro en cabeceo y torsión, tanto para las ondas de cortante que inciden verticalmente como para las oblicuas.

La energía que transmiten las ondas de cortante con incidencia oblicua, es transformada en desplazamientos, cabeceos y torsiones en la cimentación, mientras que las que inciden verticalmente se transforman mayormente en traslaciones y cabeceos.

Los cabeceos tienen mayores amplitudes para ondas de cortante que inciden verticalmente, debido a que el movimiento que generan en campo libre es horizontal y la cimentación al no poder ajustarse a estos movimientos tiende a rotar.

El aumento de la rigidez del cimiento se ve reflejado en una disminución de las amplitudes en los movimientos efectivos de cabeceo y torsión.

Capítulo VI

CONCLUSIÓN GENERAL

Para realizar un análisis de IDSE se requieren conocer los parámetros dinámicos de la estructura, suelo de soporte y geometría de la cimentación.

Las rigideces estáticas y coeficientes de rigidez y amortiguamiento dinámicos para cimentaciones circulares, cuadradas, cuadradas en desnivel y en forma de “L”, rectangulares, rectangulares en desnivel y en forma de “L” presentados en el capítulo III pueden ser utilizadas cuando la cimentación cumpla con las mismas relaciones de ancho – largo, profundidad de desplante – semiancho (D/a), que se encuentren desplantadas sobre un estrato, entrando con la frecuencia η , que depende de la frecuencia circular del sistema suelo – estructura (ω), el semiancho del cimiento en la dirección de análisis (a), y de la velocidad de onda de cortante (β) del estrato equivalente.

En lo que respecta a los espectros de diseño sísmico determinados en el capítulo IV se puede observar que los obtenidos utilizando el cimiento circular equivalente son conservadores, debido a que, en ninguno de éstos, el espectro de diseño sísmico considerando la geometría “real” de la cimentación, superó el valor máximo de la máxima aceleración espectral, con respecto al que considera la geometría circular equivalente.

Ni en el *MDOC – DS – 15* ni en las *NTC – DS – 04* se especifica hasta que relación de aspecto (L/B) el cimiento circular equivalente sigue siendo válido para representar a uno de forma rectangular. Una primera aproximación se presenta en la sección IV.3 de esta tesis, donde se obtuvo la máxima aceleración espectral a la que puede estar sujeto el sistema al variar la relación de aspecto, obteniéndose que para estructuras desplantadas sobre cimientos rectangulares la máxima aceleración espectral tiende a aumentar cuando la relación de aspecto aumenta, según los resultados obtenidos se puede decir que el cimiento circular equivalente es válido siempre y cuando la relación de aspecto sea menor a 1.5.

A lo largo de este trabajo se observó que la influencia de la geometría resulta importante en el análisis de interacción inercial, ya que el considerar la forma “real” de la cimentación resulta en mayores reducciones

del espectro de diseño sísmico, debido a los valores de amortiguamiento geométrico de la cimentación, lo que nos lleva a realizar diseños estructurales más económicos.

Respecto a la altura de la estructura se observa que entre más alta sea ésta, el amortiguamiento del sistema suelo – estructura tiende a disminuir, esto se debe al decremento de las frecuencias en éste, lo que representa si el amortiguamiento por radiación (geométrico) es o no activado; esto sucede tanto en las estructuras desplantadas sobre el cimiento real como la circular equivalente (*MDOC – DS – 15*).

La principal diferencia entre el amortiguamiento efectivo del sistema para los modelos estudiados (cimentación real y equivalente) se debe principalmente al amortiguamiento por radiación de ondas (amortiguamiento geométrico).

La influencia de la profundidad de desplante de la cimentación se ve reflejado en un incremento en el amortiguamiento del sistema para los edificios desplantados sobre la geometría real de la cimentación, mientras que, para los que se encuentran sobre la circular equivalente éste disminuye, sin embargo en ambos casos la rigidez del sistema aumenta.

APÉNDICE A

NOTACIÓN

A Área de la superficie neta de la cimentación.

\mathbf{C}_s Matriz de amortiguamiento del sistema.

C_m Amortiguador equivalente de la cimentación en cualquier modo de vibración.

c_m Coeficiente de rigidez dinámico de la cimentación en cualquier modo de vibración.

D Profundidad de desplante de la cimentación.

G_s Módulo de rigidez al corte del estrato de suelo equivalente.

H_e Altura de la estructura.

H_s Espesor del estrato equivalente de suelo sobre el que se desplanta la estructura.

I Momento de inercia de la cimentación con respecto a su eje centroidal de rotación.

\mathbf{K}_s Matriz de rigidez del sistema.

K_m Resorte equivalente de la cimentación que expresa la rigidez e inercia del suelo en cualquier modo de vibración.

\tilde{K}_m Rigidez dinámica de la cimentación en cualquier modo de vibración.

K_m^o Rigidez estática de la cimentación.

k_m Coeficiente de rigidez dinámico de la cimentación en cualquier modo de vibración.

\mathbf{M}_s Matriz de masa del sistema suelo – estructura.

m Subíndice que representa el modo de vibración de la cimentación, siendo en traslación horizontal ($m = h$), vertical ($m = v$), cabeceo ($m = r$) y acoplamiento ($m = hr$).

R_m Radio de un círculo equivalente a la superficie de desplante de la cimentación, con igual área o momento de inercia que la superficie real.

T_e Es el periodo fundamental de la estructura supuesta con base rígida.

\tilde{T}_e Periodo efectivo del sistema suelo – estructura.

T_h Periodo natural de vibración de la estructura en traslación horizontal.

T_r Periodo natural de vibración de la estructura en rotación.

T_s Periodo fundamental del estrato de suelo equivalente.

\mathbf{U}_s Vector de desplazamientos relativos del sistema.

$\dot{\mathbf{U}}_s$ Vector de velocidades relativas del sistema.

$\ddot{\mathbf{U}}_s$ Vector de aceleraciones relativas del sistema.

$\ddot{\mathbf{U}}_g$ Vector de aceleraciones del terreno en un punto de control arbitrario.

β Factor de amortiguamiento.

β_s Velocidad de propagación de ondas de corte del estrato de suelo equivalente.

γ Parámetro de interacción.

η_m Frecuencia de análisis normalizada, en cualquier modo de vibración.

η_p Frecuencia adimensional del estrato de suelo equivalente en vibración vertical.

η_s Frecuencia adimensional del estrato de suelo equivalente en vibración lateral.

ν_s Relación de Poisson del estrato de suelo equivalente.

ρ_s Densidad del estrato de suelo equivalente.

ω Frecuencia de excitación.

ω_o Frecuencia natural de vibración de un oscilador de un grado de libertad.

$\tilde{\zeta}_e$ Amortiguamiento efectivo del modo fundamental de la estructura interactuando con el suelo.

ζ_h Amortiguamiento en el modo de traslación de la cimentación.

ζ_r Amortiguamiento en el modo de rotación de la cimentación

ζ_s Amortiguamiento material del suelo.

ζ_o Porcentaje de amortiguamiento viscoso con respecto al crítico de un oscilador de un grado de libertad.

BIBLIOGRAFÍA

Avilés, J. (1991) 'Análisis sísmico de sistemas suelo-estructura: interacción en el modo fundamental y los modos superiores', *Reporte interno del Departamento de Ingeniería Civil, Instituto de Investigaciones Eléctricas*.

Avilés, J. & Pérez-Rocha, L. E. (1996) 'Evaluation of interaction effects on the system period & the system damping due to foundation embedment & layer depth', *Soil Dynamics & Earthquake Engineering*. Elsevier, 15(1), pp. 11–27.

Aviles, J. & Perez-Rocha, L. E. (1998) 'Effects of foundation embedment during building-soil interaction', *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*. Chichester, New York, J. Wiley., 27(12), pp. 1523–1540.

Avilés, J. & Eduardo Pérez-Rocha, L. (2011) 'Use of global ductility for design of structure-foundation systems', *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 31(7), pp. 1018–1026.

Aydemir, M. E. & Ekiz, I. (2013) 'Soil–structure interaction effects on seismic behaviour of multistorey structures', *European Journal of Environmental & Civil Engineering*. Taylor & Francis, 17(8), pp. 635–653.

Clough, R. and Penzien, J. (1975) 'Dynamics of Structures. International Student Edition'. McGraw-Hill Kogakusha, Ltd., Tokyo.

Day, S. M. (1977) *Finite element analysis of seismic scattering problems*. University of California, San Diego.(Ph. D. in Oceanography).

Dobry, R. & Gazetas, G. (1986) 'Dynamic response of arbitrarily shaped foundations', *Journal of geotechnical engineering*. American Society of Civil Engineers, 112(2), pp. 109–135.

Fernández Sola, L. R. & Avilés López, J. (2008) 'Efectos de interacción suelo-estructura en edificios con planta baja blanda', *Ingeniería sísmica*. Sociedad Mexicana de Ingeniería Sísmica AC, (79), pp. 71–90.

Foufoula-Georgiou, E. & Kumar, P. (2014) *Wavelets in geophysics*. Academic Press.

Gazetas, G. (1975) 'Dynamic Stiffness Functions of Strip & Rectangular Footings on Layered Soft', *SM Thesis*.

Gazetas, G. (1983) 'Analysis of machine foundation vibrations: state of the art', *International Journal of Soil Dynamics & Earthquake Engineering*. Elsevier, 2(1), pp. 2–42.

- Gazetas, G. & Tassoulas, J. L. (1987a) 'Horizontal damping of arbitrarily shaped embedded foundations', *Journal of geotechnical engineering*. American Society of Civil Engineers, 113(5), pp. 458–475.
- Gazetas, G. & Tassoulas, J. L. (1987b) 'Horizontal stiffness of arbitrarily shaped embedded foundations', *Journal of geotechnical engineering*. American Society of Civil Engineers, 113(5), pp. 440–457.
- Gazetas, G. (1991a) 'Formulas & charts for impedances of surface & embedded foundations', *Journal of geotechnical engineering*. American Society of Civil Engineers, 117(9), pp. 1363–1381.
- Gazetas, G. (1991b) 'Foundation vibrations', in *Foundation engineering handbook*. Springer, pp. 553–593.
- Gazetas, G. & Stokoe, K. H. (1991) 'Free vibration of embedded foundations: theory versus experiment', *Journal of geotechnical engineering*. American Society of Civil Engineers, 117(9), pp. 1382–1401.
- Hatzikonstantinou, E. *et al.* (1989) 'Rocking stiffness of arbitrarily shaped embedded foundations', *Journal of geotechnical engineering*. American Society of Civil Engineers, 115(4), pp. 457–472.
- Iguchi, M. (1982) 'An approximate analysis of input motions for rigid embedded foundations', *Transactions of the Architectural Institute of Japan*, (315), pp. 61–75.
- Iguchi, M. (1984) 'Earthquake response of embedded circular foundations to SH & SV waves', in *Proceeding of VIII world conference on earthquake engineering, San Francisco, California, USA*.
- Jennings, P. C. & Bielak, J. (1973) 'Dynamics of building-soil interaction', *Bulletin of the Seismological Society of America*. Seismological Society of America, 63(1), pp. 9–48.
- Kausel, E. & Roesset, J. M. (1974) *Soil structure interaction problems for nuclear containment structures*.
- Kausel, E. & Roesset, J. M. (1975) 'Dynamic stiffness of circular foundations', *Journal of the Engineering Mechanics Division*. ASCE, 101(6), pp. 771–785.
- Kausel, E. *et al.* (1978) 'The spring method for embedded foundations', *Nuclear Engineering & design*. Elsevier, 48(2–3), pp. 377–392.
- Luco, J. E. & Westmann, R. a. (1972) 'Dynamic Response of a Rigid Footing Bonded to an Elastic Half Space', *Journal of Applied Mechanics*, 39(2), p. 527.
- Luco, J. E. (1974) 'Impedance functions for a rigid foundation on a layered medium', *Nuclear engineering & design*. Elsevier, 31(2), pp. 204–217.
- MDOC - DS - 15 (2015), 'Manual de Diseño de Obras Civiles para Diseño por Sismo de la Comisión Federal de Electricidad'.
- NTC – DS – 04 (2004), 'Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del Distrito Federal'.
- Messioud, S., Sbartai, B. & Dias, D. (2016) 'Seismic response of a rigid foundation embedded in a viscoelastic soil by taking into account the soil-foundation interaction', *Structural Engineering & Mechanics*. Techno-Press, 58(5), p. 0.

- Mita, A. & Luco, J. E. (1986) 'Response of embedded foundations: a hybrid approach.'
- Mita, A. & Luco, J. E. (1989) 'Impedance functions & input motions for embedded square foundations', *Journal of geotechnical engineering*. American Society of Civil Engineers, 115(4), pp. 491–503.
- Pais, A. L. & Kausel, E. (1989) 'On rigid foundations subjected to seismic waves', *Earthquake engineering & structural dynamics*. Wiley Online Library, 18(4), pp. 475–489.
- Sanchez-Sesma, F. J. & Luzon, F. (1995) 'Seismic response of three-dimensional alluvial valleys for incident P, S, & Rayleigh waves', *Bulletin of the Seismological Society of America*. Seismological Society of America, 85(1), pp. 269–284.
- Siefert, J.-G. & Cevaer, F. (1992) *Handbook of impedance functions: Surface foundations*. Ouest editions.
- Veletsos, A. S. & Wei, Y. T. (1971) 'Lateral & rocking vibration of footings', *Journal of Soil Mechanics & Foundations Div.*
- Veletsos, A. S. & Verbič, B. (1973) 'Vibration of viscoelastic foundations', *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*. Wiley Online Library, 2(1), pp. 87–102.
- Veletsos, A. S. & Meek, J. W. (1974) 'Dynamic behaviour of building-foundation systems', *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*. Wiley Online Library, 3(2), pp. 121–138.
- Wang, Y. (2015) 'The Ricker wavelet & the Lambert W function', *Geophysical Journal International*, 200(1), pp. 111–115.
- Whitman, R. V & Bielak, J. (1980) 'Design earthquake resistant structures: foundations', *Ed. E. Rosenblueth, Pentech Press, Inglaterra*.
- Wong, H. L. & Luco, J. E. (1978) 'Dynamic response of rectangular foundations to obliquely incident seismic waves', *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*. Wiley Online Library, 6(1), pp. 3–16.
- Yokoi, T. & Sánchez-Sesma, F. J. (1998) 'A hybrid calculation technique of the indirect boundary element method & the analytical solutions for three-dimensional problems of topography', *Geophysical Journal International*. Blackwell Publishing Ltd Oxford, UK, 133(1), pp. 121–139.