



UNIVERSIDAD MICHOACANA DE SAN NICOLÁS DE HIDALGO

FACULTAD DE INGENIERÍA CIVIL

División de Estudios de Doctorado en Ingeniería Civil

DESARROLLO DE UN NUEVO MÉTODO PARA EVALUAR LA
RESILIENCIA DE EDIFICIOS CON PLANTA BAJA DÉBIL
ANTE ACCIONES SÍSMICAS

TESIS

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:

DOCTOR EN INGENIERÍA CIVIL

PRESENTA:

JOSÉ MANUEL RAMOS CRUZ

ASESOR:

Dr. JORGE RUIZ GARCÍA



Morelia, Michoacán, diciembre de 2023

ABSTRACT

This thesis proposes a new method to evaluate the resilience of existing buildings with a weak ground floor to seismic actions. For it, equations are proposed that allow estimating the maximum lateral distortion of the roof and the first level, IDR_1 , which is associated with the structural damage in the columns, as well as the permanent distortion at the end of the seismic excitation, $RIDR_{max}$, which is linked to the post-earthquake functionality of the building. The proposed equations are based on the inelastic displacement quotient, C_R , the spectral displacement, S_d , as well as basic information on the dynamic properties (such as the period associated with the first mode of vibration of the building, T_1 , and the normalized modal participation factor) and mechanical (as the yield strength coefficient, C_y). Once the IDR_1 estimate is obtained, an estimate of the damage state reached by the columns on the ground floor is obtained using fragility functions based on distortion associated with different damage states observed in columns with predominant bending-shear failure. Once the expected damage to the ground floor columns has been estimated, recovery functions are obtained for each damage state. The above information allows evaluating the seismic resilience of the building, which is defined as the ability to return to its original condition in the shortest recovery time.

RESUMEN

En esta tesis se propone un nuevo método para evaluar la resiliencia de edificios existentes con planta baja débil ante acciones sísmicas. Para ello, se proponen ecuaciones que permiten estimar la distorsión lateral máxima de azotea y del primer nivel, IDR_l , la cual está asociada al daño estructural en las columnas, así como la distorsión permanente al final de la excitación sísmica, $RIDR_{max}$, la cual está ligada a la funcionalidad post-sismo del edificio. Las ecuaciones propuestas se basan en el cociente de desplazamiento inelástico, C_R , el desplazamiento espectral, S_d , así como información básica de las propiedades dinámicas (como el periodo asociado al primer modo de vibrar del edificio, T_l , y el factor de participación modal normalizado) y mecánicas (como su coeficiente asociado a la fluencia, C_y). Una vez obtenida la estimación de IDR_l , se obtiene una estimación del estado de daño que alcanzan las columnas en planta baja mediante funciones de fragilidad basadas en distorsión asociadas a diferentes estados de daño observados en columnas con falla predominante a flexión-cortante. Una vez estimado el daño esperado en las columnas de la planta baja, se obtienen funciones de recuperación para cada estado de daño. La información anterior permite evaluar la resiliencia sísmica del edificio, la cual se define como la capacidad para regresar a su condición original en el menor tiempo de recuperación.

Palabras clave: cociente de desplazamiento inelástico, desplazamiento máximo elástico, periodo medio, resistencia lateral relativa asociada al colapso, escenario sísmico interplaca e intraplaca.

AGRADECIMIENTOS

A mi asesor, el Dr. Jorge Ruiz García por darme la oportunidad de realizar mis estudios de doctorado bajo su tutela. Asimismo, el compartir sus conocimientos, experiencia y la motivación durante el desarrollo de la investigación de la presente tesis.

Al CONAHCYT por el apoyo económico brindado para realizar mis estudios de posgrado y a la UMSNH por permitir la creación del Doctorado de Ingeniería Civil

Al Dr. Francisco Domínguez Mota Coordinador del Doctorado en Ingeniería Civil por su valioso apoyo durante mis estudios de doctorado y en los trámites para lograr mi titulación

A la Dra. Bertha Olmos Navarrete y al Dr. Manuel Jara Díaz por su tiempo, esfuerzo y adaptación en las clases virtuales durante el tiempo de pandemia que permitieron enriquecer mi conocimiento en el desarrollo del presente trabajo de investigación.

A los estudios de investigación realizados por los estudiantes José Alberto López Barrón, Octavio Armando Domínguez Solorzano y Roberto Nahúm Olvera Alejo que contribuyeron en el desarrollo de mi tesis

Al encargado de la biblioteca Mauricio Alanis Granados por su apoyo y confianza en permitirme el uso de la biblioteca del posgrado en ingeniería civil durante mis estudios y la culminación del presente trabajo de investigación.

A mis compañeros del posgrado Eduardo Negrete, Felipe, Norma, Sergio por compartir unos momentos de su valioso tiempo.

A mi familia por su apoyo y comprensión por mi ausencia durante mis estudios de posgrado

ÍNDICE

Resumen

Agradecimiento

Lista de figuras

Lista de tablas

1. Introducción

1.1. Motivación.....	1
1.2. Estudios previos.....	4
1.2.1. Bases de la resiliencia sísmica.....	4
1.2.2. Metodologías para evaluar la resiliencia sísmica.....	4
1.2.3. Métodos simplificados de evaluación sísmica.....	5
1.3. Objetivos.....	6
1.4. Organización.....	7
1.5. Alcances.....	8

2. Descripción del método propuesto

2.1. Introducción.....	9
2.2. Formulación.....	9
2.2.1. Formulación para estimar IDR_1 y $RIDR_{max}$	9
2.2.2. Determinación de la resistencia lateral relativa del edificio.....	12
2.2.3. C_R para sistemas con degradación.....	13
2.3. Metodología.....	14
2.4. Resumen.....	17

3. Predicción del desplazamiento máximo espectral para temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia

3.1. Introducción.....	18
3.2. Catálogo de registros sísmicos.....	20
3.2.1. Criterio de selección.....	20
3.2.2. Procesamiento de datos.....	21
3.2.3. Ordenadas de desplazamiento espectral.....	21
3.3. Predicción del desplazamiento espectral.....	23
3.3.1. Regresión con máquina de vector de soporte para obtener S_d	23
3.3.1.1. Definición.....	23
3.3.1.2. Valores de entrada.....	24
3.3.2. Modelo predictivo del movimiento del terreno de S_d	27
3.3.3. Residuales de S_d	29
3.3.3.1. Residuales del MPMT.....	29
3.3.3.2. Residuales empleando MVS.....	31
3.4. Validación.....	32
3.4.1. Comparación de la predicción de S_d con el valor observado de S_d	32
3.4.2. Comparación de la regresión con MVS para eventos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia.....	36
3.5. Resumen.....	37

4. Cociente de desplazamiento inelástico para temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia	
4.1. Introducción.....	38
4.2. Cociente de desplazamiento inelástico.....	38
4.3. Comportamiento histerético considerados en este estudio.....	39
4.4. Catálogo de registros sísmicos.....	40
4.5. Contenido de frecuencias del movimiento del terreno.....	41
4.6. Influencia de T_m en C_R	42
4.7. Resultados estadísticos para el sistema sin degradación.....	44
4.8. Resultados estadísticos para el sistema con degradación.....	45
4.8.1. Influencia de α_s en C_R	45
4.8.2. Influencia de μ_c en C_R	47
4.8.3. Influencia de α_c en C_R	50
4.9. Estimación del cociente de desplazamiento inelástico.....	55
4.9.1. Sistema elastoplástico perfecto.....	55
4.9.2. Sistema degradante.....	56
4.10. Resumen.....	64
5. Modelo predictivo para estimar el periodo medio del movimiento del terreno	
5.1. Introducción.....	66
5.2. Estudios previos.....	66
5.3. Catálogo de registros sísmicos.....	68
5.3.1. Criterio de selección y procesamiento de los datos.....	68
5.3.2. Medida del contenido de frecuencias.....	69
5.4. Predicción del periodo medio, T_m	71
5.4.1. Formas funcionales empleadas en la regresión paramétrica...	71
5.4.2. Regresión con máquina de vector de soporte para predecir T_m	72
5.4.2.1. Definición.....	72
5.4.2.2. Valores de entrada.....	73
5.4.3. Análisis de residuales.....	75
5.5. Validación del modelo predictivo.....	78
5.5.1. Comparación de la predicción de T_m contra el valor observado de T_m	78
5.5.2. Comparación de modelos empíricos para eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia.....	80
5.5.3. Comparación con otros modelos empíricos para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	81
5.6. Resumen.....	82
6. Resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso ante eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia	
6.1. Introducción.....	83

6.2. Estudios previos.....	83
6.3. Resistencia lateral relativa asociada al colapso, R_c	84
6.3.1. Comportamiento histerético.....	84
6.3.2. Inestabilidad dinámica asociada al colapso.....	85
6.4. Catálogo de registros sísmicos.....	86
6.5. R_c para temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia	87
6.6. Resultados estadísticos de R_c	88
6.6.1. Influencia de μ_c en R_c	88
6.6.2. Influencia de α_c en R_c	89
6.7. Predicción de R_c	90
6.8. Resumen.....	98
7. Resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso ante secuencias sísmicas evento principal-réplica	
7.1. Introducción.....	100
7.2. Resistencia lateral relativa asociada al colapso, R_c	100
7.2.1. Comportamiento histerético.....	100
7.2.2. Inestabilidad dinámica asociada al colapso.....	101
7.3. Conjunto de secuencias sísmicas registradas en eventos interplaca	103
7.4. Influencia de la intensidad de la réplica en R_c	104
7.5. Resultados estadísticos de R_c	107
7.5.1. Influencia de μ_c en R_c	107
7.5.2. Influencia de α_c en R_c	108
7.6. Predicción de R_c	109
7.7. Resumen.....	117
8. Aplicación del método	
8.1. Introducción.....	119
8.2. Casos de estudio.....	119
8.2.1. Edificio habitacional.....	119
8.2.1.1. Descripción, análisis y diseño.....	119
8.2.1.2. Modelado.....	121
8.2.2. Edificio escolar.....	122
8.2.2.1. Descripción, análisis y diseño.....	122
8.2.2.2. Modelado.....	125
8.3. Estimación de la distorsión máxima de la columna corta, IDR_c	126
8.4. Cociente de distorsión residual, COD_r	127
8.5. Aplicación del método propuesto.....	128
8.5.1. Edificio habitacional.....	128
8.5.2. Edificio escolar.....	132
8.6. Evaluación del método simplificado.....	137
8.7. Resumen.....	140

9. Resumen y principales contribuciones

9.1. Resumen.....	142
9.2. Principales contribuciones.....	142
9.2.1. Predicción del desplazamiento máximo inelástico.....	142
9.2.2. Predicción del cociente de desplazamiento inelástico.....	143
9.2.3. Predicción del periodo medio del movimiento del terreno.....	144
9.2.4. Predicción de la resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso ante eventos principales.....	144
9.2.5. Predicción de la resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso ante secuencias sísmicas evento principal- réplica.....	145
9.2.6. Método propuesto.....	146
9.3. Investigaciones sugeridas.....	146
Apéndice A	
A.1. Eventos sísmicos interplaca.....	147
A.2. Eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	149
Referencias.....	150

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1. Colapso de dos edificios con planta baja débil en un condominio de la ciudad de Puebla a consecuencia del temblor del 15 de junio de 1999 (Fuente: El Sol de Puebla, 2023).....	2
Figura 1.2. Colapso de un edificio (Hotel Anhe) con planta baja débil a consecuencia del temblor del 7 de septiembre de 2017 (en: @fflores): a) antes del sismo, b) después del sismo.....	2
Figura 1.3. Colapso parcial en uno de los cuerpos del Hotel Kalaki, ubicado en playa el Faro, Michoacán: a) formación de articulaciones plásticas en columnas, y b) ausencia de refuerzo transversal de la columna (facebook.com/kalaki, 2022).....	3
Figura 1.4. Colapso debido a la formación de un mecanismo de planta baja débil en uno de los cuerpos del Hotel Kalaki, ubicado en playa El Faro, Michoacán (facebook.com/kalaki, 2022).....	3
Figura 1.5. Daño en aula de la escuela secundaria “Gregorio Torres Quintero”, ubicada en Tecomán, Colima, a consecuencia del sismo del 19 de septiembre de 2022 (Mw7.6): a) daño estructural por “columna corta” en las columnas de planta baja, y b) ausencia y espaciado insuficiente del acero de refuerzo transversal en “columnas cortas” (Pablo Ávila Martínez, 2022).....	4
Figura 2.1. Mecanismo de colapso por planta baja débil asociado (FEMA P-2018).....	12
Figura 2.2. Obtención de los parámetros μ_c , α_s y α_c a partir de la idealización de la curva de capacidad (línea color azul) y su envolvente trilineal (línea color rojo).....	13
Figura 2.3. Predicción de C_R , empleando la ecuación 2.7, para el escenario sísmico interplaca.....	14
Figura 2.4. Funciones de fragilidad correspondientes a cuatro estados de daño que experimentan columnas sin detallado dúctil que exhiben falla por flexión-cortante propuestas por Aslani y Miranda (2005).....	15
Figura 2.5. Esquema general de la función de recuperación.....	15
Figura 2.6. Diagrama de flujo de la metodología empleada para evaluar la resiliencia sísmica de edificios con planta baja débil ubicados en terreno firme.....	16
Figura 3.1. Comparación del espectro de S_d del MOC con respecto a los espectros de S_d correspondientes a dos registros el 19 de septiembre de 1985: a) AZIH y b) CALE.....	19
Figura 3.2. Distribución de los eventos sísmicos considerados en este estudio: a) eventos sísmicos interplaca, y b) eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	20

Figura 3.3. Distribución de pares a) M_w-R_{hyp} y b) H_D-R_{hyp} para el conjunto de registros sísmicos considerado en este estudio.....	21
Figura 3.4. Espectros de desplazamiento, S_d , correspondientes a los dos escenarios sísmicos considerados en este estudio: a) interplaca y b) intraplaca.....	21
Figura 3.5. Distribución de S_d para eventos sísmicos interplaca considerados en esta investigación en función de H_D y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.	22
Figura 3.6. Distribución de S_d para eventos sísmicos interplaca considerados en esta investigación en función de R_{hyp} y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	22
Figura 3.7. Distribución de S_d para eventos sísmicos interplaca considerados en esta investigación en función de M_w y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$...	22
Figura 3.8. Distribución de S_d para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en función de H_D y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	23
Figura 3.9. Distribución de S_d para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en función de R_{hyp} y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	23
Figura 3.10. Distribución de S_d para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en función de M_w y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	23
Figura 3.11. Comparación del ECM para un valor de $T=1.5s$ obtenido con: a) Funciones de kernel lineal, polinomio y de base radial (Gaussiano); y b) validación y predicción de la función de kernel Gaussiano.....	25
Figura 3.12. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca en función de M_w , ecuación (3.11) y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	30
Figura 3.13. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca en función de R^* , ecuación (3.11) y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	30
Figura 3.14. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca en función de M_w , ecuación (3.12) y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	30
Figura 3.15. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de R^* , ecuación (3.12) y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	30
Figura 3.16. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de H_D , ecuación (3.12) y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	31
Figura 3.17. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca en función de M_w , utilizando MVS y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	31

Figura 3.18. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca en función de R^* , utilizando MVS y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	31
Figura 3.19. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de M_w , utilizando MVS y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	31
Figura 3.20. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de R^* , utilizando MVS y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	32
Figura 3.21. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de H_D , utilizando MVS y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$	32
Figura 3.22. Comparación de la predicción del espectro de S_d utilizando la ecuación (3.11): a) AZIH y b) CALE.....	32
Figura 3.23. Predicción del espectro de S_d utilizando las ecuaciones (3.11) y (3.12) para un valor de $R^*=50km$: a) $H_D=35km$ y b) $H_D=75km$	33
Figura 3.24. Predicción del espectro de S_d utilizando las ecuaciones (3.11) y (3.12) para un valor de $R^*=100km$: a) $H_D=35km$ y b) $H_D=75km$	33
Figura 3.25. Comparación de S_d estimado utilizando la ecuación (3.11) y MVS contra S_d observado para dos valores de T y dos intervalos de M_w : a) $T=0.5s$, $6 < M_w < 7$; b) $T=0.5s$, $7 < M_w < 8$; c) $T=1.5s$, $6 < M_w < 7$; y d) c) $T=1.5s$, $7 < M_w < 8$	34
Figura 3.26. Comparación de S_d estimado utilizando la ecuación (3.12) y MVS contra S_d observado para dos valores de T y dos intervalos de M_w : a) $T=0.5s$, $6 < M_w < 7$; b) $T=0.5s$, $7 < M_w < 8$; c) $T=1.5s$, $6 < M_w < 7$; y d) c) $T=1.5s$, $7 < M_w < 8$	35
Figura 3.27. Comparación de la desviación estándar total, σ , obtenida a partir de MPMT y MVS: a) Interplaca y b) Intraplaca.....	35
Figura 3.28. Comparación de la predicción de S_d contra M_w para eventos sísmicos interplaca e intraplaca para tres distancias R^* , dos valores de H_D y dos valores de T : a) $T=0.5s$, $H_D=35km$; b) $T=0.5s$, $H_D=75km$; c) $T=1.5s$, $H_D=35km$ y d) $T=1.5s$, $H_D=75km$	36
Figura 3.29. Comparación de la predicción de S_d contra R^* para eventos sísmicos interplaca e intraplaca para cuatro niveles de M_w , dos valores de H_D y dos valores de T : a) $T=0.5s$, $H_D=35km$; b) $T=0.5s$, $H_D=75km$; c) $T=1.5s$, $H_D=35km$ y d) $T=1.5s$, $H_D=75km$	37
Figura 4.1. Curvas de capacidad y su idealización: a) bilineal y b) trilineal (con pendiente negativa).....	39
Figura 4.2. Distribución de los eventos sísmicos considerados en este capítulo: a) eventos sísmicos interplaca, y b) eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	40

Figura 4.3. Distribución de pares a) M_w-R_{hyp} y b) H_D-R_{hyp} para el conjunto de registros sísmicos considerado en este capítulo.....	40
Figura 4.4. Espectro de pseudo velocidad, S_v , y su correspondiente valor de T_g : a) intraplaca (estación CHI1, comp. N90E) y b) interplaca (estación AZIH, comp. S00W).....	41
Figura 4.5. Espectro de Fourier y valor calculado de T_m empleando la ecuación (4.3) para dos eventos sísmicos: a) intraplaca (estación CHI1, comp. N90E) y b) interplaca (estación AZIH, comp. S00W).....	42
Figura 4.6. Mediana de C_R calculada para el conjunto de 80 acelerogramas con $S_a>0.44g$ para el escenario sísmico interplaca: a) comportamiento EP (sin degradación) y b) degradante.....	42
Figura 4.7. a) Influencia de T_m en las ordenadas de C_R ($R=4.0$), y b) coeficiente de variación de C_R correspondiente a cada conjunto de T_m	43
Figura 4.8. Mediana de C_R en función de T/T_m y R obtenida del subconjunto de 40 registros interplaca con $T_m>0.3s$, y b) coeficiente de variación de C_R para $R=4.0$	43
Figura 4.9. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca en función de: a) T y b) T/T_m	44
Figura 4.10. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en función de: a) T y b) T/T_m	45
Figura 4.11. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca, $\mu_c=1.5$ y $\alpha_c=-0.10$: a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$	46
Figura 4.12. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia, $\mu_c=1.5$ y $\alpha_c=-0.10$: a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$	47
Figura 4.13. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca; sistemas con $\alpha_s=0.03$, $\alpha_c=-0.10$ y cuatro niveles de μ_c : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$	48
Figura 4.14. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia; sistemas con $\alpha_s=0.03$, $\alpha_c=-0.10$ y cuatro niveles de μ_c : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$	48
Figura 4.15. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca; sistemas con $\alpha_s=0.03$, $\alpha_c=-0.50$ y cuatro niveles de μ_c : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$	49
Figura 4.16. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia; sistemas con $\alpha_s=0.03$, $\alpha_c=-0.50$ y cuatro niveles de μ_c : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$	50

Figura 4.17. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca y $\mu_c=1.5$ y cuatro niveles de R : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$	51
Figura 4.18. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca y $\mu_c=1.5$ y cuatro niveles de R : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$	51
Figura 4.19. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca y $\mu_c=4.0$ y cuatro niveles de R : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$	52
Figura 4.20. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia y $\mu_c=4.0$ y cuatro niveles de R : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$	53
Figura 4.21 Ejemplo de inestabilidad dinámica en el cálculo de C_R : a) historia de desplazamiento y b) comportamiento histórico.....	54
Figura 4.22 Mediana de C_R sin considerar la inestabilidad dinámica para los dos escenarios sísmicos: a) interplaca y b) intraplaca de profundidad intermedia.....	54
Figura 4.23. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca: a) valores empíricos, y b) predicción empleando la ecuación (4.4).....	56
Figura 4.24. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia: a) valores empíricos, y b) predicción empleando la ecuación (4.4).....	56
Figura 4.25. Mediana de C_R para eventos interplaca: a) valores empíricos y b) predicción de C_R	57
Figura 4.26. Mediana de C_R para eventos intraplaca de profundidad intermedia: a) valores empíricos y b) predicción de C_R	57
Figura 4.26. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes estimados para eventos sísmicos interplaca ($R=3.0$): a) b_1 y b) b_2	60
Figura 4.27. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes estimados para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia ($R=3.0$): a) b_1 y b) b_2	60
Figura 4.28. Predicción de los coeficientes de la ecuación (4.4) a partir de la ecuación (4.5) para eventos sísmicos interplaca ($R=3.0$): a) b_1 y b) b_2	62
Figura 4.29. Predicción de los coeficientes de la ecuación (4.4) a partir de la ecuación (4.5) para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia ($R=3.0$): a) b_1 y b) b_2	62
Figura 4.30. Predicción de C_R para eventos interplaca a partir de la ecuación (4.4) y $R=3.0$: a) $\alpha_c=-0.20$ y b) $\mu_c=4.0$	63
Figura 4.31. Predicción de C_R para eventos intraplaca de profundidad intermedia a partir de la ecuación (4.4) y $R=3.0$: a) $\alpha_c=-0.20$ y b) $\mu_c=4.0$	

Figura 5.1. Distribución de los eventos sísmicos considerados en este estudio: a) eventos sísmicos interplaca, y b) eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	63
Figura 5.2. Distribución de pares a) M_w - R_{hyp} y b) H_D - R_{hyp} para el conjunto de registros sísmicos considerado en este estudio.....	68
Figura 5.3. Espectro de Fourier y valor calculado de T_m empleando la ecuación 1 para dos eventos sísmicos: a) Interplaca (estación AZIH, comp. S00W) y b) Intraplaca (estación CHI, comp. N90E).....	69
Figura 5.4. Distribución de T_m para eventos sísmicos interplaca considerados en esta investigación: a) en función de M_w y b) en función de R_{hyp}	69
Figura 5.5. Distribución de T_m para evento sísmicos intraplaca de profundidad intermedia considerados en este estudio: a) en función de M_w , b) en función de R_{hyp} y c) en función de H_D	70
Figura 5.6. Comparación del ECM obtenido con: a) Funciones de kernel de base radial (Gaussiano), lineal y polinomio; y b) validación y predicción de la función de kernel Gaussiano.....	70
Figura 5.7. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca: a) residual en función de M_w , ecuación (5.2); b) residual en función de R^* , ecuación (5.2); y c) residual en función de M_w , ecuación (5.6).....	74
Figura 5.8. Análisis del residual total para eventos intraplaca de profundidad intermedia utilizando la ecuación (5.4): a) residual en función de M_w , b) residual en función de R^* y c) residual en función de H_D	76
Figura 5.9. Residuales dentro del evento, e , de $\ln T_m$ para eventos sísmico interplaca, utilizando la ecuación (5.2) en función de: a) M_w , y b) R^* . La media y su i. c. del 95% se muestran en color rojo.....	76
Figura 5.10. Residuales entre eventos, h , del $\ln T_m$ para eventos sísmicos interplaca, utilizando la ecuación (5.2), en función de: a) M_w y b) R^* . La media y su i.c. del 95% se muestran en color rojo.....	77
Figura 5.11. Residuales dentro del evento, e , del $\ln T_m$ para eventos sísmicos intraplaca, utilizando la ecuación (5.4) en función de: a) M_w , b) R^* y c) H_D . La media y su i.c. del 95% se muestran en color rojo.....	77
Figura 5.12. Residuales entre eventos, h , del $\ln T_m$ para eventos sísmicos intraplaca utilizando la ecuación (5.4) en función de: a) M_w , b) R^* y c) H_D . La media y su i.c. del 95% se muestran en color rojo.....	77

Figura 5.13. Comparación de T_m estimado contra T_m observado para eventos interplaca: a) MPMT, utilizando la ecuación (5.2), b) Comparación de MPMT y MVS.....	78
Figura 5.14. Comparación de T_m estimado utilizando la ecuación (5.2) y MVS contra T_m observado para tres rangos de magnitud: a) $5 < M_w < 6$, b) $6 < M_w < 7$ y c) $7 < M_w < 8$	78
Figura 5.15. Comparación de T_m estimado utilizando la ecuación (5.4) y MVS contra T_m observado para tres intervalos de magnitud: a) $5 < M_w < 6$, b) $6 < M_w < 7$ y c) $7 < M_w < 8.2$	79
Figura 5.16. Comparación de la predicción de T_m contra M_w para eventos sísmicos interplaca e intraplaca para tres distancias R^* y dos valores de H_D : a) $H_D=35\text{km}$ y b) $H_D=70\text{km}$	80
Figura 5.17. Comparación de la predicción de T_m contra R^* para eventos sísmicos interplaca e intraplaca para cuatro niveles de M_w y dos valores de H_D : a) $H_D=35\text{km}$ y b) $H_D=75\text{km}$	81
Figura 5.18. Comparación de la predicción de T_m para eventos intraplaca de profundidad intermedia en México con respecto al modelo predictivo propuesto por Du (2017), leyenda D17; y Yaghmaei-Sabeh et al., (2022), leyenda YS22: a) $H_D=35\text{km}$ y b) $H_D=75\text{km}$	81
Figura 6.1. a) Envolvente del modelo de Ibarra-Medina-Krawinkler (Ibarra y otros, 2005), denominado modelo IMK, y b) respuesta histerética del modelo IMK.....	82
Figura 6.2. Ejemplo de la relación entre la resistencia lateral y la inestabilidad dinámica para el evento sísmico interplaca.....	84
Figura 6.3. Comportamiento histerético del sistema con $T=0.3\text{s}$ sometido a la componente n00e registrada en la estación PARS durante el evento sísmico interplaca del 19 de septiembre de 1985: a) $\alpha_c=-10\%$ y b) $\alpha_c=-0.40\%$	85
Figura 6.4. Espectros de respuesta de aceleración: a) eventos sísmicos interplaca, y b) eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	86
Figura 6.5. Influencia de la fuente sismogénica en las ordenadas de R_c : a) $\alpha_c=-10\%$ y b) $\alpha_c=-30\%$	87
Figura 6.6. Influencia de μ_c en la mediana de R_c , para un valor de $\alpha_c=-10\%$: a) interplaca e b) intraplaca de profundidad intermedia.....	87
Figura 6.7. Influencia de μ_c en la mediana de R_c para un valor de $\alpha_c=-50\%$: a) interplaca y b) intraplaca de profundidad intermedia.....	88
Figura 6.8. Influencia de α_c en la mediana de R_c para un valor de $\mu_c=1.5$: a) interplaca y b) intraplaca de profundidad intermedia.....	88

Figura 6.9. Influencia de α_c en la mediana de R_c para un valor de $\mu_c=4.0$: a) interplaca y b) intraplaca de profundidad intermedia.....	89
Figura 6.10. Estimación de R_c para el evento sísmicos interplaca: a) ajuste ecuación (6.2) y b) predicción de R_c	89
Figura 6.11. Estimación de R_c para el evento sísmicos intraplaca de profundidad intermedia: a) ajuste ecuación (6.3) y b) predicción de R_c	91
Figura 6.12. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes de la ecuación (6.2): a) θ_2 y b) θ_4	91
Figura 6.13. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes de la ecuación (6.3): a) θ_2 y b) θ_4	92
Figura 6.14. Estimación de los coeficientes de la ecuación (6.2): a) valores empíricos de θ_2 y b) estimación de θ_2 a partir de la ecuación (6.4).....	93
Figura 6.15. Estimación de los coeficientes de la ecuación (6.3): a) valores empíricos de θ_2 y b) estimación de θ_2 a partir de la ecuación (6.4).....	95
Figura 6.16. Estimación de R_c en función de la ecuación (6.2), (6.3) y (6.4): a) eventos sísmicos interplaca y b) eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	96
Figura 6.17. Estimación de R_c para eventos sísmicos interplaca con $\mu_c=1.5$: a) ecuación (6.2) y b) ecuación (6.4) en ecuación (6.2).....	96
Figura 6.18. Estimación de R_c para eventos sísmicos interplaca con $\mu_c=4.0$: a) ecuación (6.2) y b) ecuación (6.4) en ecuación (6.2).....	97
Figura 6.19. Estimación de R_c para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia con $\mu_c=1.5$: a) ecuación (6.3) y b) ecuación (6.4) en ecuación (6.3).....	97
Figura 6.20. Estimación de R_c para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia con $\mu_c=4.0$: a) ecuación (6.3) y b) ecuación (6.4) en ecuación (6.3).....	98
Figura 7.1. a) Envolvente del modelo de Ibarra-Medina-Krawinkler (Ibarra y otros, 2005), denominado modelo IMK, y b) comportamiento cíclico y envolvente trilineal del modelo IMK.	98
Figura 7.2. Relación entre la resistencia lateral relativa, R, y Δ_i/S_d para el evento principal (EP) y la secuencia sísmica (SS): a) $T=0.3s$, y b) $T=0.7s$	101
Figura 7.3. Comportamiento histerético del sistema con $T=0.3s$ y dos niveles de $\alpha_c = -10\%$ y -40% sometidos a la componente n00e registrada en la estación PARS durante la SS evento principal-réplica del 19 y 20 de septiembre de 1985 respectivamente: a) y c) Evento principal; b) y d) Secuencia sísmica.....	102

Figura 7.4. Secuencias sísmica evento principal-réplica: a) PAPN (comp. n00e) y b) PAPN (comp. n90e).....	103
Figura 7.5. Espectros de respuesta de aceleración, S_a , obtenidos para el conjunto de secuencias sísmicas: a) evento principal y b) réplica.....	104
Figura 7.6. a) secuencia sísmica registrada en la estación ACAC (comp. n00e) y b) espectro de R_c	104
Figura 7.7. a) secuencia sísmica registrada en la estación PARS (comp. n90e) y b) espectro de R_c	105
Figura 7.8. Comparación de la mediana de R_c correspondiente al conjunto EP14 y: a) conjunto SS14, y b) Conjunto SS8.....	105
Figura 7.9. Comparación de la mediana de R_c : a) evento principal y secuencias sísmicas artificiales y b) secuencias sísmicas reales y secuencias sísmicas artificiales.....	106
Figura 7.10. Influencia de μ_c en el espectro de R_c para un valor de $\alpha_c=-0.10$: a) EP14 y b) SS64.....	106
Figura 7.11. Influencia de μ_c en el espectro de R_c para un valor de $\alpha_c=-0.50$: a) EP14 y b) SS64.....	107
Figura 7.12. Influencia de α_c en el espectro de R_c para un valor de $\mu_c=1.5$: a) EP14 y b) SS64.....	107
Figura 7.13. Influencia de α_c en el espectro de R_c para un valor de $\mu_c=4.0$: a) EP14 y b) SS64.....	108
Figura 7.14. Estimación de R_c para el evento principal: a) ajuste ecuación (7.2) y b) predicción de R_c	108
Figura 7.15. Estimación de R_c para la secuencia sísmica evento principal-réplica: a) ajuste ecuación (7.3) y b) predicción de R_c	110
Figura 7.16. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes de la ecuación (7.2): a) θ_2 y b) θ_4	110
Figura 7.17. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes de la ecuación (7.3): a) θ_2 y b) θ_4	111
Figura 7.18. Estimación de los coeficientes de la ecuación (7.2): a) valores empíricos de θ_2 y b) estimación de θ_2 a partir de la ecuación (7.4).....	112
Figura 7.19. Estimación de los coeficientes de la ecuación (7.3): a) valores empíricos de θ_2 y b) estimación de θ_2 a partir de la ecuación (7.4).....	114

Figura 7.20. Estimación de R_c en función de la ecuación (7.2), ecuación (7.3) y ecuación (7.4): a) EP14 y b) SS64.....	114
Figura 7.21. Estimación de R_c para el evento principal con $\mu_c=1.5$: a) ecuación (7.2) y b) ecuación (7.4) en ecuación (7.2).....	115
Figura 7.22. Estimación de R_c para el evento principal con $\mu_c=4.0$: a) ecuación (7.2) y b) ecuación (7.4) en ecuación (7.2).....	115
Figura 7.23. Estimación de R_c para secuencias sísmicas con $\mu_c=1.5$: a) ecuación (7.3) y b) ecuación (7.4) en ecuación (7.3).....	116
Figura 7.24. Estimación de R_c para secuencias sísmicas con $\mu_c=4.0$: a) ecuación (7.3) y b) ecuación (7.4) en ecuación (7.3).....	116
Figura 8.1. Distribución en planta y elevación del edificio de 3 niveles considerado en este estudio.....	120
Figura 8.2. Espectro elástico y de diseño considerados para el análisis sísmico del edificio 3NPV empleando los criterios establecidos en el MOC-CFE (1993).....	120
Figura 8.3. Secciones transversales y detallado del acero de refuerzo longitudinal y transversal del edificio de 3 niveles considerado en este estudio: a) columnas, y b) trabes.....	121
Figura 8.4. Distribución en planta y elevación del edificio escolar de tres niveles considerado en este estudio.....	123
Figura 8.5. Espectro elástico y de diseño considerados para el análisis sísmico del edificio escolar de tres niveles empleando los criterios establecidos en el MOC-CFE (1993).....	124
Figura 8.6. Secciones transversales y detallado del acero de refuerzo longitudinal y transversal de las columnas del edificio de 3 niveles (Tomado de: Olvera, 2020).....	124
Figura 8.7. Secciones transversales y detallado del acero de refuerzo longitudinal y transversal de las trabes del edificio de 3 niveles (Tomado de: Olvera, 2020).....	125
Figura 8.8. Técnica de modelado edificio escolar de 3 niveles (Adaptado de Olvera, 2020)....	126
Figura 8.9. a) Predicción de IDR_c con la ecuación (8.1), y b) comparación de la predicción de IDR_c con las ecuaciones (8.1) y (8.2).....	127
Figura 8.10. Valores empíricos y predicción de COD_r : a) edificio habitacional y b) edificio escolar.....	128
Figura 8.11. Estrategia de modelado para el 3NPV considerado en este estudio.....	129

Figura 8.12. Distribución en la altura del factor de participación modal asociado al primer modo de vibrar, $\Gamma_1 \phi_1$	129
Figura 8.13. Comparación de la curva de capacidad del edificio 3NPV y su envolvente idealizada trilineal.....	130
Figura 8.14. Estimación de la probabilidad de alcanzar, o exceder, cada estado de daño en columnas con falla flexión-cortante mediante las funciones de fragilidad basadas en distorsión propuestas por Aslani y Miranda (2005).....	131
Figura 8.15. Funciones de recuperación para las columnas de planta baja asociadas a cada estado de daño.....	132
Figura 8.16. Estrategia de modelado para el E3N considerado en este estudio (Tomado de: Olvera, 2020).....	133
Figura 8.17. Distribución en la altura del factor de participación modal asociado al primer modo de vibrar, $\Gamma_1 \phi_1$	134
Figura 8.18. Comparación de la curva de capacidad de edificio E3N y su envolvente idealizada trilineal.....	135
Figura 8.19. Estimación de la probabilidad de alcanzar, o exceder, cada estado de daño en columnas con falla a cortante mediante las funciones de fragilidad basadas en distorsión (Ruiz-García y Ramos-Cruz, 2023).....	136
Figura 8.20. Funciones de recuperación para las columnas de planta baja del edificio escolar asociadas a cada estado de daño.....	137
Figura 8.21. a) evaluación en la predicción de IDR_I , b) error estándar medio, ε , para $IDR_{I,registros}$ y $IDR_{I,estimado}$	138
Figura 8.22. a) evaluación en la predicción de IDR_I , b) error estándar medio, ε , para $IDR_{I,registros}$ y $IDR_{I,estimado}$	138
Figura 8.23. a) evaluación en la predicción de IDR_I , b) error estándar medio, ε , para $IDR_{I,registros}$ y $IDR_{I,estimado}$	139
Figura 8.24. a) evaluación en la predicción de IDR_c , b) error estándar medio, ε , para $IDR_{c,registros}$ y $IDR_{c,estimado}$	139
Figura 8.25. Predicción de $RIDR_{max}$ correspondiente al edificio 3NPV: a) evaluación de la predicción de $RIDR_{max}$, b) error estándar medio, ε , para $RIDR_{max,registros}$ y $RIDR_{max,estimado}$	140
Figura 8.26. Predicción de $RIDR_{max}$ correspondiente al edificio 3NPV: a) evaluación de la predicción de $RIDR_{max}$, b) error estándar medio, ε , para $RIDR_{max,registros}$ y $RIDR_{max,estimado}$	140

LISTA DE TABLAS

Tabla 3.1. media y desviación estándar de las variables predictivas.....	26
Tabla 3.2 Resultados de la regresión con MVS y medidas del error para eventos interplaca...	26
Tabla 3.3 Resultados de la regresión con MVS y medidas del error para eventos intraplaca...	27
Tabla 3.4 Coeficientes para emplearse en la ecuación (3.11).....	28
Tabla 3.5 Coeficientes para emplearse en la ecuación (3.12).....	29
Tabla 4.1. Coeficientes estimados de b_1 y b_2 de la ecuación (4.4) para eventos sísmicos interplaca.....	55
Tabla 4.2. Coeficientes estimados de b_1 y b_2 de la ecuación (4.4) para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	56
Tabla 4.3. Coeficientes estimados de b_1 y b_2 de la ecuación (4.4) para eventos sísmicos interplaca.....	58
Tabla 4.4. Coeficientes estimados de b_1 y b_2 de la ecuación (4.4) para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	59
Tabla 4.5. Coeficientes para estimar b_1 y b_2 de la ecuación (4.5) para eventos interplaca y emplearse en la ecuación (4.4).....	61
Tabla 4.6. Coeficientes para estimar b_1 y b_2 a partir de la ecuación (4.5) para eventos intraplaca de profundidad intermedia y emplearse en la ecuación (4.4).....	61
Tabla 5.1. Coeficientes de regresión para usar en las ecuaciones (5.2) y (5.6).....	72
Tabla 5.2. Coeficientes de regresión para usar en las ecuaciones (5.3) y (5.4).....	72
Tabla 5.3. media y desviación estándar de las variables predictivas.....	75
Tabla 5.4. Resultados de la regresión con MVS y medidas del error.....	75
Tabla 5.5. Desviación estándar total obtenida a partir de MPMT y MVS.....	75
Tabla 6.1. Coeficientes para emplearse en la ecuación (6.2) para estimar R_c para eventos sísmicos interplaca.....	92
Tabla 6.2 Coeficientes para emplearse en la ecuación (6.3) para estimar R_c para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	93

Tabla 6.3 Coeficientes para emplearse en la ecuación (6.4) para eventos sísmicos interplaca.....	94
Tabla 6.4 Coeficientes para emplearse en la ecuación (6.4) para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	95
Tabla 7.1. Coeficientes para emplearse en la ecuación (7.2).....	111
Tabla 7.2. Coeficientes para emplearse en la ecuación (7.3).....	112
Tabla 7.3. Coeficientes para usar en la ecuación (7.4) correspondientes a la ecuación (7.2)...	113
Tabla 7.4. Coeficientes para usar en la ecuación (7.4) correspondientes a la ecuación (7.3)...	113
Tabla A.1. Lista de eventos sísmicos interplaca.....	147
Tabla A.2. Lista de eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.....	149

Capítulo 1

INTRODUCCIÓN

1.1 Motivación

En términos generales, la resiliencia se refiere a la capacidad de adaptarse ante una adversidad. De acuerdo al Centro Nacional de Prevención de Desastres (CENAPRED), una comunidad resiliente es aquella que tiene tres capacidades (CENAPRED, 2017): A) de absorber la presión o potencial destructivo a través de la resistencia o adaptación, B) de mantener sus funciones básicas durante contingencias, y C) de recuperarse después de un evento. En particular, los edificios existentes (escolares, residenciales, comerciales, de oficinas, etc.) forman una parte importante de la infraestructura civil en una comunidad urbana, los cuales pueden estar sometidos a eventos sísmicos intensos. Por ello, es de suma importancia contar con métodos que permitan evaluar la *resiliencia* de edificios en un ambiente sísmico; es decir, métodos que permitan evaluar su desempeño ante eventos sísmicos extremos, las consecuencias ante posibles daños, su capacidad para resistir réplicas intensas, y el tiempo estimado para lograr recuperar su funcionalidad. Es decir, los métodos de evaluación deberían tener como objetivo evaluar la *resiliencia* de los edificios ante eventos sísmicos como un paso para identificar una comunidad resiliente.

De especial importancia en una comunidad resiliente son los edificios esenciales (como los empleados para hospitales y escuelas) así como para vivienda (unifamiliar o multifamiliar). Particularmente, los edificios de varios niveles que exhiben una planta baja débil, debido a la irregularidad en la distribución de rigidez en su altura dado el uso de muros en los pisos superiores al primer nivel, han presentado un comportamiento sísmico inadecuado, e inclusive el colapso, ante eventos sísmicos extremos. Esta situación no sólo se ha observado en la Ciudad de México (Galvis et al., 2021) si no también en edificios ubicados en centros urbanos de los estados de Michoacán, Puebla, Oaxaca, entre otros. Por ejemplo, en la figura 1.1 se muestran dos edificios de tres niveles ubicados en un condominio de cinco edificios en la ciudad de Puebla, los cuales colapsaron a consecuencia del temblor intraplaca de profundidad intermedia ocurrido el 15 de junio de 1999 cuya magnitud de momento, M_w , fue de 7.0 (CENAPRED, 1999). Cabe notar que, adicionalmente, se observó daño estructural en las columnas de la planta baja en los tres edificios restantes que no colapsaron.



Figura 1.1. Colapso de dos edificios con planta baja débil en un condominio de la ciudad de Puebla a consecuencia del temblor del 15 de junio de 1999 (Fuente: El Sol de Puebla, 2023).

Asimismo, en la figura 1.2b se aprecia el colapso de un edificio de cuatro niveles, cuyo destino era para hotel, en la ciudad de Juchitán, Oaxaca, a consecuencia del temblor del 7 de septiembre de 2017 ($M_w 8.0$). Como se aprecia en la figura 1.1a, el edificio exhibía planta baja débil.



Figura 1.2. Colapso de un edificio (Hotel Anhe) con planta baja débil a consecuencia del temblor del 7 de septiembre de 2017 (en: @fflores): a) antes del sismo, b) después del sismo.

Recientemente, el 19 de septiembre de 2022 ocurrió un evento sísmico interplaca con epicentro a 60km de Coalcomán, Michoacán, a una profundidad focal de 15km y $M_w 7.6$ (SSN, 2022). A consecuencia del temblor, se reportaron edificios con algún tipo de daño estructural en los estados de Nayarit, Jalisco, Colima y Michoacán (Ruiz y Ramos, 2022). Los edificios que exhibieron daño severo, o colapso, fueron los que fomentaban el mecanismo de planta baja débil. Por ejemplo, en las figuras 1.3 y 1.4 se muestra el estado del daño en dos edificios del Hotel Kalaki, ubicado en la playa El Faro, Michoacán. En la figura 1.3a se muestra el colapso parcial en uno de los edificios debido a la formación de articulaciones plásticas en el extremo superior de las columnas, la cual se puede atribuir a la irregularidad de rigidez con respecto a su altura. En la figura 1.3b se muestra un acercamiento del estado de daño en las columnas, donde se aprecia una falta de confinamiento en el núcleo de concreto debido a la separación excesiva del acero de refuerzo transversal (estribos). Asimismo, en la figura 1.4a se muestra el colapso total de uno de los tres edificios de hotel debido

a la formación de un mecanismo de planta baja débil. En la figura 1.4b se observa que el daño en una de las columnas de planta baja puede atribuirse a la falta de confinamiento en el extremo de la columna.



Figura 1.3. Colapso parcial en uno de los cuerpos del Hotel Kalaki, ubicado en playa el Faro, Michoacán: a) formación de articulaciones plásticas en columnas, y b) ausencia de refuerzo transversal de la columna (facebook.com/kalaki, 2022).



Figura 1.4. Colapso debido a la formación de un mecanismo de planta baja débil en uno de los cuerpos del Hotel Kalaki, ubicado en playa El Faro, Michoacán (facebook.com/kalaki, 2022).

Cabe notar que el mecanismo de colapso debido a planta baja débil también se ha observado en edificios escolares, debido a la falla por cortante en las denominadas “columnas cortas”. Este fenómeno se origina debido a que las columnas se encuentran parcialmente restringidas lateralmente por muros de mampostería ubicados entre los ejes de columnas, lo cual incrementa significativamente las fuerzas cortantes en la altura no restringida de las columnas. Por ejemplo, en la figura 1.5 se muestra el daño en las columnas de un aula de la escuela secundaria “Gregorio Torres Quintero”, ubicada en Tecomán, por el efecto de “columna corta”. La falla por cortante en las “columnas cortas” también se atribuye a la limitada cuantía de refuerzo transversal (estribos) e inadecuado espaciamiento.



Figura 1.5. Daño en aula de la escuela secundaria “Gregorio Torres Quintero”, ubicada en Tecomán, Colima, a consecuencia del sismo del 19 de septiembre de 2022 (Mw7.6): a) daño estructural por “columna corta” en las columnas de planta baja, y b) ausencia y espaciamiento insuficiente del acero de refuerzo transversal en “columnas cortas” (Pablo Ávila Martínez, 2022).

Asimismo, es importante notar que las estructuras civiles ubicadas en zonas de alta sismicidad en México pueden estar expuestas a un número significativo de secuencias sísmicas (formada por eventos sísmicos precursores, el evento principal y las subsecuentes réplicas) durante su vida útil. Como se puede apreciar, es muy importante contar con métodos que permitan evaluar el potencial de colapso en edificios, particularmente aquellos que presentan la patología de planta baja flexible y que pueden exhibir un mecanismo de colapso por planta baja débil, ante futuros eventos sísmicos intensos, incluyendo el efecto de las réplicas intensas. Dichos métodos son un paso muy importante para cuantificar la resiliencia sísmica de una población de edificios en una comunidad.

1.2 Estudios previos

1.2.1 Bases de la resiliencia sísmica

Bruneau et al., (2004) define la resiliencia como la capacidad de resistencia y adaptabilidad de una comunidad ante un evento extremo, manteniendo sus funciones después de un evento sísmico o la capacidad de respuesta mediante estrategias preventivas para recuperar la funcionalidad. Asimismo, Bruneau y colaboradores (2004) proponen cuatro parámetros que permiten evaluar la resiliencia: a) Robustez, b) Redundancia, c) Ingenio o iniciativa de evaluar y d) Rapidez. Años después, Cimellaro et al., (2010) propuso funciones de recuperación en función del periodo de vida de una estructura y el tiempo de recuperación, T_R , para que la estructura recupere nuevamente su funcionalidad después de un evento sísmico.

1.2.2 Metodologías para evaluar la resiliencia sísmica

Burton et al., (2015) propuso una metodología que incorpora la evaluación sísmica basada en el desempeño de edificios individuales para evaluar la capacidad de recuperación de la funcionalidad de una comunidad de edificios. Para tal fin, propuso cinco estados límite: 1) LS_1 .-daño estructural que requiere inspección, pero se mantiene la funcionalidad del edificio; 2) LS_2 .-El edificio es seguro

desde el punto de vista estructural, pero con pérdida de funcionalidad debido a daño en elementos no-estructurales; 3) LS_3 .-El edificio ya no es seguro, se impide su acceso y se requiere evaluar su posible demolición o rehabilitación; 4) LS_4 .-El edificio exhibe daño irreparable, por lo cual requiere demolición, y 5) LS_5 .-El edificio exhibe colapso total o parcial. Como parámetros de demanda ingenieril para identificar cada estado límite se considera la distorsión máxima de entrepiso, IDR_{max} , así como la distorsión permanente de entrepiso, $RIDR_{max}$. Para identificar cada estado límite, el autor propone evaluar los parámetros de demanda de un edificio en consideración, así como la probabilidad de alcanzar cada uno de los estados límite, empleando un modelo tridimensional no lineal sujeto a un conjunto de historias de aceleración del terreno escaladas para alcanzar diferentes niveles de intensidad, mejor conocido como análisis dinámico incremental (Vamvatsikos y Cornell, 2000). Con la información recabada, el autor propone desarrollar una función de recuperación del edificio, el cual expresa el tiempo necesario para recuperar la funcionalidad del edificio.

Años más tarde, Wen y colaboradores (2019) evaluaron la pérdida de funcionalidad de un hospital de 6 niveles estructurado a base de marcos de concreto reforzado ante un evento sísmico intenso. Para tal fin, los autores propusieron un factor de pérdida de resiliencia, que es función de IDR_{max} . Finalmente, a partir de funciones de recuperación asociadas a tres estados de daño, se calcula la probabilidad de alcanzar o exceder cada estado de daño en función de IDR_{max} , para finalmente evaluar la pérdida de funcionalidad o el reemplazo del edificio ante un evento sísmico.

Asimismo, Samadian y colaboradores (2019) evaluaron la resiliencia sísmica de un edificio escolar estructurado a base de marcos de concreto reforzado con muros de mampostería confinada, así como su resiliencia sísmica cuando se implementan muros de concreto reforzado como medida de refuerzo. Los autores proponen utilizar la herramienta HAZUS (HAZUS, 2014) para obtener curvas de fragilidad que relacionan la pseudo aceleración espectral asociada al periodo fundamental de la estructura, $S_a(T_1)$, con la probabilidad de alcanzar o exceder un estado de daño. Finalmente, los autores proponen funciones de recuperación que relacionan la pérdida de funcionalidad en función de $S_a(T_1)$.

Cabe notar que los métodos para evaluar la resiliencia sísmica a nivel de edificio descritos anteriormente requieren de un modelo de análisis refinado del edificio (por ejemplo, modelo tridimensional que incorpore numerosas fuentes de no linealidad) en consideración, así como del uso de análisis dinámicos no lineales para estimar los parámetros de demanda ingenieril (por ejemplo, IDR_{max} o $RIDR_{max}$). Estos requerimientos limitan su aplicación para emplearse en la evaluación de una población de edificios.

1.2.3 Métodos simplificados de evaluación sísmica

Con la intención de evaluar el desempeño sísmico de edificios existentes para fines de implementar medidas de rehabilitación, (es decir, reparación y/o refuerzo) se han propuesto metodologías simplificadas en los Estados Unidos. Particularmente, dichas metodologías reconocen que el daño estructural está ligado a las demandas de desplazamiento lateral desde la década de los 90's.

Por ejemplo, el documento ATC-40 (1996) propuso una metodología basada en desempeño para la evaluación sísmica de edificios de concreto reforzado, principalmente aquellos construidos en la década de los 70's. En este documento se definieron cinco niveles de desempeño sísmico (por

ejemplo, de ocupación inmediata, de control de daño, de límite de seguridad de vida, de estabilidad estructural y de colapso) por primera vez, los cuales estaban asociados a valores límite de IDR_{max} , así como $RIDR_{max}$. Como parte importante en la implementación de la metodología propuesta en ATC-40 (1996) se encuentra la obtención de la curva de capacidad del edificio en consideración (definida como la fuerza cortante basal con respecto al desplazamiento lateral de azotea) mediante un análisis estático no lineal hasta un desplazamiento lateral objetivo de azotea (o distorsión de azotea). Para determinar el desplazamiento lateral objetivo de azotea, se propuso emplear el *Método de los Coeficientes*.

Con base en la metodología propuesta en el documento ATC-40 (1996), se publicaron las recomendaciones FEMA 273/274 (1997) y, posteriormente, la pre-norma FEMA 356 (2000) para la rehabilitación sísmica de edificios. Considerando las recomendaciones derivadas del proyecto ATC-55, publicadas en el documento FEMA 440 (2005), para mejorar la estimación del desplazamiento lateral objetivo de azotea, posteriormente se publicó la norma ASCE 41-06 (2006) para la rehabilitación sísmica de edificios existentes. Años después, se publicaron las actualizaciones ASCE 41-13 (2013) y ASCE 41-17 (2017).

Recientemente, el documento FEMA P-2018 (2018) propone una metodología para la evaluación del potencial de colapso de edificios existentes de concreto reforzado, principalmente aquellos que se diseñaron con los códigos anteriores a 1976 (UBC, 1976). La metodología propuesta se basa en determinar un parámetro de clasificación del edificio denominado BR (*Building Ratio*, por sus siglas en inglés). Para estimar BR es necesario identificar los elementos sismoresistentes del edificio en estudio, por ejemplo, marcos resistentes a momento, mampostería confinada o de concreto, o una combinación de ambos. Conociendo el sistema estructural, se obtiene una estimación de la resistencia de los elementos del primer nivel ante fuerza cortante, con lo cual se puede calcular el coeficiente asociado a la fluencia, C_y . Posteriormente se evalúa la capacidad del edificio a partir del parámetro $\mu_{strength}$, donde para valores de $\mu_{strength} > 5$ se considera que el edificio es propenso a fallar por el mecanismo de colapso por planta baja débil (es decir, los elementos sismoresistentes del primer nivel falla a flexión-cortante o cortante). El nivel de daño del edificio se puede estimar a partir de la demanda de desplazamiento global del edificio empleando el *método de los Coeficientes* (FEMA 356, 2000; FEMA 440, 2005). Asimismo, FEMA P-2018 propone utilizar ecuaciones para estimar la rotación plástica para calcular el daño a nivel de elemento. De acuerdo con lo anterior se obtiene el valor de BR donde para valores de $BR < 0.3$ el edificio tiene una vulnerabilidad sísmica baja, $0.3 < BR < 0.7$ el edificio es vulnerable ante eventos sísmicos y valores de $BR > 0.7$ la estructura es susceptible a presentar el colapso. Sin embargo, es importante aclarar que la metodología propuesta por FEMA P-2018 (2018) solo es aplicable en California, Estados Unidos, dado que, la evaluación de los edificios se desarrolla en fuentes sísmogénicas diferentes a las de México.

1.3 Objetivos

El objetivo general de la investigación desarrollada en la presente tesis doctoral es proponer un nuevo método para evaluar la resiliencia sísmica de edificios con planta baja débil ante eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia.

Para lograr el objetivo general del presente trabajo de investigación es necesario cumplir los siguientes objetivos particulares:

- a) Proponer un modelo predictivo del movimiento del terreno para estimar el valor medio del desplazamiento máximo elástico para ambas fuentes sismogénicas.
- b) Proponer formas funcionales para estimar el cociente de desplazamiento inelástico para sistemas con degradación de rigidez y resistencia.
- c) Proponer un modelo predictivo del movimiento del terreno para estimar el periodo medio del movimiento del terreno, el cual es una medida del contenido de frecuencias del movimiento del terreno.
- d) Proponer formas funcionales para estimar la resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso ante eventos sísmicos interplaca e intraplaca.
- e) Proponer formas funcionales para estimar la resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso ante secuencias sísmicas evento principal-réplica.
- f) Evaluar la pérdida de funcionalidad de edificios con planta baja débil a partir de la estimación de la distorsión permanente máxima de entrepiso.

1.4 Organización

La presente tesis doctoral está organizada en 9 capítulos. A continuación, se ofrece una breve descripción de su contenido.

El Capítulo 1 describe el colapso de edificios con planta baja débil ante eventos sísmicos intensos. Asimismo, se presenta una breve descripción de métodos de evaluación sísmica para edificios existentes disponibles en la literatura. Finalmente se describe el objetivo general y particular correspondientes al presente trabajo de tesis.

En el Capítulo 2 se describen las bases del método propuesto en esta tesis para la estimación de la resiliencia de edificios con planta baja débil, con base en la estimación de la distorsión máxima del primer nivel, IDR_1 , así como la distorsión permanente de entrepiso, $RIDR_{max}$

En el Capítulo 3 se presenta un modelo predictivo del movimiento del terreno para obtener una estimación del desplazamiento máximo elástico, S_d . Para tal fin, se utiliza un método de regresión paramétrico de efectos mixtos y una máquina de vector de soporte como un método de regresión no paramétrico en la predicción de S_d . Finalmente, la predicción de S_d a partir del modelo predictivo del movimiento del terreno, MPMT, y la máquina de vector de soporte, MVS, se realiza para los escenarios sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia.

En el Capítulo 4 se presenta un estudio estadístico del cociente de desplazamiento inelástico, C_R , calculado a partir de la respuesta de sistemas de un grado de libertad, S1GL, con comportamiento histerético degradante (es decir, considerando la degradación de rigidez y resistencia) ante historias de aceleración del terreno registradas durante temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. A partir de este estudio, se propone una forma funcional para estimar C_R en función del cociente T/T_m (donde T es el periodo de vibración y T_m es el periodo medio), de la resistencia lateral realtiva, R , así como de la capacidad de deformación, μ_c , la tasa de endurecimiento por deformación, α_h y la pendiente negativa, α_c , una envolvente trilineal.

En el Capítulo 5 se presenta un modelo predictivo del movimiento del terreno para predecir el periodo medio, T_m , como un parámetro para considerar el contenido de frecuencias del

movimiento del terreno. Nuevamente, se utilizó un MPMT cuyos coeficientes se obtuvieron mediante un método de regresión paramétrico de efectos mixtos. Como alternativa, se empleó el método de regresión no paramétrico MVS para obtener la predicción de T_m . Finalmente, se comparó la predicción de T_m a partir del MPMT y MVS para los escenarios sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia.

En el Capítulo 6 se describe un estudio estadístico para calcular la resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso, R_c , de S1GL con comportamiento degradante. Nuevamente, se consideraron historias de aceleración del terreno registradas durante temblores interplaca e intraplaca. A partir de los resultados, se propone una forma funcional para estimar el valor medio de R_c a partir de T/T_m así como los parámetros obtenidos de la idealización de la curva de capacidad de un edificio con una envolvente trilineal (es decir, μ_c , α_h y α_c).

En el Capítulo 7 se presentan los resultados de un estudio estadístico para calcular R_c de S1GL con comportamiento degradante sujetos ante un conjunto de secuencia sísmicas evento principal-réplica reales y artificiales. Finalmente, se propone una forma funcional para estimar R_c para estructuras sujetas a secuencias sísmicas evento principal-réplicas, la cual es función de T/T_m y de los parámetros μ_c , α_h y α_c .

En el capítulo 8 se describe la aplicación del método propuesto en dos edificios, uno habitacional y otro escolar, que exhiben la configuración de planta baja débil, los cuales están ubicados en la zona de subducción de la costa del Pacífico mexicano. Ambos edificios fueron diseñados con el Manual de Obras Civiles de la Comisión Federal de Electricidad (MOC-CFE, 1993) para representar edificios existentes.

Finalmente, en el Capítulo 9 se resumen las contribuciones científicas derivadas de esta tesis doctoral, y se comentan las investigaciones futuras en la dirección de mejorar el método propuesto.

1.5 Alcances

El método propuesto se desarrolló considerando un ambiente sísmico interplaca e intraplaca de profundidad intermedia, por lo tanto, la metodología no es aplicable para eventos sísmicos corticales. Asimismo, el método propuesto se especializa en edificios con planta baja débil ubicados en terreno rocoso, por lo que el método no puede ser aplicable para edificios ubicados en terreno blando.

DESCRIPCIÓN DEL MÉTODO PROPUESTO

2.1 Introducción

En el capítulo anterior se expuso que los edificios que exhiben una irregularidad de rigidez con respecto a su altura son propensos a experimentar una concentración de la demanda en desplazamiento en su planta baja ante un evento sísmico extremo. Dicha concentración puede inducir un mecanismo de falla que conduzca a su colapso. Por lo tanto, es importante contar con un método que permita evaluar la resiliencia sísmica de edificios propensos a experimentar el mecanismo de colapso por planta baja débil.

El objetivo de este capítulo consiste en presentar un método simplificado para la evaluación sísmica de edificios con planta baja débil, el cual se basa obtener una estimación de la distorsión máxima del primer nivel (es decir, el desplazamiento lateral del primer nivel normalizado respecto a su altura), IDR_1 , el cual se encuentra íntimamente relacionado al daño que pueden experimentar las columnas del primer nivel. Asimismo, el método considera una estimación de la distorsión permanente máxima (es decir, el desplazamiento lateral permanente máximo normalizado respecto a la altura del entrepiso), $RIDR_{max}$, como un parámetro para evaluar la pérdida de funcionalidad del edificio. Particularmente, el método considera el uso del cociente de desplazamiento inelástico, C_R , así como las propiedades dinámicas (por ejemplo, el periodo asociado al primer modo de vibración y el factor de participación modal) y mecánicas (por ejemplo, la resistencia lateral relativa) básicas del edificio en consideración. A continuación, se describe la formulación para obtener una estimación de la distorsión lateral del primer nivel, IDR_1 , y de la distorsión lateral permanente máxima, $RIDR_{max}$.

2.2 Formulación

2.2.1 Formulación para estimar IDR_1 y $RIDR_{max}$

En principio, la demanda elástica de distorsión de azotea se define como:

$$D_{azotea} = \frac{\delta_{azotea}}{H} \quad (2.1)$$

donde δ_{azotea} es el desplazamiento lateral de azotea y H es la altura total del edificio. Para sistemas de múltiples grados de libertad dominados por su primera forma modal, δ_{azotea} puede asociarse al desplazamiento espectral, S_d , de un sistema de un grado de libertad, S1GL, correspondiente al periodo fundamental de vibración, T_1 , por medio de la siguiente relación:

$$\delta_{azotea} = S_d(T_1) \times \Gamma_1 \phi_{1,azotea} \quad (2.2)$$

donde $\Gamma_1 \phi_{1,azotea}$ es el factor de participación modal normalizado con respecto a la azotea. Cabe notar que $S_d(T_1)$ puede calcularse a partir de un espectro de diseño S_d especificado en la normas (por ejemplo, el Manual de Obras Civiles de la Comisión Federal de Electricidad). En forma alterna, S_d se puede calcular a partir de: 1) la ordenada espectral de aceleración, S_a , correspondiente a T_1 , obtenida de un espectro de diseño y multiplicada por $(T_1/2\pi)^2$, 2) un modelo predictivo del

movimiento del terreno, MPMT. En el capítulo 3 se describe el desarrollo de un MPMT para temblores de subducción del tipo interplaca e intraplaca de profundidad intermedia, donde se propone la ecuación (2.3) correspondiente al MPMT para temblores interplaca y la ecuación (2.4) correspondiente al MPMT para eventos interplaca de profundidad intermedia, respectivamente:

$$\ln(S_d) = c_1 + c_2 M_w + c_3 \ln(R^*) + c_4 R^* + \sigma \quad (2.3)$$

$$\ln(S_d) = c_1 + c_2 M_w + c_3 \ln(R^*) + c_4 H^* + \sigma \quad (2.4)$$

donde M_w es la magnitud de momento, R^* es una medida de la distancia modificada, H^* es una medida de la profundidad modificada y σ es la desviación estándar total del modelo, mientras que los coeficientes c_1 a c_4 se obtienen mediante un análisis de regresión.

A continuación, la relación entre la demanda máxima de desplazamiento inelástico, Δ_i , y $S_d(T_1)$, de un S1GL se puede expresar como:

$$\Delta_i = C_R \times S_d(T_1) \quad (2.5)$$

donde C_R es el cociente de desplazamiento inelástico, el cual se define como el desplazamiento lateral máximo de un S1GL con comportamiento inelástico normalizado con respecto a S_d para un mismo periodo de vibración, masa y porcentaje de amortiguamiento crítico (Ruiz-García y Miranda, 2003). De esta manera, la ecuación (2.5) puede emplearse para obtener una estimación de la demanda de desplazamiento lateral inelástico de azotea, $\delta_{i,azotea}$, y, en consecuencia, obtener una estimación de la demanda de distorsión inelástica de azotea, $D_{i,azotea}$, de la siguiente manera:

$$D_{i,azotea} = \frac{\delta_{i,azotea}}{H} = \frac{\Gamma_1 \phi_{1,azotea} \times C_R \times S_d(T_1)}{H} \quad (2.6)$$

Una parte importante en la estimación de $D_{i,azotea}$ es contar con una estimación de C_R . Cabe notar que C_R depende del escenario sísmico, tipo de terreno y tipo de comportamiento histerético (por ejemplo, sin degradación o con comportamiento degradante). Particularmente, en el capítulo 4 se propone la siguiente ecuación para estimar C_R en estructuras cimentadas en terreno rocoso expuestas a temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia:

$$C_R = 1 + \frac{R-1}{b_1(T_1/T_m)^{b_2}} \quad (2.7)$$

donde R es la resistencia lateral relativa del edificio en consideración, T_m es el periodo medio del movimiento del terreno, mientras que b_1 y b_2 son coeficientes que se obtienen mediante un análisis de regresión. Particularmente, R se puede obtener como:

$$R = \frac{S_a(T_1)/g}{V_{b,y}/W} = \frac{S_a(T_1)/g}{C_y} \quad (2.8)$$

donde $S_a(T_1)$ es la ordenada de aceleración espectral correspondiente al primer modo de vibrar del edificio en consideración, g es la aceleración de la gravedad y C_y es el coeficiente asociado a la fluencia.

Cabe notar que C_R es función del cociente T/T_m , donde T_m es una escalar que se emplea como una medida del contenido de frecuencia. T_m se puede obtener directamente a partir de una historia de aceleración del movimiento del terreno registrado en el sitio de interés con la ecuación propuesta por Rathje et al., (2004):

$$T_m = \frac{\sum C_i^2(1/f_i)}{\sum C_i^2} \quad (2.9)$$

donde C_i es la amplitud del espectro del Fourier y f_i es la frecuencia asociada a C_i . De manera alterna, T_m se puede estimar con el MPMT para T_m que se proponen en el capítulo 5 para eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. A continuación, en la ecuación (2.10) se presenta el MPMT para estimar T_m para eventos sísmicos interplaca, asimismo, en la ecuación (2.11) se presenta el MPMT para estimar T_m para eventos intraplaca de profundidad intermedia.

$$\ln(T_m) = c_1 + c_2 M_w + c_3 \ln(R^*) + \sigma \quad (2.10)$$

$$\ln(T_m) = c_1 + c_2 M_w + c_3 \ln(R^*) + c_4 H^* + \sigma \quad (2.11)$$

donde M_w es la magnitud de momento, R^* es una medida de la distancia modificada, H^* es una medida de profundidad modificada, σ es la desviación estándar total del modelo, mientras que c_1 y c_2 son coeficientes que se obtienen de un análisis de regresión para la ecuación (2.10) y c_1 a c_4 son los coeficientes que se obtienen de un análisis de regresión para la ecuación (2.11).

Debe notarse que inspecciones de campo después de un evento sísmico han registrado que el daño estructural en edificios con planta baja débil que cuentan con muros de mampostería en las plantas superiores al primer nivel, así como edificios de mampostería confinada, se concentra en la planta baja mientras que los niveles superiores no exhiben daño estructural, o daño estructural ligero. Bajo esta suposición, se puede obtener una estimación de la demanda máxima de distorsión inelástica del primer nivel, IDR_1 , para fines de evaluación sísmica como:

$$IDR_1 = \frac{\Gamma_1 \phi_{1,1} \times C_R \times S_d(T_1)}{h_1} \quad (2.12)$$

donde $\Gamma_1 \phi_{1,1}$, es el factor de participación modal del primer nivel y h_1 es la altura del primer nivel.

Cabe notar que el edificio puede exhibir un desplazamiento lateral permanente al final del evento sísmico, el cual se puede cuantificar como la distorsión permanente máxima de entrepiso, $RIDR_{max}$ (es decir, el desplazamiento lateral permanente relativo máximo entre niveles consecutivos normalizado entre la altura del entrepiso). Contar con una estimación de $RIDR_{max}$ permite evaluar la pérdida de funcionalidad del edificio. Por ejemplo, las recomendaciones FEMA P-58 (2012) indican que para $RIDR_{max} > 2\%$ se debe considerar la demolición del edificio. Por ello, es importante contar con una estimación de $RIDR_{max}$, la cual puede calcularse como:

$$RIDR_{max} = \frac{\Gamma_1 \phi_{1,azotea} \times C_R \times S_d(T_1)}{H} \times COD_r \quad (2.13)$$

donde COD_r es el coeficiente de distorsión permanente, el cual se define como el cociente de $RIDR_{max}$ entre $D_{i,azotea}$ (es decir, $COD_r=RIDR_{max}/D_{i,azotea}$).

2.2.2 Determinación de la resistencia lateral relativa del edificio

Para determinar R por medio de la ecuación (2.8) es necesario conocer $S_a(T_1)$ y C_y , los cuales son parámetros de la demanda sísmica y de la capacidad de edificio en consideración. $S_a(T_1)$ puede calcularse a partir de: 1) un espectro de diseño de aceleración, sin reducir, y 2) obtener la pseudoaceleración a partir de $S_d(T_1)$, como $S_a(T_1) \approx (2\pi/T_1)^2 S_d(T_1)$.

Por otra parte, una estimación de C_y puede determinarse de la siguiente manera:

- Desarrollar un análisis estático no lineal del edificio en consideración para obtener su curva de capacidad, la cual se obtiene al graficar la fuerza cortante basal, V_b , normalizada con respecto al peso total del edificio, W . Posteriormente, se realiza una idealización trilineal de la curva de capacidad para identificar el coeficiente asociado a la fluencia, C_y (es decir, la fuerza cortante basal asociada a la fluencia, $V_{b,y}$, normalizada con respecto al peso total del edificio, W). Para obtener la idealización trilineal de la curva de capacidad se puede emplear el método de igual energía o el método descrito en la norma ASCE/SEI 41-17 (2017) de los Estados Unidos.

- Suponer un mecanismo de colapso únicamente por planta baja débil, considerando que se forman articulaciones plásticas por falla a cortante en las columnas de la planta baja (es decir, se alcanza la resistencia a cortante de las columnas) como proponen las recomendaciones FEMA P-2018 (2018), ver figura 2.1.

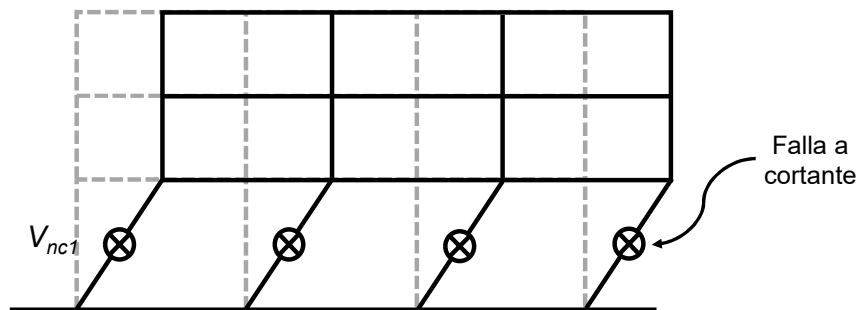


Figura 2.1. Mecanismo de colapso por planta baja débil asociado (FEMA P-2018).

De esta manera, se puede evaluar R una vez estimados $S_a(T_1)$ y C_y con la ecuación (2.8). Para proporcionar un contexto, edificios con valores de $R < 1$ tienen un comportamiento elástico, para valores de R entre 1 y 3 se puede asumir que el sistema estructural es “fuerte”. Sin embargo, para valores de $R > 4$ se puede asociar a que el sistema estructural es “débil”. Principalmente, edificios con PBD presentan una degradación subita de rigidez y su capacidad de resistir fuerzas laterales una vez que se alcanza su resistencia (Ruiz-García y Cárdenas, 2020). Por lo tanto, es necesario contar con una estimación de su resistencia lateral relativa mínima para evitar inestabilidad dinámica, o colapso, denominada R_c (Ruiz-García y Ramos-Cruz, 2023). Específicamente, valor de R calculado para la estructura empleando la ecuación 2.8 no será mayor a R_c . Una estimación de R_c para sitios

rocosos se puede obtener con la siguiente expresión y una descripción a detalle de R_c puede consultarse en el capítulo 6:

$$R_c = \frac{\theta_1 T_1^{\theta_2}}{\theta_3 + |T_1 - a_1|} + \theta_4 \quad (2.12)$$

donde θ_1 a θ_4 son coeficientes que dependen de las siguientes propiedades mecánicas identificadas en la curva de capacidad del edificio en estudio, como: a) la capacidad de ductilidad de desplazamiento del edificio, μ_c , b) el coeficiente asociado a la rigidez de post-fluencia, α_s , y c) el coeficiente asociado a la pendiente negativa, α_c , de la rigidez una vez alcanzada la resistencia (es decir, la capacidad máxima para sostener cargas laterales) del edificio. En la figura 2.2 se muestra un ejemplo de una curva de capacidad y con la ayuda de la curva de capacidad idealizada (envolvente trilineal) de un caso en estudio obtener los parámetros anteriormente mencionados.

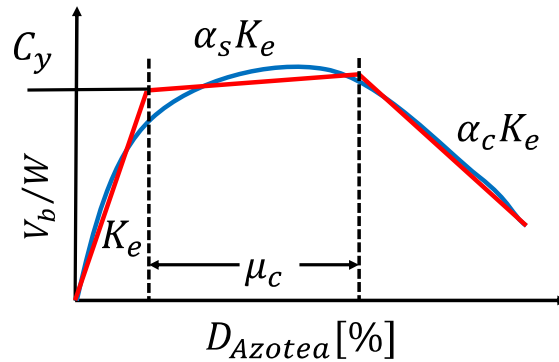


Figura 2.2. Obtención de los parámetros μ_c , α_s y α_c a partir de la idealización de la curva de capacidad (línea color azul) y su envolvente trilineal (línea color rojo).

2.2.3 C_R para sistemas con degradación

Con la finalidad de obtener el Δ_i es necesario contar con una predicción de C_R . Inicialmente, RuizGarcía y Miranda (2003) calcularon C_R para sistemas con comportamiento elastoplástico (es decir, sin considerar degradación de rigidez y resistencia). Sin embargo, C_R puede calcularse directamente para sistemas degradantes (es decir, que exhiben degradación de resistencia y deterioro de rigidez). Recientemente, Ramos y Ruiz (2022) calcularon C_R para sistemas degradantes con diferentes niveles de R sujetos a acelerogramas registrados en sitios rocosos durante temblores de subducción (sin distinguir entre temblores interplaca e intraplaca). Por lo tanto, en el capítulo 5 se desarrolla un estudio estadístico para calcular C_R considerando las dos fuentes sismogénicas, es decir, eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. En la figura 2.3 se muestra un ejemplo del cálculo de C_R para cuatro niveles de R y una capacidad de deformación $\mu_c=3.0$, tasa de endurecimiento por deformación $\alpha_s=3\%$ y una pendiente negativa $\alpha_c=30\%$. Asimismo, en el capítulo 5 se pueden consultar los coeficientes de la ecuación 2.7 para ambos ambientes sísmicos, en función de μ_c , α_s , α_c y cada nivel de R .

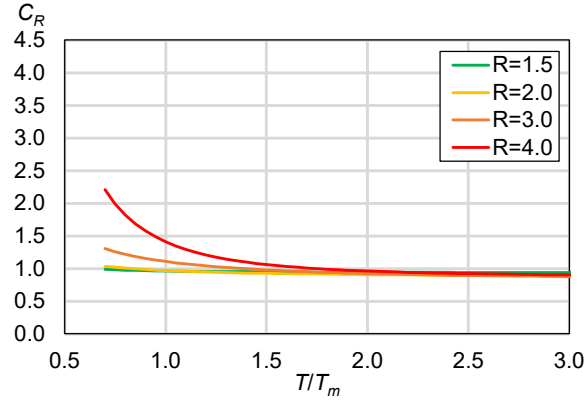


Figura 2.3. Predicción de C_R , empleando la ecuación 2.7, para el escenario sísmico interplaca.

2.3 Metodología

La metodología propuesta se basa en la implementación del cociente del desplazamiento inelástico, C_R , las propiedades mecánicas (por ejemplo, el coeficiente asociado a la fluencia, C_y , y la capacidad de deformación, μ_c) y las propiedades dinámicas (por ejemplo, periodo de vibración asociado al primer modo, T_1 , y el factor de participación modal, $\Gamma_1 \phi_{1,azotea}$) del edificio en consideración para la estimación de IDR_1 . La metodología propuesta considera los siguientes pasos:

Paso 1. Elaborar un modelo analítico del edificio en consideración que capture las fuentes de no linealidad del material (por ejemplo, comportamiento histerético) y mecanismo de colapso (por ejemplo, falla en columnas a flexión-corte o falla por cortante).

Paso 2. Desarrollar un análisis modal convencional para obtener las propiedades dinámicas de la estructura, como T_1 y $\Gamma_1 \phi_{1,azotea}$.

Paso 3. Calcular el desplazamiento espectral, S_d , asociado al periodo natural de vibrar, T_1 , del edificio en consideración, $S_d(T_1)$ utilizando un modelo predictivo dado en la ecuación (2.3) para eventos interplaca o ecuación (2.4) para eventos intraplaca de profundidad intermedia.

Paso 4. Determinar C_y empleando alguno de los criterios descritos en la sección 2.2.

Paso 5. Calcular R con la ecuación (2.8), T_m con la ecuación (2.10) para eventos interplaca o ecuación (2.11) para eventos intraplaca, y el cociente T_1/T_m , como variables de entrada para calcular C_R con la ecuación (2.7).

Paso 6. Obtener una estimación de la distorsión máxima del primer nivel, IDR_1 , a partir de la ecuación (2.13).

Paso 7. Obtener una estimación del daño en las columnas de la planta baja a partir de funciones de fragilidad, las cuales expresan la probabilidad de alcanzar o exceder un estado de daño específico condicionada en la distorsión máxima de entrepiso. Por ejemplo, Aslani y Miranda (2005) propusieron funciones de fragilidad para columnas que exhiben un modo de falla por flexión-cortante, correspondientes a cuatro estados de daño, las cuales se muestran en la figura 2.4.

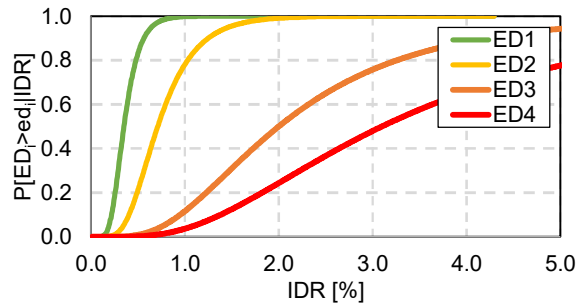


Figura 2.4. Funciones de fragilidad correspondientes a cuatro estados de daño que experimentan columnas sin detallado dúctil que exhiben falla por flexión-cortante propuestas por Aslani y Miranda (2005).

Paso 8. Obtener una estimación de la distorsión máxima permanente de entrepiso, $RIDR_{max}$, a partir de la ecuación (2.13). También, $RIDR_{max}$ se puede medir directamente después de un evento sísmico con equipo topográfico (por ejemplo, teodolito electrónico). Este nuevo valor de $RIDR_{max}$ se considera un valor determinista.

Paso 9. Con base en la estimación del daño en las columnas de la planta baja, se proponen funciones de recuperación correspondientes a cada estado de daño, como se ilustra conceptualmente en la figura 2.5, donde T_o es el tiempo cuando ocurre el evento sísmico, T_i es el tiempo necesario para devolver la funcionalidad, y T_R es el tiempo de recuperación ($T_R = T_i - T_o$). Con base en las probabilidades de alcanzar cada estado de daño, ED_i , se puede construir la función de recuperación, donde la pérdida de funcionalidad, p_f , se puede expresar como $p_f = 1 - P[ED_i \geq ed_i | IDR]$. La capacidad residual como función de IDR_i de las columnas con falla a flexión-corte se puede estimar con las ecuaciones propuestas por Ruiz y López (2022). Cabe notar que el tiempo de recuperación, T_R , dependerá del estado de daño y del tiempo en implementar el esquema de rehabilitación adoptado (por ejemplo, T_1 y T_2).

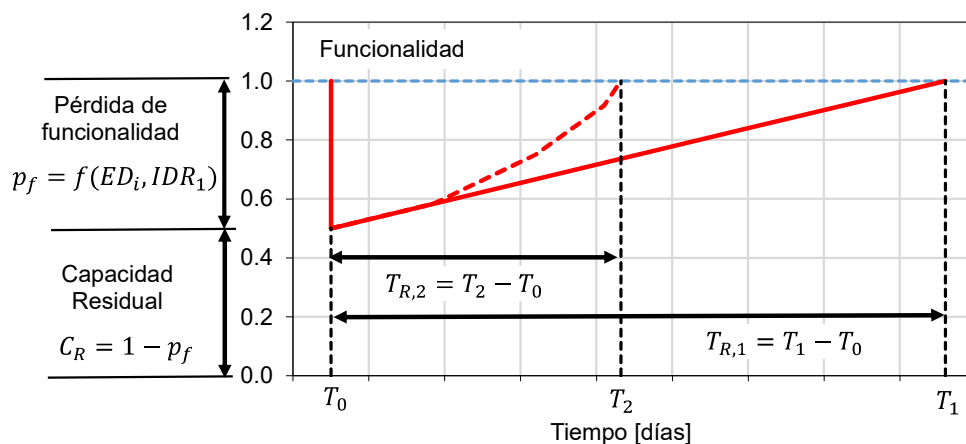


Figura 2.5. Esquema general de la función de recuperación.

Finalmente, en la figura 2.6 se muestra el diagrama de flujo que considera los nueve pasos para evaluar el método simplificado para la evaluación de la resiliencia sísmica de edificios con planta baja débil ante eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia.

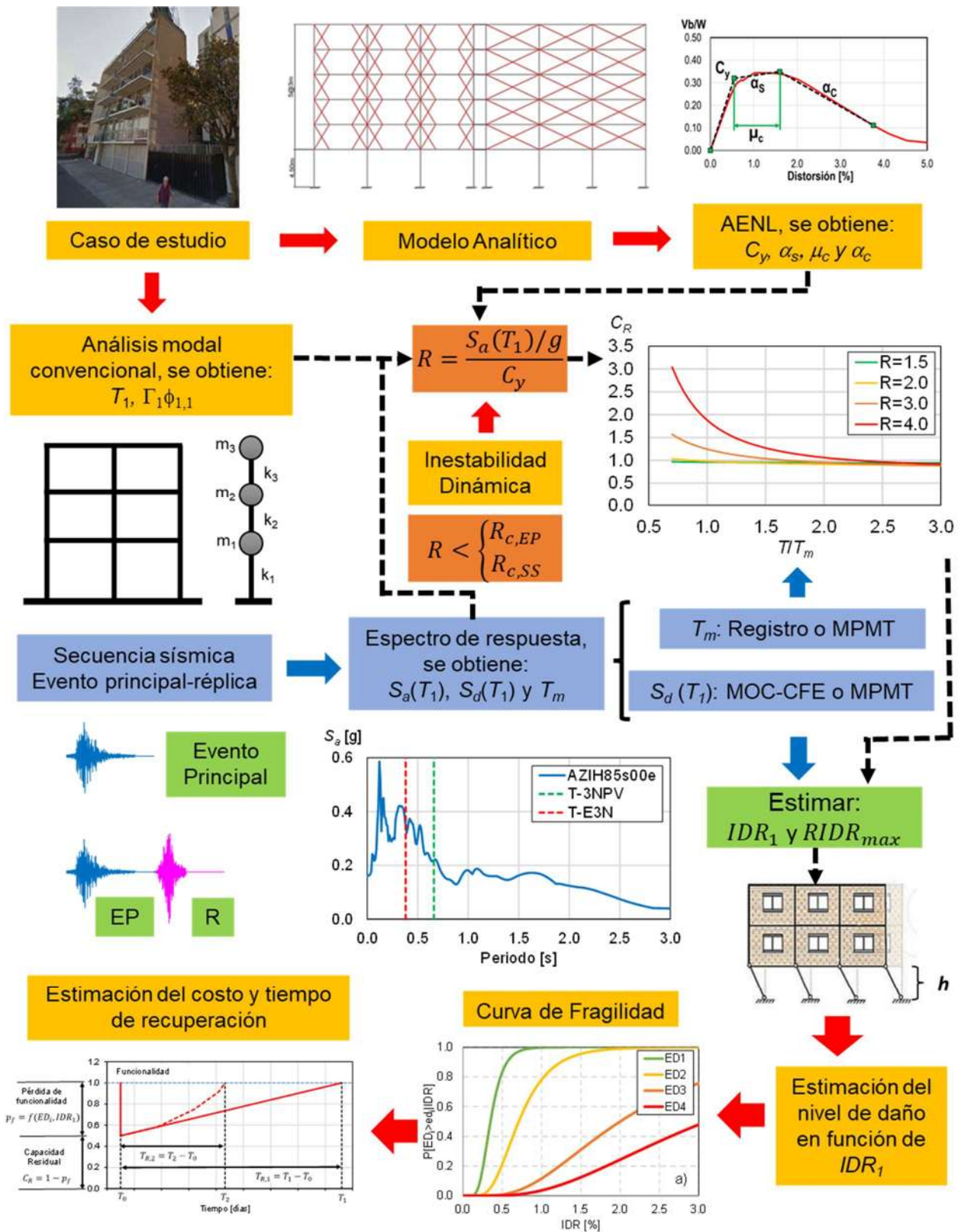


Figura 2.6. Diagrama de flujo de la metodología empleada para evaluar la resiliencia de edificios con planta baja débil ante acciones sísmicas.

2.4 Resumen

En este capítulo se presentó la formulación y metodología para la evaluación de la resiliencia sísmica de edificios con planta baja débil ante eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Para la aplicar la metodología propuesta es necesario desarrollar las siguientes investigaciones orientadas a:

1. Estimar el desplazamiento máximo elástico, S_d , para eventos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia a partir de modelos predictivos del movimiento del terreno, MPMT. Por lo tanto, los MPMT para S_d para ambos ambientes sísmicos se desarrolla en el capítulo 3.
2. Contar con una estimación del cociente de desplazamiento inelástico, C_R , para sistemas con comportamiento hysterético degradante y ambos escenarios sísmicos. Para tal fin, en el capítulo 4 se realiza un estudio estadístico en sistemas de un grado de libertad y finalmente proponer formas funcionales que permitan estimar el valor medio de C_R .
3. Contar con una estimación del periodo medio, T_m , del movimiento del terreno como una forma de tomar en cuenta el contenido de frecuencias del movimiento del terreno para ambos ambientes sísmicos. Por lo tanto, en el capítulo 5 se propone MPMT para estimar T_m para ambos ambientes sísmicos.
4. Contar con una estimación de la resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso, R_c , ante eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Asimismo, contar con una estimación de R_c ante secuencias sísmicas eventos principal-réplica interplaca. Para tal fin, en los capítulos 6 y 7 se desarrollan estudios estadísticos en sistemas de un grado de libertad con comportamiento hysterético degradante. Finalmente, se proponen formas funcionales para estimar el valor medio de R_c ante un evento principal o secuencia sísmica evento principal-réplica

PREDICCIÓN DEL DESPLAZAMIENTO MÁXIMO ESPECTRAL PARA TEMBLORES INTERPLACA E INTRAPLACA DE PROFUNDIDAD INTERMEDIA

3.1 Introducción

Los métodos actuales de evaluación sísmica de edificios existentes requieren una estimación de la demanda de desplazamiento máximo inelástico de azotea como un parámetro de demanda ingenieril para cuantificar su vulnerabilidad sísmica. Por ejemplo, el método propuesto en FEMA P-2018 (2018) utiliza el *método de los coeficientes* para obtener una estimación de la demanda de desplazamiento máximo inelástico de azotea para edificios antiguos a base de marcos de concreto reforzado. El método propuesto para la evaluación de la resiliencia sísmica de edificios con PBD requiere de una estimación de la distorsión máxima de entrepiso del primer nivel, IDR_1 , la cual, se describe en el capítulo 2. La predicción de IDR_1 requiere contar con las propiedades dinámicas (por ejemplo, el periodo fundamental de vibrar asociado a la primera forma modal, T_1 , y el factor de participación modal del primer nivel normalizado con respecto al de azotea, $\Gamma_1\phi_{1,1}$); y mecánicas del edificio en estudio (por ejemplo, el coeficiente asociado a la fluencia, C_y , capacidad de deformación, μ_c , tasa de endurecimiento por deformación, α_s , y la pendiente negativa, α_c). Asimismo, es necesario contar con una estimación del cociente de desplazamiento inelástico, C_R , y el desplazamiento máximo espectral, S_d . Además, C_R y S_d deben considerar el ambiente sismogénico a nivel regional en México, por ejemplo, eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. El valor de S_d se puede obtener directamente del espectro de respuesta de desplazamiento máximo elástico a partir de la respuesta de un sistema de un grado de libertad correspondiente a un registro específico asociado a T_1 . Sin embargo, la estimación de S_d requiere de programas especializados y contar con un catálogo de registros sísmicos para eventos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Por lo tanto, en este capítulo se proponen modelos predictivos del movimiento del terreno, MPMT, disponibles en la literatura para obtener una estimación de S_d . Para tal fin, se utiliza un método de regresión paramétrico de efectos mixtos y una máquina de vector de soporte, MVS, como un método de regresión no paramétrico.

La predicción de la demanda del desplazamiento máximo elástico (es decir, máxima), S_d o espectros de desplazamiento son de suma importancia para las metodologías de diseño y evaluación basadas en desplazamiento. Por ejemplo, las estimaciones de la demanda máxima de desplazamiento máximo inelástico se pueden hacer a partir de S_d multiplicado por la relación llamada cociente de desplazamiento inelástico, C_R (Veletsos et al., 1965; Miranda y Ruiz-García, 2002). Sin embargo, existen pocos espectros de diseño de desplazamiento incluidos en códigos sísmicos a nivel mundial como el Eurocódigo 8 (CEN, 2004) y el Manual de Obras Civiles de México (Comisión, 2015). Como alternativa al espectro de desplazamiento especificado por el código, las demandas de S_d también podrían estimarse a partir de: 1) las ordenadas espectrales de pseudoaceleración multiplicado por $(T/2\pi)^2$, donde T es el periodo natural de vibración, y 2) modelos predictivos del movimiento del terreno, MPMT. Cabe señalar que el número de MPMT para estimar S_d , como propuestos en las referencias (Tolis y Faccioli, 1999; Bommer y Elnashai, 1999; Faccioli et al., 2004; Akkar y Bommer, 2007), es significativamente menor que los MPMT

propuestos para otros parámetros del movimiento del terreno (por ejemplo, aceleración máxima del terreno, AMT) o las ordenadas de aceleración espectral, S_a .

Por ejemplo, en la figura 3.1 se muestra la comparación de la predicción del espectro de S_d para el evento sísmico del 19 de septiembre de 1985 registrado en la estación CALE (Caleta de Campos) y AZHI (Aeropuerto Zihuatanejo), en sus dos componentes horizontales ortogonales. Asimismo, se muestra el espectro de S_d indicado en la edición 2015 del Manual de Obras Civiles, MOC, de la Comisión Federal de Electricidad. En la figura se puede apreciar que el espectro de S_d del MOC sobre-estima significativamente las ordenadas de S_d . Por ejemplo, el valor de S_d es 6.6 veces mayor que el S_d correspondiente al registro en su componente s90e para $T=1.0$ s.

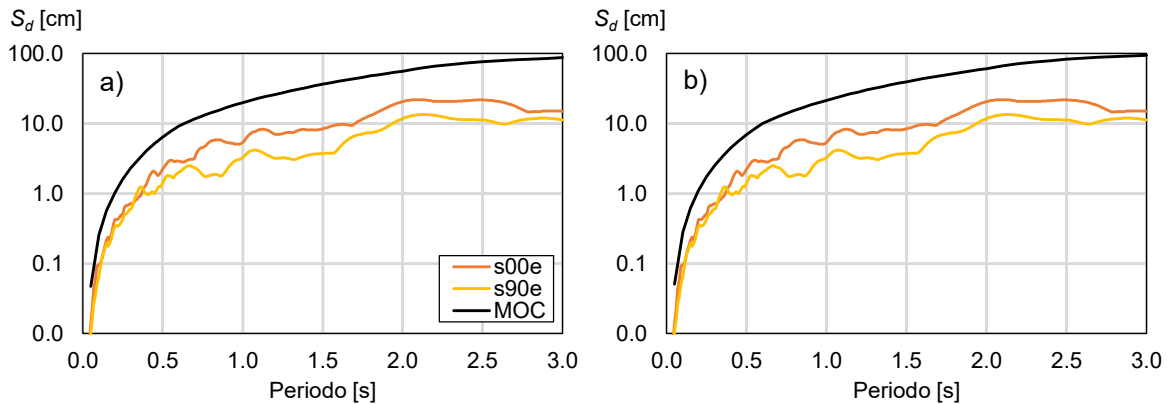


Figura 3.1. Comparación del espectro de S_d del MOC con respecto a los espectros de S_d correspondientes a dos registros el 19 de septiembre de 1985: a) AZIH y b) CALE.

De acuerdo a lo observado en la figura 3.1 se justifica el contar con un MPMT para obtener una estimación adecuada de S_d , dado que, el método propuesto requiere de S_d para predecir IDR_1 . Es decir, utilizar el espectro de S_d del MOC lleva a obtener una sobre-estimación de IDR_1 , asimismo, se obtendría una sobre-estimación del daño al utilizar funciones de fragilidad que asocian la probabilidad de alcanzar o exceder un estado de daño específico en función de la distorsión máxima de entrepiso.

El objetivo de este capítulo consiste en presentar la predicción de las ordenadas espectrales de desplazamiento elástico, S_d , de sistemas de un grado de libertad, S1GL, cuando se someten a eventos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia registrados en sitios rocosos en la costa del Pacífico mexicano empleando un algoritmo de aprendizaje profundo supervisado. En particular, se empleó un método de regresión con máquina de vector de soporte, MVS, para predecir S_d como una función no paramétrica de un conjunto de variables predictivas del movimiento del terreno. En particular, se compara y discute la predicción de S_d utilizando la regresión no paramétrica basada en MVS y la predicción empleando un modelo predictivo del movimiento del terreno como un método tradicional.

3.2 Catálogo de registros sísmicos

3.2.1 Criterio de selección

Este estudio enfoca su atención en la zona de subducción de la costa del Pacífico mexicano, que representa la mayor amenaza sísmica en México. Esta fuente sismogénica desencadena tanto eventos interplaca como eventos intraplaca de profundidad intermedia. Con el propósito de desarrollar un modelo predictivo del movimiento del terreno, MPMT, para S_d , se ensambló un catálogo de registros sísmicos a partir de la base de datos de la Red Sísmica del Instituto de Ingeniería de la Universidad Autónoma de México, RAII-UNAM (2023), de acuerdo con el siguiente criterio de selección: a) Magnitud de momento, $M_w > 5.0$, b) distancia hipocentral, $R_{hyp} < 388\text{km}$, c) estaciones acelerográficas ubicadas en roca, d) estaciones ubicadas en campo libre, e) aceleración máxima del terreno, $AMT > 20\text{cm/s}^2$ en una de sus componentes horizontales, y f) eventos registrados en un mínimo de dos estaciones. Desafortunadamente, la información de la velocidad de ondas de corte no se encuentra disponible en los archivos del RAII-UNAM (2023). No obstante, estos sitios son análogos a los sitios clase B del NEHRP en los Estados Unidos, según Arroyo et al. (2010). Además, los eventos sísmicos de subducción se clasifican como eventos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia, según el rango de profundidad focal, H_D . Bajo este criterio, en esta investigación se ensamblaron dos catálogos. El primer conjunto incluye 484 acelerogramas registrados en 44 estaciones durante 84 eventos sísmicos ocurridos durante el periodo de 1985 a 2021, los cuales tienen una profundidad focal, H_D , inferior a 35km. El intervalo de magnitudes para este conjunto es de $5.0 < M_w < 8.0$, mientras que el intervalo de R_{hyp} es de $8 < R_{hyp} < 281\text{km}$. El segundo conjunto incluye 300 acelerogramas seleccionados de 53 estaciones durante 31 eventos sísmicos intraplaca ocurridos entre 1994 y 2017, los cuales consideran un intervalo de profundidad focal de $35 < H_D < 138\text{km}$. El rango de magnitudes para este conjunto es de $5.0 < M_w < 8.2$ mientras que el rango de R_{hyp} es de $38 < R_{hyp} < 388\text{km}$. Cabe mencionar que los eventos sísmicos registrados con $M_w \geq 8.0$ son escasos en la historia acelerográfica de México. La Figura 3.2 muestra la distribución espacial de los epicentros de los eventos sísmicos considerados en esta investigación, así como el intervalo de magnitud de momento. Una lista detallada de los eventos sísmicos correspondientes a los dos escenarios sísmicos considerados en este estudio puede consultarse apéndice A.

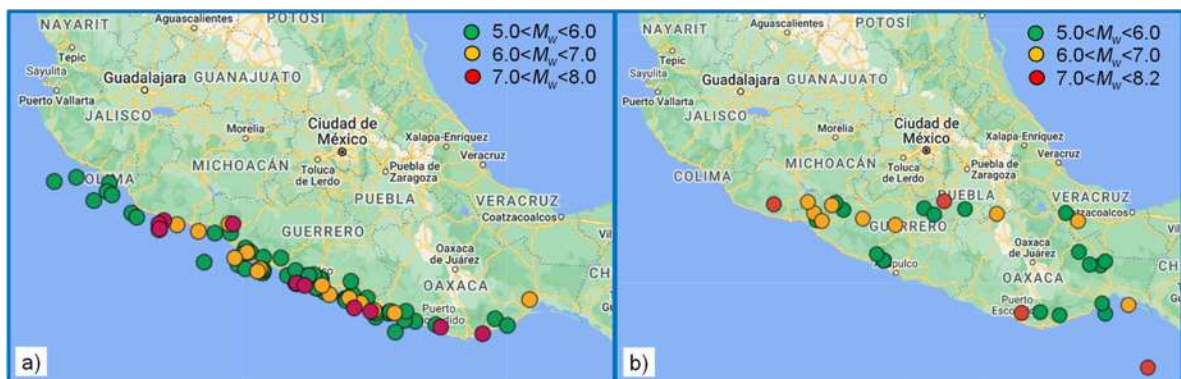


Figura 3.2. Distribución de los eventos sísmicos considerados en este estudio: a) eventos sísmicos interplaca, y b) eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

La figura 3.3a muestra la distribución de M_w-R_{hyp} para 484 registros interplaca (cuadrado azul) y 300 registros intraplaca (triángulo magenta), incluidos en los catálogos considerados en este estudio. De manera similar, la figura 3.3b muestra la distribución de H_D-R_{hyp} para ambos conjuntos de registros sísmicos.

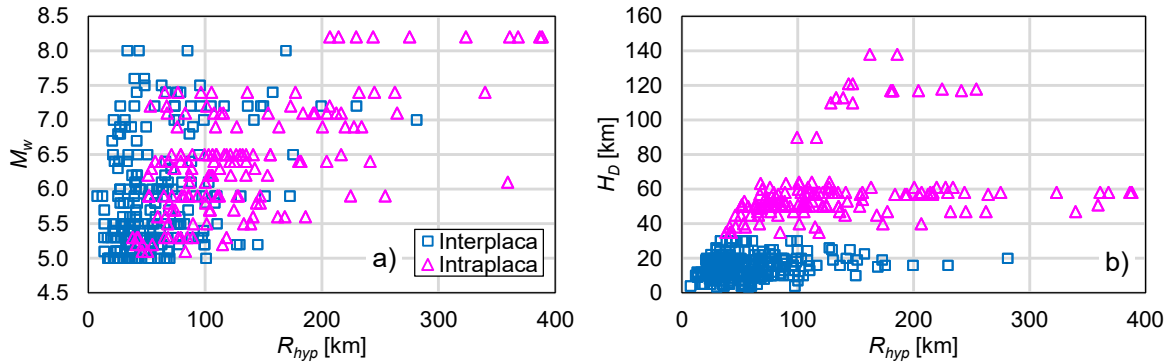


Figura 3.3. Distribución de pares a) M_w-R_{hyp} y b) H_D-R_{hyp} para el conjunto de registros sísmicos considerado en este estudio.

3.2.2 Procesamiento de datos

Los archivos que contienen las historias de aceleración proporcionadas por la RAI-UNAM (2023) no se encuentran corregidos por línea base ni están filtrados. Por lo tanto, cada uno de ellas fue corregida por línea base y filtrada utilizando un filtro de Butterworth con frecuencias de corte de 0.1Hz y 25Hz para caracterizar su contenido de frecuencias.

3.2.3 Ordenadas de desplazamiento espectral

En la figura 3.4 se muestran los espectros de respuesta de S_d (en línea en color gris) calculados para S1GL con comportamiento elástico y 5% de porcentaje del amortiguamiento crítico sujetos a cada registro sísmico incluidos en los dos escenarios sísmicos considerados en este estudio. Asimismo, se muestra la media de S_d (línea color negro), la mediana de S_d (línea color rojo), así como el percentil 16% y 84% en línea color rojo discontinua. A partir de la figura 3.4, puede verse que la incertidumbre registro-a-registro es significativamente alta.

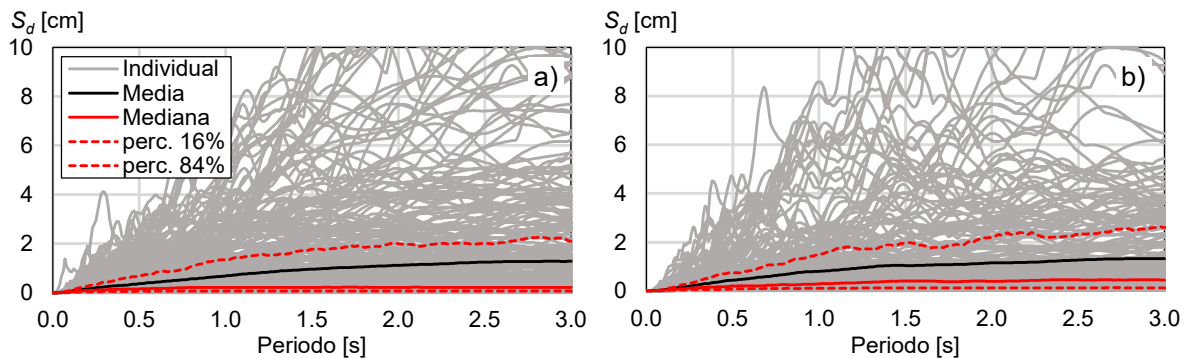


Figura 3.4. Espectros de desplazamiento, S_d , correspondientes a los dos escenarios sísmicos considerados en este estudio: a) interplaca y b) intraplaca.

En las figuras 3.5, 3.6 y 3.7 se muestra la distribución de S_d en función de la profundidad focal, H_D , la distancia hipocentral, R_{hyp} , la magnitud de momento, M_w , respectivamente, para dos periodos naturales de vibrar $T=0.5s$ y $T=1.5s$ correspondientes al escenario sísmico interplaca considerado en este estudio. A partir de las figuras, se puede apreciar que S_d tiende a incrementarse conforme se incrementa M_w , para ambos periodos de vibrar. Por otro lado, S_d tiende a disminuir conforme se aumenta R_{hyp} , lo cual es notorio para $T=0.5s$. Sin embargo, no se aprecia una tendencia de S_d con respecto a la variación de H_D .

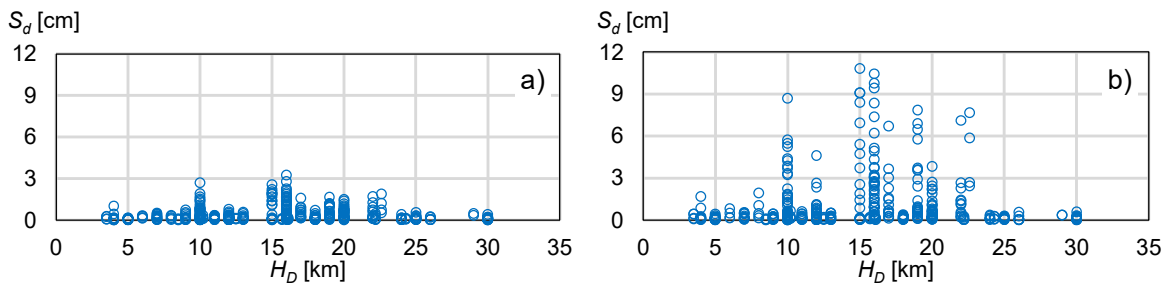


Figura 3.5. Distribución de S_d para eventos sísmicos interplaca considerados en esta investigación en función de H_D y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

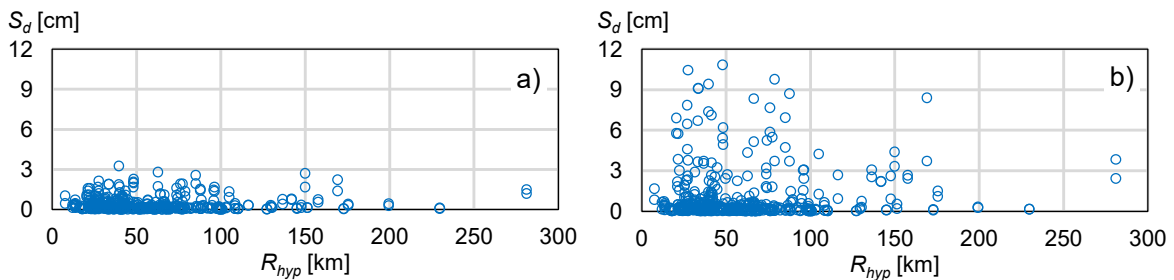


Figura 3.6. Distribución de S_d para eventos sísmicos interplaca considerados en esta investigación en función de R_{hyp} y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

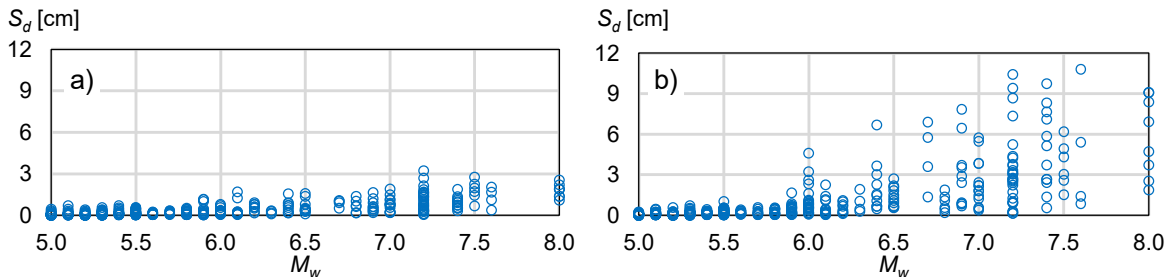


Figura 3.7. Distribución de S_d para eventos sísmicos interplaca considerados en esta investigación en función de M_w y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

En las figuras 3.8, 3.9 y 3.10 se muestra la distribución de S_d en función de H_D , R_{hyp} , M_w , respectivamente, y dos periodos naturales de vibrar $T=0.5s$ y $T=1.5s$ para el escenario sísmico intraplaca de profundidad intermedia considerados en este estudio. A partir de las figuras, se puede apreciar que S_d tiende a incrementarse conforme se incrementa M_w , para ambos periodos de vibrar. Por otro lado, S_d tiende a disminuir conforme se aumenta R_{hyp} para $T=0.5s$, pero exhibe mayor variabilidad para $T=1.5s$. Se aprecia una tendencia de S_d a incrementarse en el intervalo de $30km < H_D < 60km$.

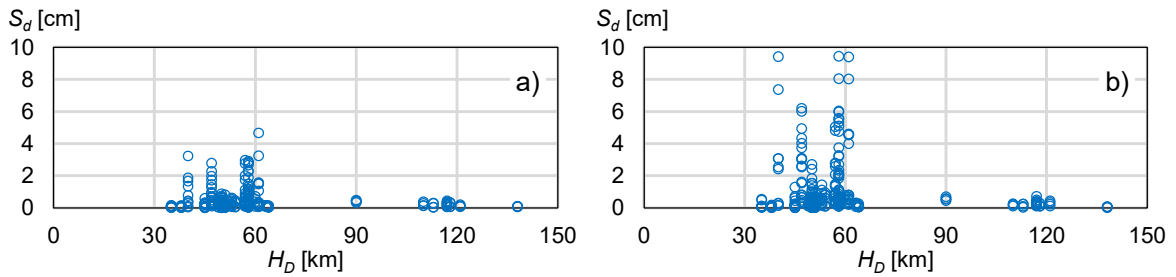


Figura 3.8. Distribución de S_d para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en función de H_D y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

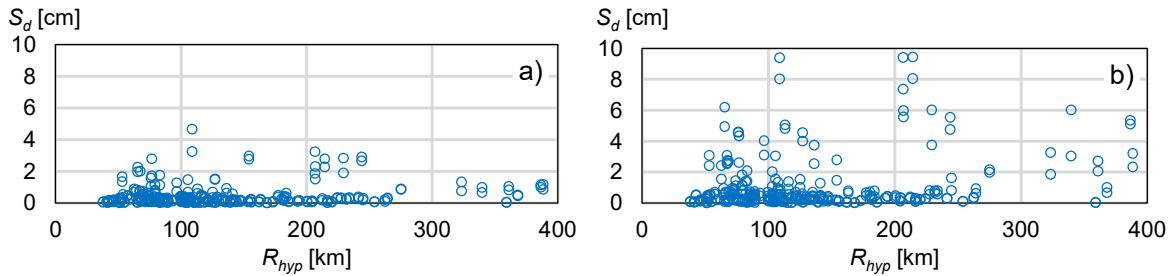


Figura 3.9. Distribución de S_d para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en función de R_{hyp} y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

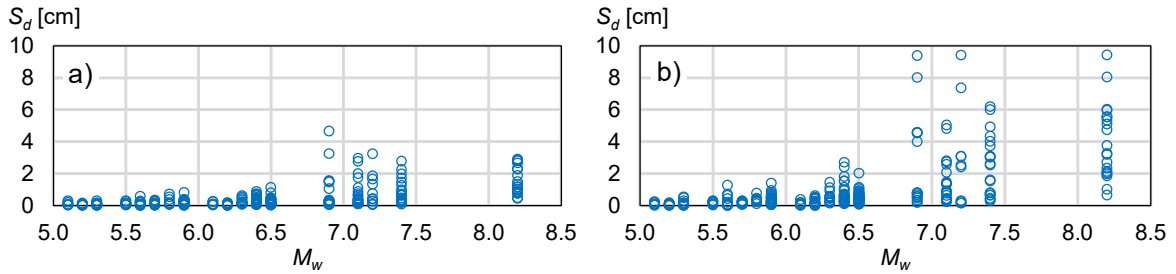


Figura 3.10. Distribución de S_d para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en función de M_w y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

3.3 Predicción del desplazamiento espectral

3.3.1 Regresión con máquina de vector de soporte para obtener S_d

3.3.1.1 Definición

Este estudio también empleó un método de regresión con máquina de vector de soporte, MVS, un tipo de algoritmo de aprendizaje supervisado (Vapnik, 1995), para predecir S_d como una función no paramétrica de un conjunto de variables predictivas del movimiento del terreno. Por ejemplo, este algoritmo de aprendizaje supervisado se ha utilizado con éxito para estimar espectros de respuesta de aceleración (Tezcan y Cheng, 2012).

La regresión MVS emplea una formulación dual de Lagrange (Vapnik, 1995; MATLAB, 2017). Para obtener la formula dual, el primer paso es construir una función lagrangiana a partir de una función objetivo (también conocida como función primaria). Para ello, definamos una función lineal $f(x)$:

$$f(x) = x_n^T \beta + b \quad (3.1)$$

donde x_n es un conjunto multivariado de N observaciones para el entrenamiento, b es una ordenada al origen (término de intercepción), y β es una combinación lineal de las observaciones de entrenamiento, que se define de la siguiente manera:

$$\beta = \sum_{n=1}^N (\alpha_n - \alpha_n^*) x_n \quad (3.2)$$

donde α_n y α_n^* son multiplicadores no negativos para cada observación de x_n .

La regresión no lineal MVS encuentra los coeficientes que minimizan la siguiente función Lagrangiana, $L(\alpha)$:

$$L(\alpha) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N (\alpha_i - \alpha_i^*) (\alpha_j - \alpha_j^*) G(x_i, x_j) + \varepsilon \sum_{i=1}^N (\alpha_i - \alpha_i^*) - \sum_{i=1}^N y_i (\alpha_i - \alpha_i^*) \quad (3.3)$$

donde $G(x_i, x_j)$ es una matriz semidefinida positiva, también conocida como matriz de Gram, α_i , α_i^* y α_j , α_j^* son multiplicadores no negativos para cada observación de x_i , ε es la distancia al valor observado, y y_i es el valor observado. Los valores α_i , α_i^* , α_j y α_j^* están restringidos a $\sum_{i=1}^N (\alpha_n - \alpha_n^*) = 0$, donde $\forall n: 0 < \alpha_n < C$, $\forall n: 0 < \alpha_n^* < C$. El valor de C es un valor de restricción; es decir, un valor numérico positivo que controla la penalización impuesta a las observaciones que se encuentran fuera de ε y ayuda a evitar el sobreajuste. Este valor rige la tolerancia de compensación entre la planitud de $f(x)$, es decir, el valor máximo de $f(x)$ en función de ε . Finalmente, la función $f(x)$ empleada para predecir los valores de respuesta se puede escribir como:

$$f(x) = \sum_{n=1}^N (\alpha_n - \alpha_n^*) G(x_n, x) + b \quad (3.4)$$

donde la matriz de Gram, $G(x_i, x_j)$, se puede obtener utilizando funciones de kernel. Las funciones de kernel típicas son lineal, Gaussiana, y polinomial. Cabe mencionar que la regresión no lineal MVS se encuentra implementada como función **fitrsvm** en MATLAB (2017).

3.3.1.2 Valores de entrada

Las variables predictivas empleadas para estimar S_d son M_w , R^* , y H_D para eventos sísmicos interplaca; y H^* para eventos sísmicos intraplaca. Los valores de entrada deben estandarizarse con respecto a su valor medio (es decir, μ_{M_w} , μ_{R^*} , μ_{H_D} , μ_{H^*}) y desviación estándar (es decir, σ_{M_w} , σ_{R^*} , σ_{H_D} , σ_{H^*}). A continuación, se muestra el vector de entrada estandarizado para el registro i , x_i , y el vector de S_d observado de entrada, y_i , para eventos sísmicos interplaca:

$$x_i = \left[\frac{M_{w,i} - \mu_{M_w}}{\sigma_{M_w}}, \ln \left(\frac{R_{i,i}^* - \mu_{R^*}}{\sigma_{R^*}} \right), \frac{H_{D,i} - \mu_{H_D}}{\sigma_{H_D}}, \frac{E_i - \mu_E}{\sigma_E} \right] \quad (3.5)$$

$$y_i = [\ln(S_{d,i})] \quad (3.6)$$

donde E_i es un identificador por evento, con media μ_E y desviación estándar σ_E . De manera similar, para eventos intraplaca de profundidad intermedia se definen x_i y y_i de la siguiente manera:

$$x_i = \left[\frac{M_{w,i} - \mu_{M_w}}{\sigma_{M_w}}, \ln \left(\frac{R_{i,i}^* - \mu_{R^*}}{\sigma_{R^*}} \right), \frac{H_{i,i}^* - \mu_{H^*}}{\sigma_{H^*}}, \frac{E_i - \mu_E}{E} \right] \quad (3.7)$$

$$y_i = [\ln(S_{d,i})] \quad (3.8)$$

Para generar la matriz de Gram directamente, utilizamos la función de kernel. Para ello, realizamos una validación cruzada de 10 capas considerando tres funciones de kernel: a) función de base radial, FBR (también conocida como Gaussiana), b) función de base lineal, y c) función de base polinomial. Para esta fase de entrenamiento, se empleó el 70% de los movimientos del terreno en cada conjunto de datos. El error cuadrático medio, ECM , se calculó para cada función de kernel conforme a la recomendación de Tezcan y Cheng (2012), el cual se presenta en la figura 3.11a para un periodo natural de vibrar, $T=1.5s$.

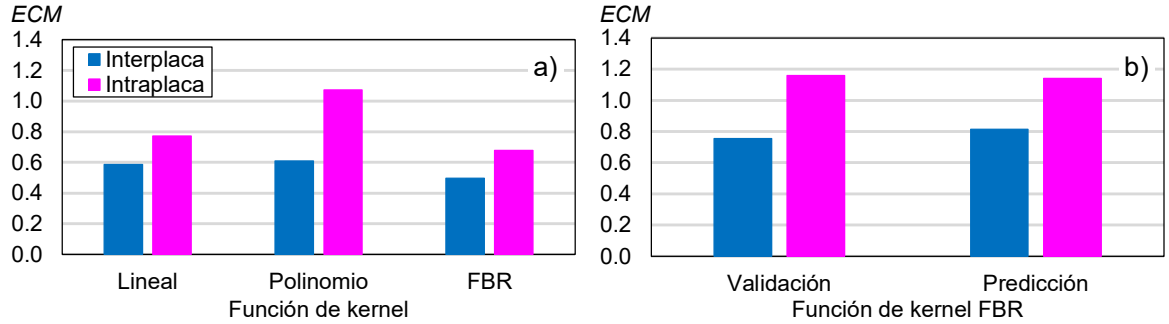


Figura 3.11. Comparación del ECM para un valor de $T=1.5s$ obtenido con: a) Funciones de kernel lineal, polinomio y de base radial (Gaussiano); y b) validación y predicción de la función de kernel Gaussiano.

A partir de la figura 3.11a, se puede observar que la función de kernel Gaussiana (Platt, 1999; Fan et al., 2006; Huang et al., 2006), que se define en la ecuación 3.10, conduce al ECM más bajo:

$$G(x_i, x_j) = \exp \left(-\|x_i - x_j\|^2 \right) \quad (3.10)$$

Asimismo, en la figura 3.11b se reporta el ECM usando la función de kernel Gaussiana correspondiente a la fase de validación (es decir, usando el 20% de los movimientos del terreno restantes en el conjunto original) y predicción (es decir, usando el 10% de los últimos movimientos del terreno) para ambos conjuntos de movimientos del terreno interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Se puede observar que el ECM es aproximadamente igual tanto para la fase de validación y predicción para cada escenario sísmico considerado en este estudio. Sin

embargo, es evidente el aumento en ECM para las fases de validación y predicción en aproximadamente en un 50% para eventos interplaca y en 70% para eventos intraplaca, lo anterior se atribuye a la variabilidad de S_d registro a registro.

En la tabla 3.1 se presenta la media, μ , y la desviación estándar, σ , para cada una de las variables predictivas empleadas en la predicción de S_d , para ambos escenarios sísmicos, indicadas en las ecuaciones (3.5) y (3.7). En consecuencia, en la tabla 3.2 y 3.3 se presentan los valores correspondientes a C , ε , α_i , b , así como N_{vs} , el número de vectores de soporte. El error cuadrático medio, ECM , y el coeficiente de determinación, R^2 se indican en la misma tabla.

Tabla 3.1. media y desviación estándar de las variables predictivas.

Escenario sísmico	M_w		$\ln(R^*)$		H_D		G	
	μ	σ	μ	σ	μ	σ	μ	σ
Interplaca	5.79	0.76	3.82	0.58	15.09	6.13	29.11	16.87
	M_w		$\ln(R^*)$		H^*		G	
Intraplaca	μ	σ	μ	σ	μ	σ	μ	σ
	6.40	0.78	4.63	0.56	2.81	8.68	13.20	9.35

Tabla 3.2 Resultados de la regresión con MVS y medidas del error para eventos interplaca.

$T [s]$	C	ε	α	b	N_{vs}	σ	ECM	R^2
0.10	0.9631	0.0963	-0.0325	-3.3159	296	0.51	0.47	0.46
0.20	1.1305	0.1130	-0.0307	-2.2829	283	0.52	0.47	0.67
0.30	1.0927	0.1093	-0.0302	-1.9123	287	0.51	0.47	0.67
0.40	1.1706	0.1171	0.0145	-1.7350	286	0.51	0.45	0.77
0.50	1.2486	0.1249	0.0979	-1.5692	290	0.48	0.41	0.79
0.60	1.2620	0.1262	0.0726	-1.4619	281	0.49	0.45	0.74
0.70	1.3313	0.1331	0.0618	-1.3705	271	0.47	0.44	0.81
0.80	1.3382	0.1338	0.0102	-1.2984	283	0.46	0.42	0.81
0.90	1.3975	0.1398	0.1037	-1.2411	273	0.45	0.43	0.77
1.00	1.3733	0.1373	-0.0474	-1.1771	283	0.46	0.43	0.77
1.20	1.4254	0.1425	0.0068	-1.1081	285	0.45	0.41	0.78
1.40	1.4740	0.1474	-0.0250	-1.0233	274	0.47	0.43	0.75
1.60	1.4612	0.1461	0.0126	-0.9835	275	0.48	0.47	0.75
1.80	1.4983	0.1498	-0.0828	-0.9096	278	0.50	0.47	0.74
2.00	1.4841	0.1484	0.0214	-0.9222	270	0.48	0.45	0.75
2.25	1.4843	0.1484	-0.0096	-0.9083	276	0.49	0.44	0.77
2.50	1.4458	0.1446	0.1481	-0.8958	274	0.50	0.49	0.76
2.75	1.4809	0.1481	-0.0580	-0.8770	272	0.50	0.47	0.74
3.00	1.5588	0.1559	-0.0514	-0.8735	268	0.49	0.47	0.74

Tabla 3.3 Resultados de la regresión con MVS y medidas del error para eventos intraplaca.

$T [s]$	C	ε	α	b	N_{vs}	σ	ECM	R^2
0.10	0.7622	0.0762	-0.0435	-3.5188	182	0.46	0.32	0.62
0.20	0.8388	0.0839	-0.0489	-2.2637	195	0.46	0.31	0.72
0.30	0.9048	0.0905	0.0929	-1.7261	187	0.53	0.43	0.76
0.40	1.0093	0.1009	0.0925	-1.4738	187	0.58	0.53	0.67
0.50	1.0738	0.1074	-0.0968	-1.3224	178	0.59	0.58	0.69
0.60	1.1755	0.1176	-0.0952	-1.2186	185	0.58	0.54	0.80
0.70	1.2211	0.1221	0.0080	-1.0759	173	0.58	0.55	0.77
0.80	1.2977	0.1298	-0.1673	-0.9776	178	0.57	0.54	0.87
0.90	1.2707	0.1271	0.0435	-0.8914	174	0.59	0.55	0.88
1.00	1.2020	0.1202	-0.0080	-0.8318	174	0.60	0.60	0.86
1.20	1.2331	0.1233	-0.1504	-0.7903	186	0.61	0.59	0.84
1.40	1.2101	0.1210	0.1163	-0.7491	183	0.65	0.78	0.75
1.60	1.1958	0.1196	-0.0078	-0.7801	183	0.62	0.73	0.78
1.80	1.2498	0.1250	0.0251	-0.7652	177	0.60	0.58	0.80
2.00	1.2846	0.1285	-0.1121	-0.7154	177	0.59	0.58	0.80
2.25	1.2508	0.1251	-0.0724	-0.6726	171	0.57	0.53	0.81
2.50	1.3086	0.1309	0.0104	-0.6054	175	0.54	0.49	0.87
2.75	1.3423	0.1342	0.0436	-0.5613	178	0.53	0.43	0.90
3.00	1.3492	0.1349	-0.0634	-0.5502	168	0.54	0.44	0.91

3.3.2 Modelo predictivo del movimiento del terreno de S_d

A continuación, se presentan modelos predictivos del movimiento del terreno, MPMT, para la predicción de S_d . Reconociendo que los movimientos del terreno corresponden a diferentes escenarios sísmicos (es decir, eventos sísmicos interplaca e intraplaca), se consideraron diferentes formas funcionales para cada catálogo de registros sísmicos. Se empleó la siguiente forma funcional propuesta por Jaimes y García-Soto (2020) para predecir S_d para eventos sísmicos interplaca

$$\ln(S_d) = c_1 + c_2 M_w + c_3 R^* + c_4 \ln(R^*) + \varepsilon + \eta \quad (3.11)$$

Asimismo, la siguiente forma funcional propuestas por Jaimes y García-Soto (2020) se consideró para predecir S_d para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia:

$$\ln(S_d) = c_1 + c_2 M_w + c_3 \ln(R^*) + c_4 H^* + \varepsilon + \eta \quad (3.12)$$

donde $\ln S_d$ es el valor logarítmico medio de S_d , M_w es la magnitud de momento, R^* es una medida de la distancia, H^* es la distancia de profundidad modificada, así como ε y η son los términos dentro- y entre-eventos, respectivamente. En particular, R^* se define como $R^* = \sqrt{R^2 + \Delta^2}$, donde R es la distancia más cercana a la fuente para eventos con $M_w > 6.5$, o R_{hyp} para eventos con $M_w < 6.5$, como se define en García et al. (2005), mientras que Δ es un término de saturación de fuente cercana

propuesto por Atkinson y Boore (2003), que puede calcularse como $0.0075 \times 10^{0.507 M_w}$. De manera similar, H^* en la ecuación (3.12) es una distancia de profundidad focal modificada, en kilómetros, para tener en cuenta los efectos de escala discutidos en Abrahamson et al. (2016), que se puede calcular como $[\min(H_D, 75) - 50]$. Cabe señalar que tanto R^* como H^* se han utilizado en modelos empíricos anteriores para México (por ejemplo, Jaimes y García-Soto, 2020). En los modelos empíricos dados en las ecuaciones antes mencionadas, se supone que ε y η son variables aleatorias independientes normalmente distribuidas con media cero y desviación estándar iguales a ϕ y τ , respectivamente. Los coeficientes involucrados en los modelos predictivos antes mencionados se obtienen del análisis de regresión; en particular, esta investigación considera el modelo de efectos mixtos (Joyner y Boore, 2003), que permite estimar la desviación estándar dentro del evento, ϕ , y la desviación estándar entre eventos, τ , por lo que la desviación estándar total del modelo está dada por:

$$\sigma = \sqrt{\phi^2 + \tau^2} \quad (3.13)$$

A partir de un análisis de regresión de efectos mixtos, en las tablas 3.4 y 3.5 se indican los coeficientes de regresión a emplearse en las ecuaciones (3.11) y (3.12), respectivamente, las cuales incluyen el valor de σ .

Tabla 3.4 Coeficientes para emplearse en la ecuación (3.11).

$T [s]$	c_1	c_2	c_3	c_4	ε	η	σ
0.10	-3.6325	0.4875	-0.0002	-0.6644	0.64	0.37	0.74
0.20	-4.7545	0.7567	-0.0029	-0.4924	0.65	0.39	0.76
0.30	-5.0050	0.9658	-0.0012	-0.6861	0.58	0.39	0.70
0.40	-6.1655	1.0995	-0.0069	-0.4694	0.55	0.45	0.71
0.50	-6.8860	1.2021	-0.0084	-0.3781	0.53	0.44	0.68
0.60	-7.0146	1.2757	-0.0078	-0.4370	0.55	0.43	0.70
0.70	-7.2682	1.3390	-0.0085	-0.4337	0.55	0.43	0.70
0.80	-7.5403	1.3903	-0.0097	-0.4071	0.52	0.48	0.71
0.90	-7.8817	1.4605	-0.0097	-0.4085	0.52	0.49	0.71
1.00	-8.2525	1.5279	-0.0101	-0.4015	0.53	0.51	0.73
1.20	-9.0488	1.6374	-0.0119	-0.3196	0.53	0.53	0.75
1.40	-8.8327	1.6379	-0.0098	-0.3903	0.56	0.47	0.74
1.60	-9.3843	1.7203	-0.0107	-0.3546	0.55	0.50	0.74
1.80	-9.4129	1.7604	-0.0088	-0.4318	0.56	0.49	0.74
2.00	-9.4023	1.7905	-0.0076	-0.4941	0.55	0.47	0.73
2.25	-9.3642	1.8153	-0.0064	-0.5559	0.56	0.46	0.72
2.50	-9.4013	1.8428	-0.0057	-0.5968	0.56	0.46	0.73
2.75	-9.6014	1.8692	-0.0057	-0.5825	0.55	0.47	0.73
3.00	-9.6864	1.8827	-0.0058	-0.5794	0.55	0.48	0.73

Tabla 3.5 Coeficientes para emplearse en la ecuación (3.12).

$T [s]$	c_1	c_2	c_3	c_4	ε	η	σ
0.10	-3.3471	0.5533	-0.8100	0.0015	0.61	0.19	0.64
0.20	-2.0254	0.7046	-1.0671	0.0183	0.59	0.33	0.68
0.30	-3.0564	0.9583	-1.0900	0.0163	0.61	0.37	0.71
0.40	-3.6465	1.0805	-1.0808	0.0199	0.67	0.37	0.76
0.50	-4.0520	1.1947	-1.1126	0.0231	0.67	0.33	0.75
0.60	-3.9491	1.2319	-1.1673	0.0269	0.66	0.35	0.75
0.70	-3.9674	1.2426	-1.1517	0.0256	0.69	0.36	0.78
0.80	-4.0313	1.2899	-1.1747	0.0219	0.69	0.39	0.79
0.90	-4.4157	1.3405	-1.1380	0.0183	0.70	0.40	0.80
1.00	-4.7884	1.3550	-1.0657	0.0165	0.70	0.37	0.79
1.20	-5.1151	1.4314	-1.0806	0.0134	0.72	0.36	0.80
1.40	-5.3810	1.4815	-1.0748	0.0119	0.74	0.33	0.81
1.60	-5.4414	1.5165	-1.1031	0.0112	0.72	0.29	0.77
1.80	-5.5898	1.5634	-1.1343	0.0113	0.70	0.26	0.75
2.00	-5.8372	1.6024	-1.1249	0.0111	0.70	0.23	0.73
2.25	-5.9873	1.6322	-1.1272	0.0092	0.68	0.20	0.71
2.50	-6.1048	1.6675	-1.1423	0.0072	0.64	0.23	0.68
2.75	-6.2913	1.6957	-1.1379	0.0064	0.64	0.25	0.68
3.00	-6.4274	1.7042	-1.1191	0.0059	0.63	0.26	0.68

3.3.3 Residuales de S_d

3.3.3.1 Residuales del MPMT

Se llevó a cabo un examen de los residuales, que es una medida del error entre el S_d “observado” y estimado, para evaluar si son adecuados los modelos predictivos implementados en este estudio. Para este propósito, el residual se definió como el logaritmo natural de la relación de los valores de S_d “observado” y estimado calculado para todos los eventos sísmicos considerados en esta investigación. Las figuras 3.12 a 3.16 muestran los residuales de S_d , en círculos color azul, para movimientos del terreno interplaca en función de M_w y R^* . La media (círculo rojo) y su intervalo de confianza (denominado i.c.) del 95% también se indican en las figuras. En general, se puede ver que la media se centra alrededor del origen para M_w hasta 7.5, lo que significa que la variable M_w no induce un sesgo significativo en el modelo predictivo empírico para magnitudes entre 5.0 y 7.5. Sin embargo, la media, y dispersión del residual tienden a incrementarse para distancias R^* mayores a, aproximadamente, 120km.

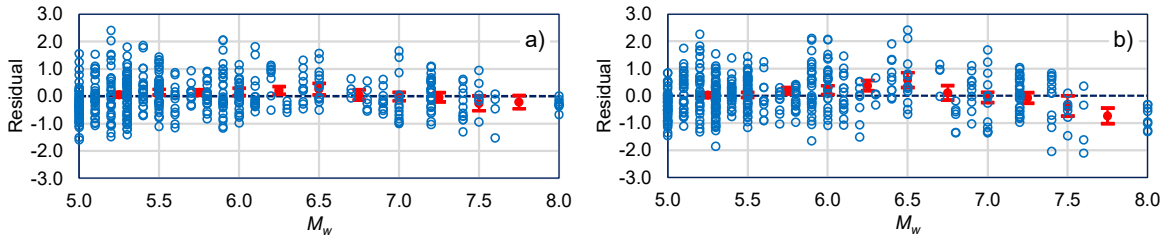


Figura 3.12. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca en función de M_w , ecuación (3.11) y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5$ s y b) $T=1.5$ s.

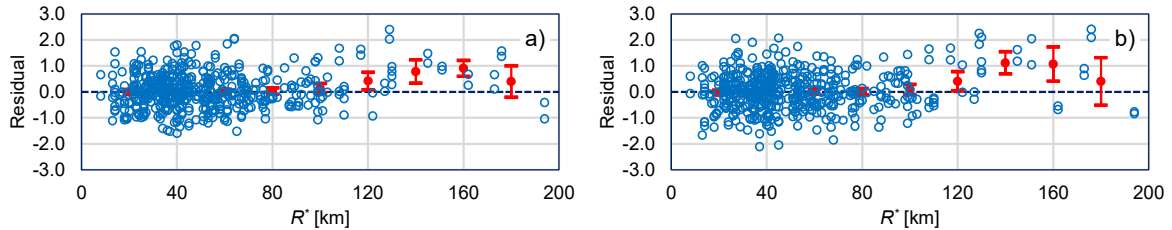


Figura 3.13. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca en función de R^* , ecuación (3.11) y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5$ s y b) $T=1.5$ s.

De manera similar, en las figuras 3.13, 3.14 y 3.15 se presentan los residuales para eventos sísmicos intraplaca en función de M_w , R^* y H_D , respectivamente. En general, se puede ver que la media se centra alrededor del origen para las tres variables predictivas para este escenario sísmico, lo que implica que no inducen un sesgo significativo en el modelo predictivo.

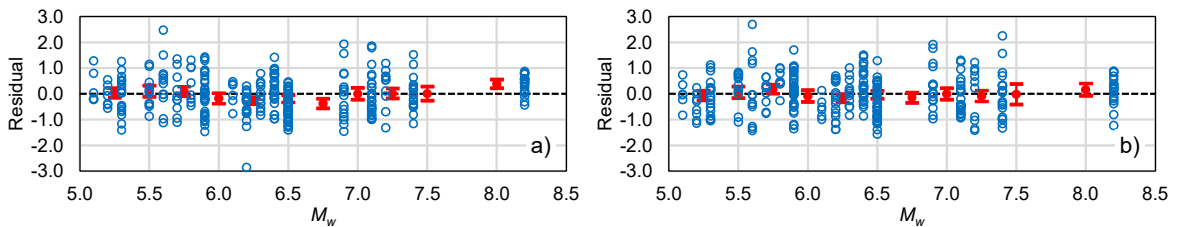


Figura 3.14. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de M_w , ecuación (3.12) y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5$ s y b) $T=1.5$ s.

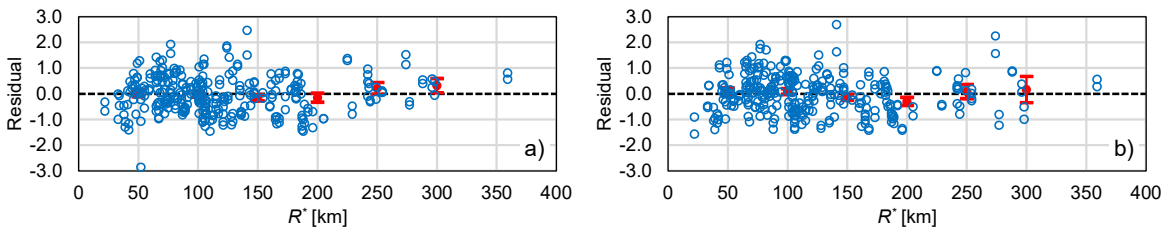


Figura 3.15. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de R^* , ecuación (3.12) y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5$ s y b) $T=1.5$ s.

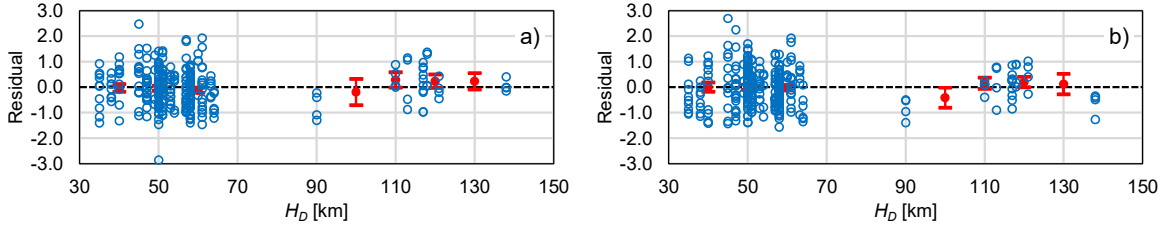


Figura 3.16. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de H_D , ecuación (3.12) y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

3.3.3.2 Residuales empleando MVS

En las figuras 3.17 y 3.18 se muestra el residual total para eventos sísmicos interplaca en función de M_w , R^* , y dos periodos naturales de vibrar (es decir, $T=0.5s$ y $T=1.5s$). Asimismo, en las figuras 3.19 a 3.21 se muestra la distribución del residual total para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en función de M_w , R^* , H_D , y dos periodos naturales de vibrar (es decir, $T=0.5s$ y $T=1.5s$). En general puede apreciarse claramente que la media de los residuales se centra alrededor del origen para las tres variables predictivas y para ambos escenarios sísmicos, lo que implica que no inducen un sesgo significativo en el modelo predictivo empleando la regresión con MVS.

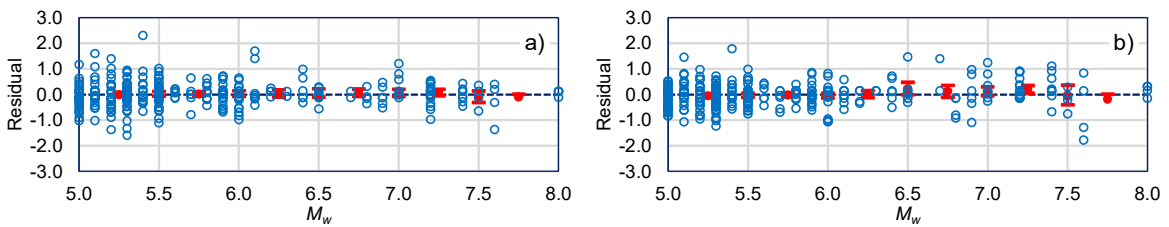


Figura 3.17. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca en función de M_w , utilizando MVS y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

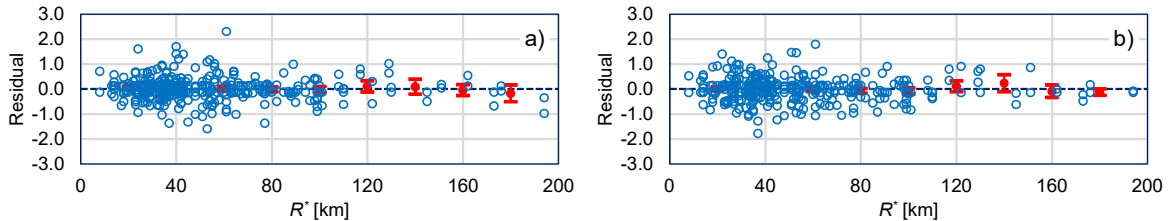


Figura 3.18. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca en función de R^* , utilizando MVS y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

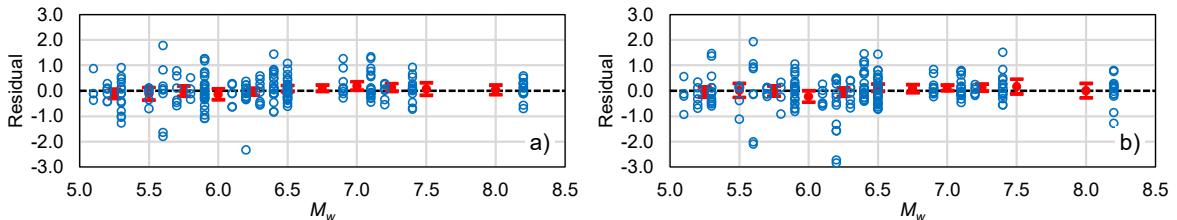


Figura 3.19. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de M_w , utilizando MVS y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

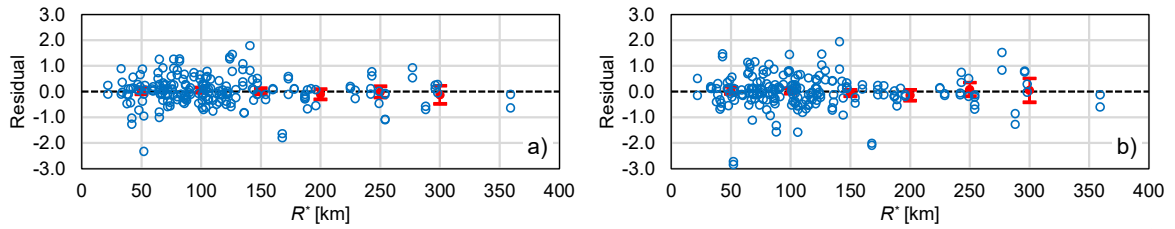


Figura 3.20. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de R^* , utilizando MVS y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

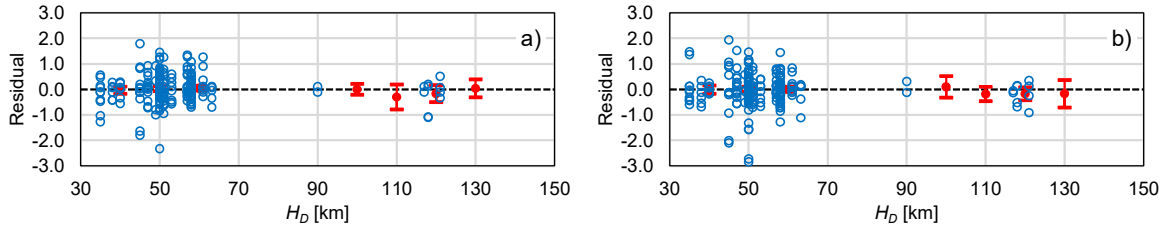


Figura 3.21. Análisis del residual total para eventos sísmicos intraplaca en función de H_D , utilizando MVS y dos periodos naturales de vibrar: a) $T=0.5s$ y b) $T=1.5s$.

3.4 Validación

3.4.1 Comparación de la predicción de S_d con el valor observado de S_d

En la figura 3.22 se muestra la comparación de la predicción del espectro de S_d para el evento sísmico del 19 de septiembre de 1985 registrado en la estación CALE (Caleta de Campos) y AZIH (Aeropuerto Zihuatanejo), en sus dos componentes horizontales ortogonales con $M_w=8.0$, $R_{rup}=12.6$ km y 20.3 km respectivamente. Asimismo, se muestra la predicción del valor medio de S_d , así como la media de $S_d \pm$ una desviación estándar utilizando el MPMT correspondiente a la ecuación (3.11). En la figura 3.2 se puede apreciar que el MPMT conduce a una predicción razonable de las ordenadas de S_d .

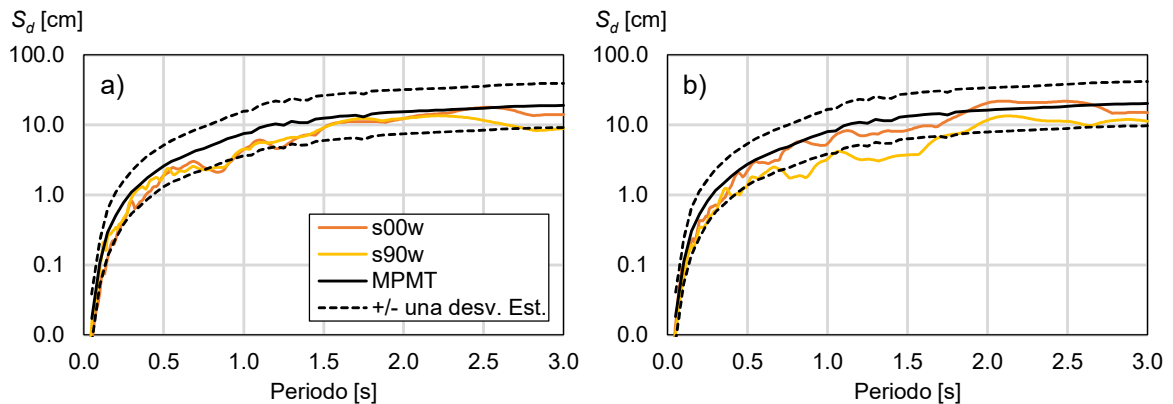


Figura 3.22. Comparación de la predicción del espectro de S_d utilizando la ecuación (3.11): a) AZIH y b) CALE.

En la figura 3.23 se muestra la comparación de la predicción de los espectros de S_d correspondientes a los dos escenarios sísmicos considerados en este estudio (eventos sísmico interplaca e intraplaca) para cuatro valores constantes de magnitud de momento (es decir, $M_w=5.0$, 6.0, 7.0 y 8.0), una distancia modificada de $R^*=50\text{km}$ y dos valores de profundidad focal (es decir, $H_D=35$ y 75km). Asimismo, en la figura 3.23 se muestra la predicción de S_d para los mismos valores de M_w , H_D , pero con un valor de $R^*=100\text{km}$. Como se puede observar en la figura 3.23a las ordenas espectrales de S_d son aproximadamente iguales para eventos interplaca e intraplaca un valor de $H_D=35\text{km}$, sin embargo, en la figura 3.24b y 3.24b se puede observar que las ordenadas de S_d intraplaca son mayores en comparación con la predicción de S_d para eventos interplaca. Principalmente, en la zona espectral de periodo corto (es decir, $0.2 < T < 1.0\text{s}$). Es decir, se puede apreciar la influencia significativa de la profundidad focal en las ordenadas espectrales de S_d para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

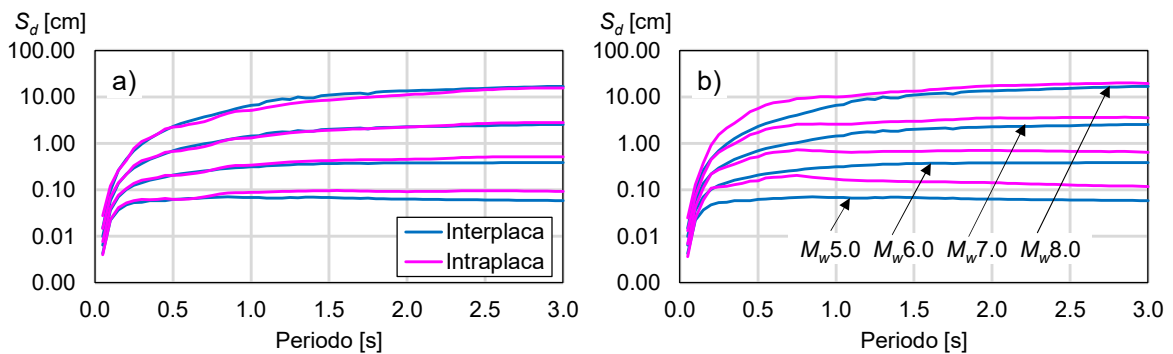


Figura 3.23. Predicción del espectro de S_d utilizando las ecuaciones (3.11) y (3.12) para un valor de $R^*=50\text{km}$: a) $H_D=35\text{km}$ y b) $H_D=75\text{km}$.

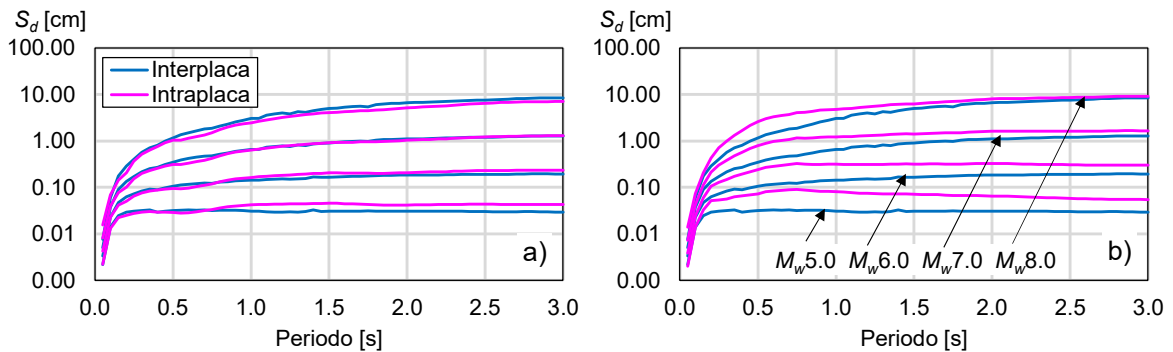


Figura 3.24. Predicción del espectro de S_d utilizando las ecuaciones (3.11) y (3.12) para un valor de $R^*=100\text{km}$: a) $H_D=35\text{km}$ y b) $H_D=75\text{km}$.

Es pertinente comparar la predicción de S_d obtenida con métodos de regresión con respecto a los valores calculados) de S_d (es decir, S_d observado para ambos tipos de eventos sísmicos. Para este propósito, en la figura 3.25 se muestra una comparación de la estimación de S_d usando la regresión no paramétrica con MVS y la regresión de efectos mixtos con MPMT para dos intervalos de M_w en función de R^* . La comparación se realiza para $T=0.5\text{s}$ y $T=1.5\text{s}$. La estimación de $S_d \pm$ una desviación estándar se muestra en la misma figura 3.25. A partir de la figura 3.25, se puede apreciar que la predicción de S_d empleando la regresión MVS sigue la tendencia empírica de S_d con respecto a los intervalos de M_w , con excepción de distancias R^* muy cortas para $T=0.5\text{s}$; lo anterior puede

atribuirse a la ausencia de datos empíricos suficientes de S_d . El uso de MPMT tiene mejor predicción para un intervalo de $7 < M_w < 8$ en ambos periodos de vibración. Sin embargo, el MPMT tiende a subestimar el valor de S_d para R^* mayores a, aproximadamente, 110km.

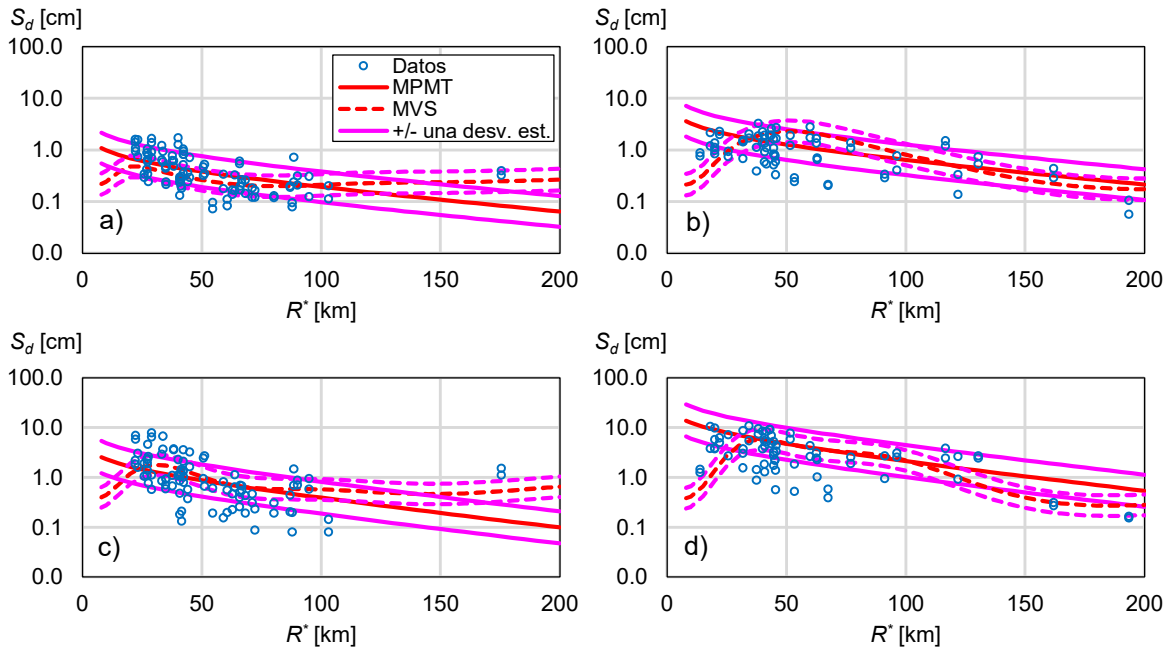


Figura 3.25. Comparación de S_d estimado utilizando la ecuación (3.11) y MVS contra S_d observado para dos valores de T y dos intervalos de M_w : a) $T=0.5s$, $6 < M_w < 7$; b) $T=0.5s$, $7 < M_w < 8$; c) $T=1.5s$, $6 < M_w < 7$; y d) $T=1.5s$, $7 < M_w < 8$.

Una comparación similar correspondiente al escenario intraplaca de profundidad intermedia se presenta en la figura 3.26. Nuevamente, se puede apreciar que tanto la predicción de S_d con la regresión MVS y MPMT proporcionan estimaciones razonables para el intervalo de $7 < M_w < 8$ para ambos periodos de vibración. Sin embargo, el método de regresión MVS tiende a sobreestimar la predicción de S_d para R^* mayores a, aproximadamente, 230km en sistemas con $T=0.5s$ sujetos a temblores en el intervalo $6 < M_w < 7$. Esta observación puede atribuirse a la ausencia de datos observados de S_d en estos intervalos de R^* y M_w , que limitan la capacidad predictiva del MVS. Es interesante notar que la regresión paramétrica empleando MPMT proporciona estimaciones razonables de S_d para las combinaciones de T y M_w en función de R^* .

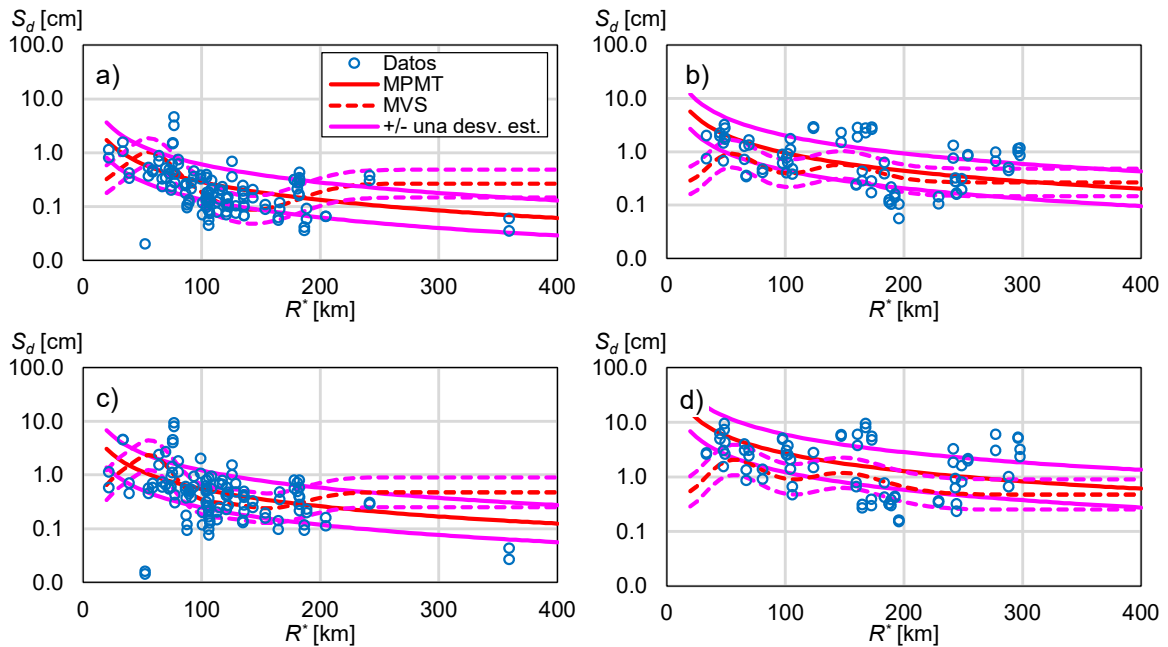


Figura 3.26. Comparación de S_d estimado utilizando la ecuación (3.12) y MVS contra S_d observado para dos valores de T y dos intervalos de M_w : a) $T=0.5s$, $6 < M_w < 7$; b) $T=0.5s$, $7 < M_w < 8$; c) $T=1.5s$, $6 < M_w < 7$; y d) c) $T=1.5s$, $7 < M_w < 8$.

Para identificar si el empleo de una regresión no paramétrica con MVS tiene ventajas sobre las tradicionales MPMTs, en la figura 3.27 se presenta una comparación de σ obtenida empleando MVS (línea color magenta) y MPMT (línea color azul) para ambos escenarios sísmicos considerados en este estudio. En general, se puede observar que el uso de MVS en la predicción de S_d disminuye, aproximadamente, un 33% y un 22% el valor de σ con respecto al empleo de MPMTs al predecir S_d para el escenario sísmico interplaca e intraplaca, respectivamente, para el intervalo de periodos considerados en este estudio.

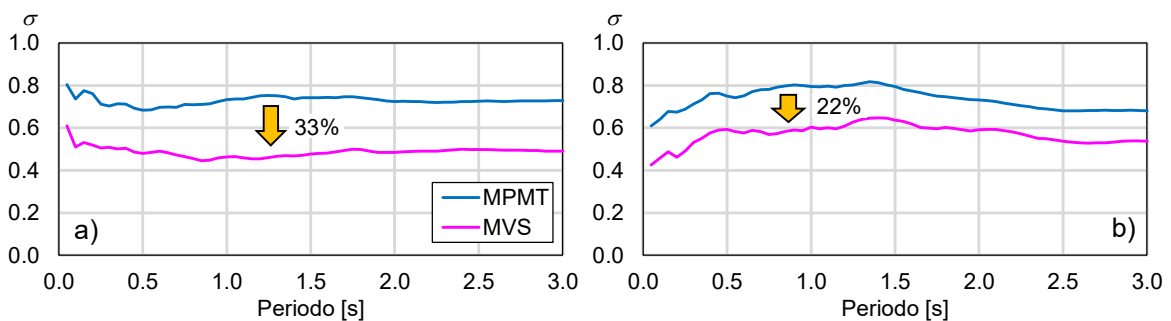


Figura 3.27. Comparación de la desviación estándar total, σ , obtenida a partir de MPMT y MVS: a) Interplaca y b) Intraplaca.

3.4.2 Comparación de la regresión con MVS para eventos interplaca e intraplaca

En la figura 3.28 se muestra una comparación de la predicción de S_d empleando la regresión con MVS para ambos escenarios sísmicos interplaca e intraplaca en función de M_w , para tres distancias de R^* (20km, 50km, y 100km). Por las características de la función de kernel Gaussiana, se aprecia una tendencia de predicción variable en todo el intervalo de M_w , principalmente para temblores interplaca. La tendencia de la predicción de S_d empleando la regresión con MVS tiende a estabilizarse para ambos periodos con $H_D=75$ km en todo el intervalo de M_w cuando se considera el escenario intraplaca; mientras que tiende a estabilizarse para ambos para ambos periodos con $H_D=35$ km a partir de M_w mayor a 6.5.

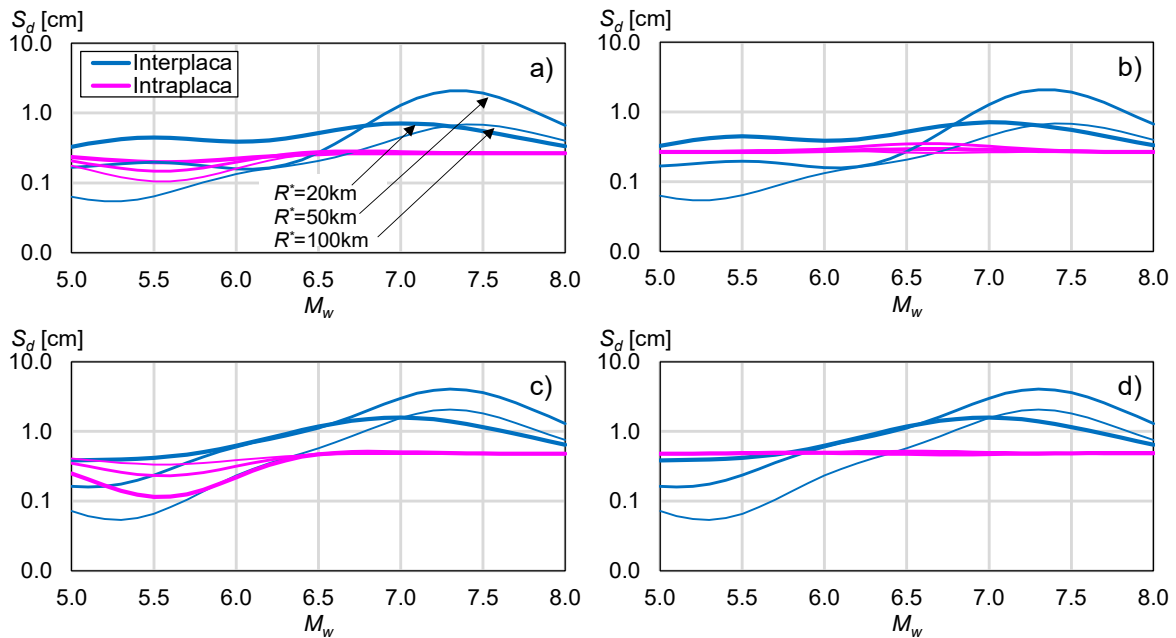


Figura 3.28. Comparación de la predicción de S_d contra M_w para eventos sísmicos interplaca e intraplaca para tres distancias R^* , dos valores de H_D y dos valores de T : a) $T=0.5$ s, $H_D=35$ km; b) $T=0.5$ s, $H_D=75$ km; c) $T=1.5$ s, $H_D=35$ km y d) $T=1.5$ s, $H_D=75$ km.

Una comparación similar empleando la regresión con MVS para ambos escenarios sísmicos interplaca e intraplaca en función de R^* , para cuatro valores específicos de M_w se muestra en la figura 3.29. Para el intervalo de R^* considerado en el escenario intraplaca, puede apreciarse que M_w tiene una influencia importante en la predicción de S_d . Nuevamente, la tendencia de la predicción de S_d puede atribuirse al ajuste de la función de kernel Gaussiana con respecto a los datos empíricos de S_d . Por otra parte, la predicción de S_d para temblores intraplaca tiende a estabilizarse para $H_D=75$ km.

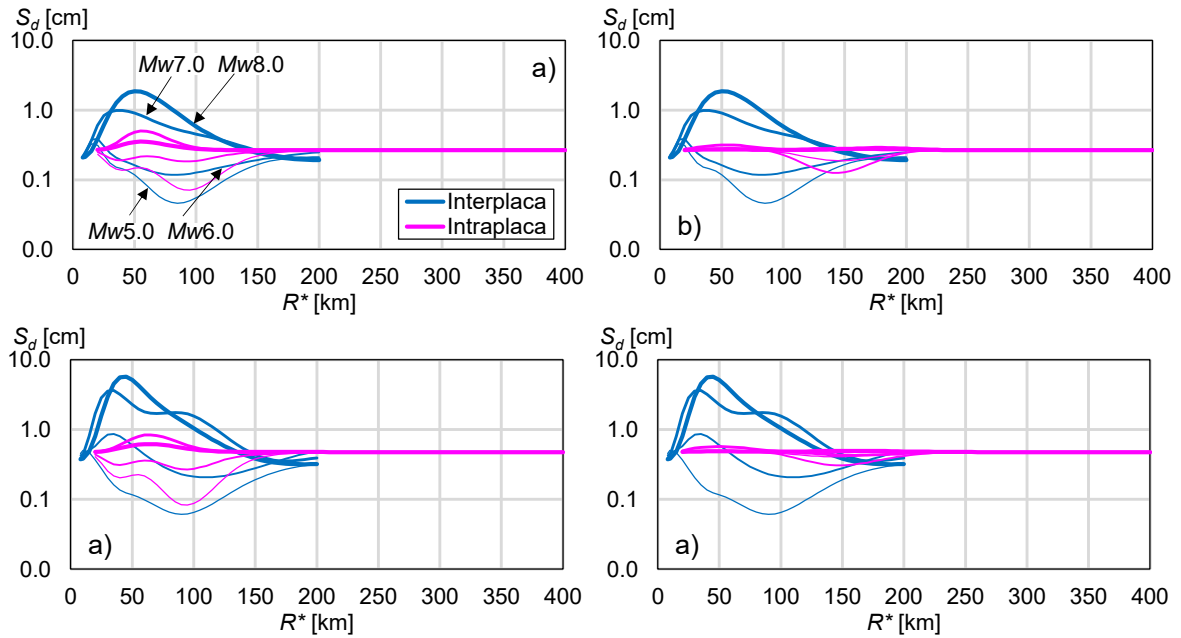


Figura 3.29. Comparación de la predicción de S_d contra R^* para eventos sísmicos interplaca e intraplaca para cuatro niveles de M_w , dos valores de H_D y dos valores de T : a) $T=0.5s$, $H_D=35km$; b) $T=0.5s$, $H_D=75km$; c) $T=1.5s$, $H_D=35km$ y d) $T=1.5s$, $H_D=75km$.

3.5 Resumen

En este capítulo se presentaron modelos predictivos del movimiento del terreno, MPMT, para estimar el valor medio del desplazamiento máximo espectral, S_d , a partir de la aplicación de métodos de regresión de efectos mixtos y una máquina de vector de soporte, MVS, como métodos de regresión paramétrico y no paramétrico respectivamente. A continuación, se presentan las conclusiones observadas en este capítulo:

1. Los MPMT propuestos para predecir S_d para eventos sísmicos interplaca depende únicamente de la magnitud de momento, M_w , y la distancia modificada, R^* como variables predictivas. Sin embargo, para el MPMT para predecir S_d para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia fue necesario incluir una medida de la profundidad focal modificada, H^* , con la finalidad de mejorar la predicción en el modelo. Asimismo, los modelos propuestos capturan la predicción de S_d de forma razonable, dado que, ambos modelos capturan la tendencia de ambos escenarios sísmicos considerados en este estudio.
2. La implementación de la MVS para predecir S_d como alternativa a los MPMT demostró tener una mejor aproximación en la predicción S_d con respecto a los MPMT para ambos escenarios sísmicos. Es decir, la incertidumbre se reduce en un 33% para eventos interplaca y en 22% para eventos intraplaca de profundidad intermedia.
3. La implementación de MVS demostró tener una mejor aproximación en la estimación de S_d . Sin embargo, se puede apreciar la variabilidad que existe de S_d registros a registro en la fase de predicción y validación de MVS el error cuadrático medio es mayor que en la fase de entrenamiento.

Capítulo 4

COCIENTE DE DESPLAZAMIENTO INELÁSTICO PARA TEMBLORES INTERPLACA E INTRAPLACA DE PROFUNDIDAD INTERMEDIA

4.1 Introducción

En el capítulo 2 se propuso un método simplificado para evaluar la resiliencia sísmica de edificios con planta baja débil. Una parte importante del método consiste en obtener una estimación de la distorsión máxima de entrepiso del primer nivel, IDR_1 , así como de la distorsión permanente máxima de entrepiso, $RIDR_{max}$. Para tal fin, se emplea el cociente de desplazamiento inelástico, C_R . Cabe notar que diversos estudios han notado que el coeficiente C_R debe considerar el escenario sísmico a nivel regional, el aspecto sismogénico (por ejemplo: eventos de fuente cercana o lejana), tipo de terreno (blando o firme), así como el comportamiento histerético como se discute en la literatura (Miranda, 2000; Ruiz-García y Miranda, 2003, Ruiz-García y Miranda, 2006; Chenouda y Ayub, 2008; Ruiz-García, 2011; Iervolino, 2012).

El objetivo de este capítulo consiste en desarrollar un estudio estadístico de C_R a partir de la respuesta dinámica de sistemas de un grado de libertad, S1GL, con comportamiento elastoplástico perfecto, EP, y degradante, sujetos a historias de aceleración del terreno registradas durante temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. El comportamiento degradante intenta caracterizar a la curva de capacidad que exhiben edificios con planta baja débil. Asimismo, se propone una forma funcional que permita estimar la mediana de C_R .

4.2 Cociente de desplazamiento inelástico

El cociente de desplazamiento inelástico se define como el desplazamiento máximo inelástico, Δ_i , entre el desplazamiento máximo elástico, S_d , para un sistema de un grado de libertad, S1GL, con la misma masa, rigidez inicial (es decir, periodo natural de vibrar) y porcentaje de amortiguamiento crítico cuando se somete a un movimiento del terreno, el cual se define como:

$$C_R = \Delta_i / S_d \quad (4.1)$$

En la ecuación 4.1, Δ_i se calcula para S1GL con una resistencia lateral relativa, R , constante, la cual se define como:

$$R = \frac{S_a/g}{C_y} \quad (4.2)$$

donde S_a es la ordenada máxima de la aceleración espectral del movimiento del terreno, g es la aceleración de la gravedad, y C_y es el coeficiente asociado a la fluencia, el cual es una medida de

la resistencia lateral asociada a la fluencia del sistema. R representa la resistencia lateral del sistema respecto a la intensidad del movimiento del terreno, donde $R=1.0$ indica que el SIGL exhibirá un comportamiento elástico. Para fines de este estudio, se consideraron cuatro niveles de R ($R=1.5, 2.0, 3.0$ y 4.0).

4.3 Comportamientos histeréticos considerados en este estudio

En la figura 4.1 se muestra la relación V_b/W (donde V_b es la fuerza cortante basal y W es el peso total del edificio) *versus* distorsión de azotea, D_{azotea} , obtenida a partir de un análisis estático no lineal de un edificio en consideración, la cual se denomina curva de capacidad. Particularmente, la curva de capacidad para edificios con planta baja débil muestra una pendiente negativa que inicia una vez alcanzada la resistencia, la cual puede conducir a un mecanismo de colapso (Ruiz-García y Cárdenas, 2021). Con base en la curva de capacidad, es conveniente obtener una idealización (o envolvente) para representar el comportamiento global e histerético en la respuesta de un SIGL. Para fines de esta tesis, se consideraron dos tipos de envolvente: 1) bilineal, y 2) trilineal. La envolvente bilineal considera la rigidez inicial, K_e , y no considera la rigidez de post-fluencia, por lo que está asociada a un comportamiento elastoplástico perfecto, EP. La envolvente trilineal considera la rigidez K_e , la rigidez de post-fluencia, $\alpha_s K_e$, y la rigidez post-pico, $\alpha_c K_e$, la cual está asociada a un comportamiento degradante. Para fines de comparación, ambas envolventes consideran el mismo coeficiente de fluencia, C_y ; el cual se define como $C_y = V_{b,y}/W$, donde $V_{b,y}$ es la fuerza cortante basal asociada a la fluencia normalizada respecto al peso total, W .

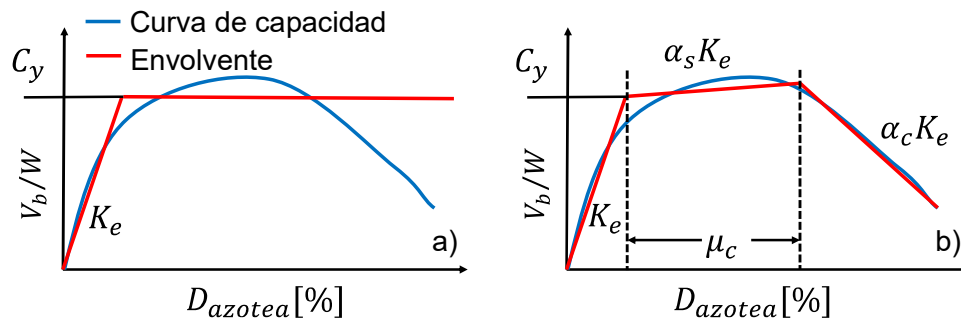


Figura 4.1. Curvas de capacidad y su idealización: a) bilineal y b) trilineal (con pendiente negativa).

En particular, la envolvente trilineal se caracterizó con el modelo modificado de Ibarra, Medina y Krawinkler, denominado *IMK* (Ibarra et al., 2005; Lignos y Krawinkler, 2012). En dicho modelo *IMK*, el coeficiente α_s controla la tasa de endurecimiento por deformación, o pendiente de post-fluencia, el coeficiente μ_c toma en cuenta la capacidad de desplazamiento inelástico, o ductilidad de desplazamiento hasta alcanzar la resistencia, mientras que el coeficiente α_c controla la pendiente negativa después de alcanzar la resistencia del edificio, asociado a un deterioro de resistencia en el ciclo. Asimismo, es importante aclarar que la respuesta histerética del modelo *IMK* también considera el deterioro cíclico de rigidez.

4.4 Catálogo de registros sísmicos

El catálogo de registros sísmicos empleado para realizar el estudio estadístico para obtener C_R corresponde al mismo catálogo obtenido a partir del criterio de selección descrito en el capítulo 3, así como también, se utiliza el mismo proceso de filtrado y corrección por línea base. Nuevamente, en la figura 4.2 se muestra la distribución espacial de los epicentros de los eventos sísmicos considerados en esta investigación, así como el intervalo de magnitud de momento, M_w . Una lista detallada de los eventos sísmicos correspondientes a los dos escenarios sísmicos considerados en este capítulo puede consultarse en el apéndice A.

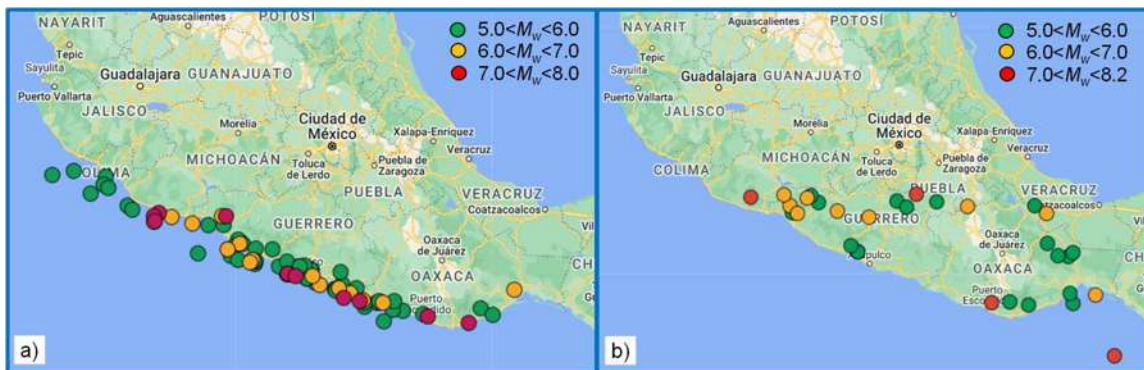


Figura 4.2. Distribución de los eventos sísmicos considerados en este capítulo: a) eventos sísmicos interplaca, y b) eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

La figura 4.3a muestra la distribución de M_w-R_{hyp} para 484 registros interplaca (cuadrado azul) y 300 registros intraplaca (triángulo magenta), incluidos en los catálogos considerados en este estudio. De manera similar, la figura 4.3b muestra la distribución de H_D-R_{hyp} para ambos conjuntos de registros sísmicos.

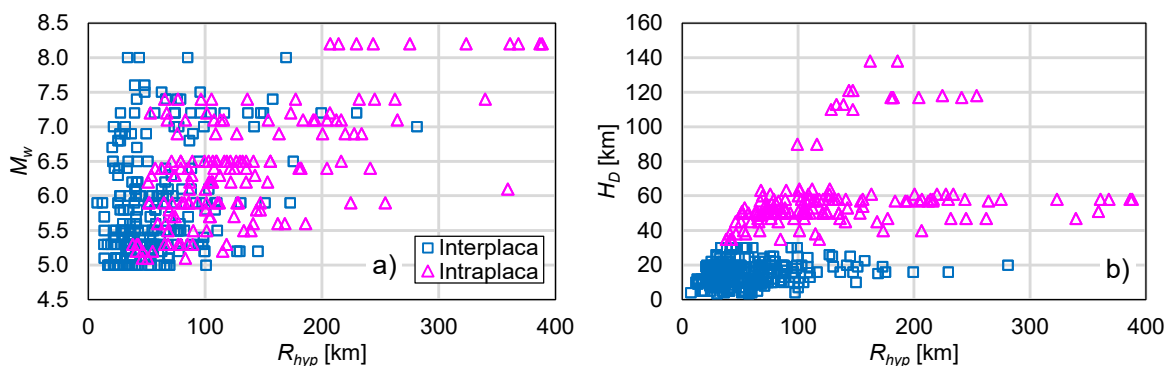


Figura 4.3. Distribución de pares a) M_w-R_{hyp} y b) H_D-R_{hyp} para el conjunto de registros sísmicos considerado en este capítulo.

4.5 Contenido de frecuencias del movimiento del terreno

Estudios previos sobre C_R para S1GL ubicados en terreno blando de la Ciudad de México han utilizado el periodo predominante del movimiento del terreno, T_g , como una medida del contenido de frecuencia de la excitación sísmica (e.g., Ruiz-García y Miranda, 2006). El parámetro T_g se determina como el periodo natural de vibrar asociado a la ordenada máxima del espectro de pseudo velocidad, S_v , para un movimiento del terreno dado. Por ejemplo, en la figura 4.4a se ilustra la determinación de T_g para la estación CHI1 (Chilpancingo, Guerrero) en su componente N90E, correspondiente al evento sísmico intraplaca de profundidad intermedia del 19 de septiembre de 2017 donde claramente se puede identificar un periodo predominante del movimiento del terreno. Sin embargo, el espectro de S_v puede exhibir una meseta espectral, o tener varios picos de amplitud similar, lo cual se observó para numerosos acelerogramas registrados en las estaciones seleccionadas, por lo que el valor de T_g puede ser inadecuado para representar el periodo dominante del movimiento del terreno. Por ejemplo, en la figura 4.4b se muestra el espectro de S_v calculado para la componente S00W registrada en la estación AZIH (Aeropuerto Zihuatanejo, Guerrero) durante el evento sísmico interplaca del 19 de septiembre de 1985, donde no se aprecia un periodo dominante dado que el contenido de frecuencias se aprecia distribuido.

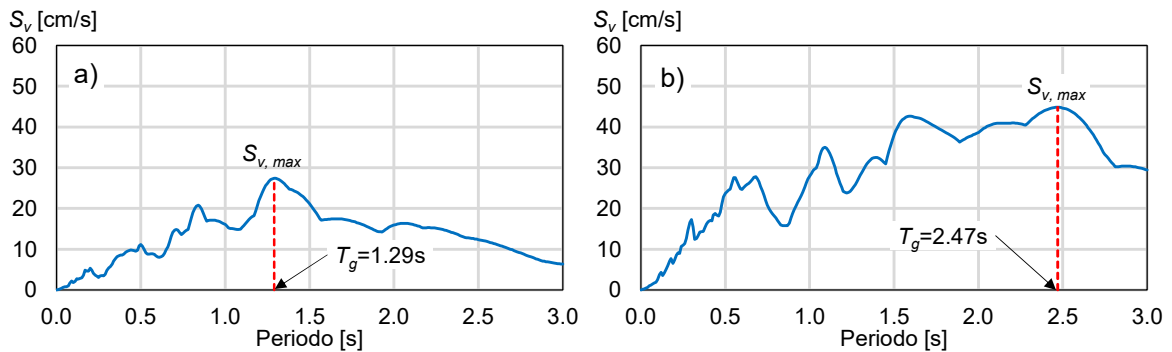


Figura 4.4. Espectro de pseudo velocidad, S_v , y su correspondiente valor de T_g : a) intraplaca (estación CHI1, comp. N90E) y b) interplaca (estación AZIH, comp. S00W).

Para considerar directamente el contenido de frecuencias, en este estudio se utilizó el periodo medio del movimiento del terreno, T_m , como parámetro para medir el contenido de frecuencia del movimiento del terreno (Rathje et al., 1998), el cual se define como:

$$T_m = \frac{\sum C_i^2 (1/f_i)}{\sum C_i^2} \quad (4.3)$$

donde C_i es la amplitud del espectro de Fourier y f_i es la frecuencia, en Hz, asociada a la amplitud de C_i . Por ejemplo, en la figura 4.5 se muestra el espectro de Fourier correspondiente a los dos registros considerados previamente, así como el valor calculado de T_m empleando la ecuación (4.3). En ambos espectros se indica el valor calculado de T_m . En ambos casos, el valor calculado de T_m difiere del valor calculado de T_g , principalmente para la estación AZIH.

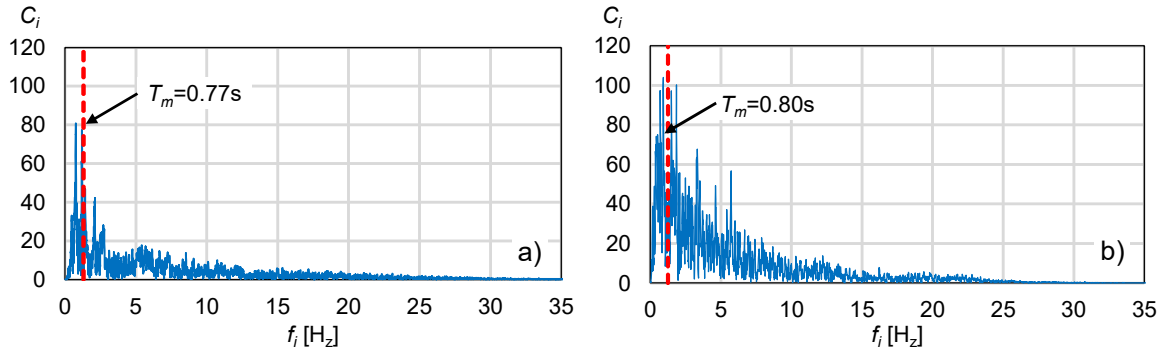


Figura 4.5. Espectro de Fourier y valor calculado de T_m empleando la ecuación (4.3) para dos eventos sísmicos: a) intraplaca (estación CHI1, comp. N90E) y b) interplaca (estación AZIH, comp. S00W).

4.6 Influencia de T_m en C_R

En las figuras 4.6a y 4.6b se muestra la mediana de C_R considerando el sistema con comportamiento EP y degradante, respectivamente, calculados para los cuatro niveles de R , considerando un subconjunto de 80 historias de aceleración del terreno con $S_a > 0.44g$ correspondientes al escenario sísmico interplaca. Como puede observarse en la figura, la mediana de C_R tiende a uno, sin importar el nivel de R y el tipo de comportamiento histerético, lo cual significa que el desplazamiento máximo inelástico tiende a ser similar al desplazamiento máximo elástico en el intervalo de periodos de vibrar considerados en este estudio. Es importante notar que la tendencia espectral de C_R es diferente a la observada en otros estudios que consideraron acelerogramas registrados en terreno firme (Ruiz-García y Miranda, 2003) o terreno blando (Ruiz-García y Miranda, 2006).

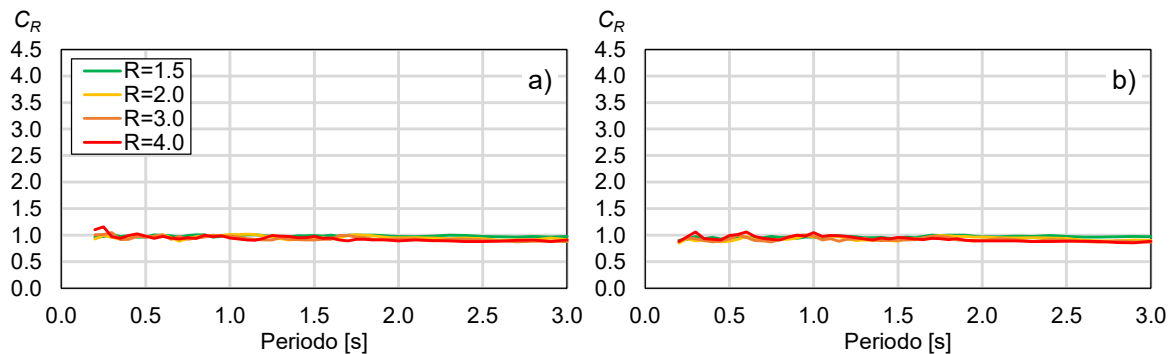


Figura 4.6. Mediana de C_R calculada para el conjunto de 80 acelerogramas con $S_a > 0.44g$ para el escenario sísmico interplaca: a) comportamiento EP (sin degradación) y b) degradante.

A continuación, en la figura 4.7a se muestra la mediana de C_R calculada para sistemas con comportamiento EP y un valor de $R=4.0$, considerando cuatro subconjuntos de acelerogramas correspondientes a cuatro intervalos de T_m ($T_m < 0.1s$, $0.1 < T_m < 0.2s$, $0.2 < T_m < 0.3s$ y $T_m > 0.3s$). Cada subconjunto incluye 31, 286, 88 y 79 historias de aceleración, respectivamente. A partir de la figura, puede apreciarse que las ordenadas de C_R dependen del intervalo de T_m , principalmente para acelerogramas con $T_m > 0.3s$. En la figura 4.7b se muestra la variabilidad registro-a-registro de C_R ,

medida por el coeficiente de variación (COV), para cada conjunto de T_m , donde se observa las diferencias de COV dependiendo del conjunto de T_m .

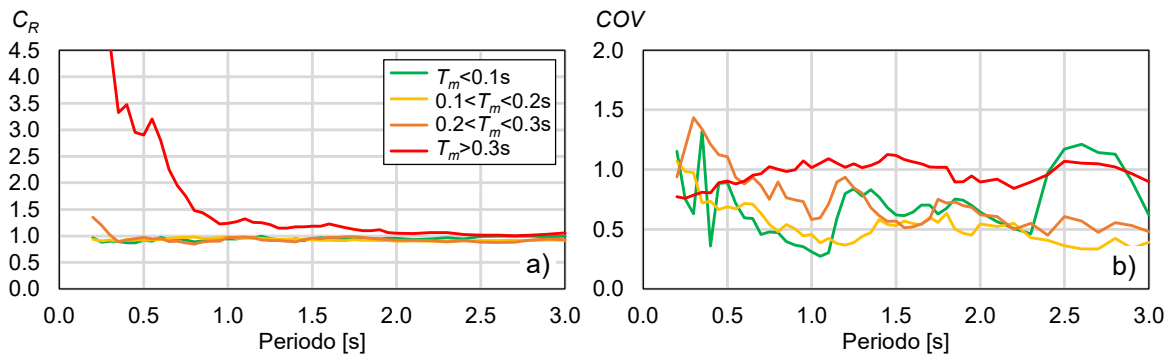


Figura 4.7. a) Influencia de T_m en las ordenadas de C_R ($R=4.0$), y b) coeficiente de variación de C_R correspondiente a cada conjunto de T_m .

Para fines de realizar un estudio estadístico de C_R , se consideró un subconjunto de 40 historias de aceleración con $T_m > 0.3$ s provenientes de temblores interplaca, dado que es el conjunto que genera una mayor amplitud en las ordenadas de C_R . De esta manera, en la figura 4.8a se muestra la mediana de C_R en función del cociente T/T_m y cuatro valores de R . Puede verse que las ordenadas de C_R dependen del intervalo de T/T_m y del nivel de R , lo cual difiere con la tendencia espectral de C_R ilustrada en la figura 4.6a. En particular, las ordenadas de C_R tienden a incrementarse conforme disminuye T/T_m y conforme se incrementa R , para T/T_m menor a 2.5. Por ello, es importante considerar el contenido de frecuencia en la estimación de C_R . Asimismo, en la figura 4.8b se muestra el espectro de COV de C_R para un $R=4.0$, calculado para las relaciones de T y T/T_m . A partir de la figura, se observa una ligera disminución en la variabilidad de C_R al incrementarse el C_R al utilizar la relación T/T_m en vez de T . No obstante, es importante mencionar que la relación T/T_m toma en cuenta el contenido de frecuencias en C_R . Además, una tendencia similar se obtuvo para las ordenadas de C_R para eventos intraplaca de profundidad intermedia, lo cual se muestra en la siguiente sección de resultados estadísticos para sistemas sin degradación y con degradación de este capítulo.

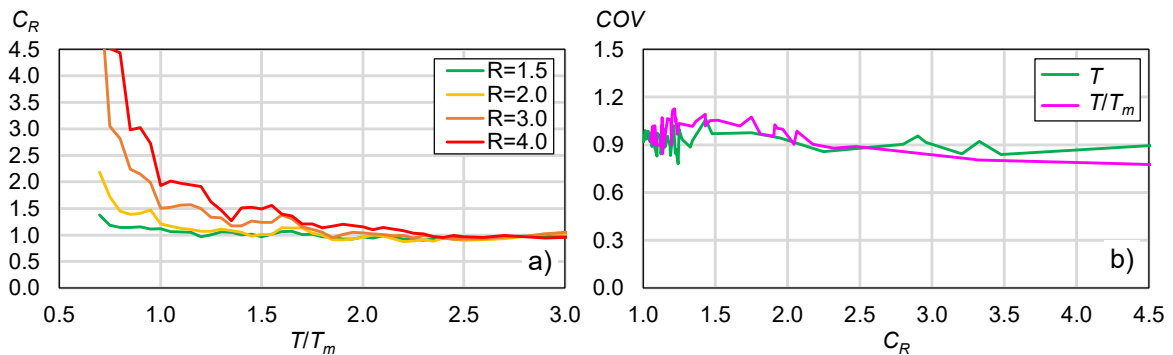


Figura 4.8. Mediana de C_R en función de T/T_m y R obtenida del subconjunto de 40 registros interplaca con $T_m > 0.3$ s, y b) coeficiente de variación de C_R para $R=4.0$.

4.7 Resultados estadísticos para el sistema sin degradación

En las figuras 4.9a y 4.9b se muestra la mediana de las ordenadas de C_R en función de T y T/T_m , respectivamente, calculada para un subconjunto de 40 historias de aceleración del catálogo de 484 registros (es decir, registros con $T_m > 0.3s$) para eventos interplaca, para cuatro niveles de R . Como se puede apreciar en las figuras, la tendencia de las ordenadas espectrales de C_R depende de si se considera, o no, el contenido de frecuencia del movimiento del terreno. Si se considera la influencia de T_m , se distinguen dos zonas espectrales. Es decir, para una relación de $T/T_m > 1.0$, el desplazamiento máximo inelástico tiende a ser igual al desplazamiento máximo elástico, lo cual es consistente con la ‘regla de igual desplazamientos’ (Veletsos y Newmark, 1960). Por lo tanto, se confirma la tendencia de C_R obtenida para el subconjunto de registros con $T_m > 0.3s$, muestra la importancia de considerar el contenido de frecuencias en la estimación de C_R . De lo contrario, se puede asumir erróneamente que el desplazamiento máximo inelástico es igual al desplazamiento máximo elástico.

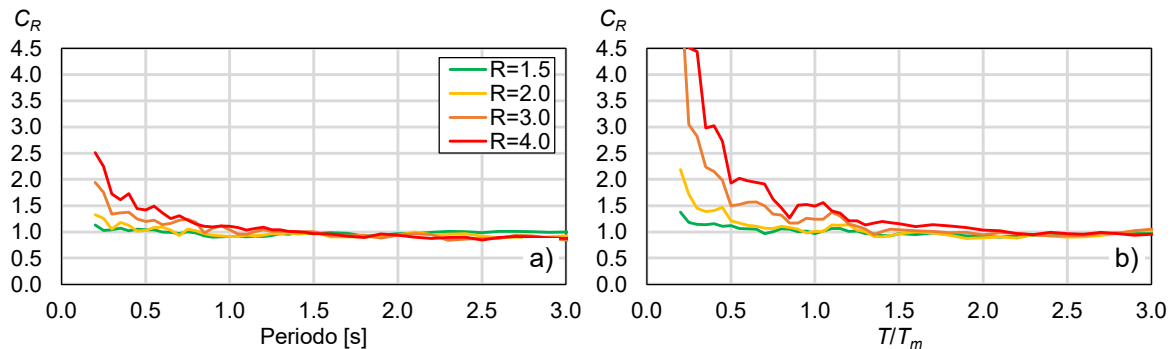


Figura 4.9. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca en función de: a) T y b) T/T_m .

Asimismo, en las figuras 4.10a y 4.10b se muestra la mediana de las ordenadas de C_R en función de T y T/T_m , respectivamente, calculada para un subconjunto de 40 historias de aceleración del catálogo de 300 registros (es decir, registros con $T_m > 0.3s$) para eventos intraplaca de profundidad intermedia, para cuatro niveles de R . Donde, se puede observar una tendencia similar al considerar el contenido de frecuencias del movimiento del terreno en la estimación de C_R para eventos sísmicos intraplaca.

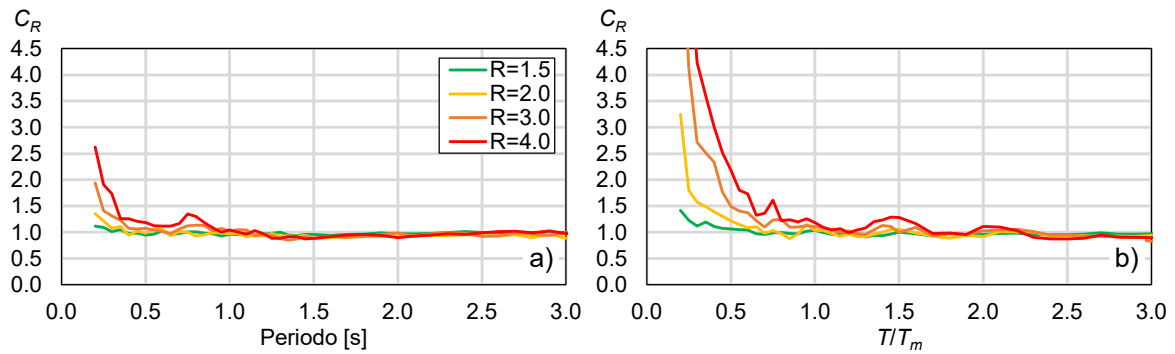


Figura 4.10. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en función de: a) T y b) T/T_m .

4.8 Resultados estadísticos para el sistema con degradación

Para el cálculo de C_R considerando S1GL con comportamiento degradante (es decir, considerando el modelo modificado de IMK), se consideraron 47 cocientes de T/T_m , cuatro niveles de μ_c ($\mu_c=1.5$, 2.0, 3.0 y 4.0), cuatro niveles de pendiente de post-fluencia α_s ($\alpha_s=0.02$, 0.04, 0.06 y 0.08), cinco niveles de pendiente negativa α_c ($\alpha_c=-0.10$, -0.20, -0.30, -0.40 y -0.50), cuatro niveles de R ($R=1.5$, 2.0, 3.0 y 4.0), para un total de 15,040 combinaciones. Asimismo, cabe notar que sólo se consideró el subconjunto de 40 registros con $T_m > 0.3s$ correspondientes a cada escenario sísmico, es decir, eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Finalmente, se obtuvo la mediana de las ordenadas espectrales de C_R . A continuación, se explora la influencia de α_s , μ_c y α_c en el cálculo de C_R .

4.8.1 Influencia de α_s en C_R

En la figura 4.11 se muestra la mediana de C_R para sistemas con $\mu_c=1.5$, pendiente negativa $\alpha_c=-0.10$, cuatro valores de R , y dos niveles de α_s ($\alpha_s=0.02$ y 0.08) para eventos sísmicos interplaca. Como se puede observar en las figuras, α_s no tiene una influencia significativa en las ordenadas espectrales de C_R , sin importar el valor de R . Una tendencia similar se pudo apreciar para otras combinaciones de μ_c y α_c .

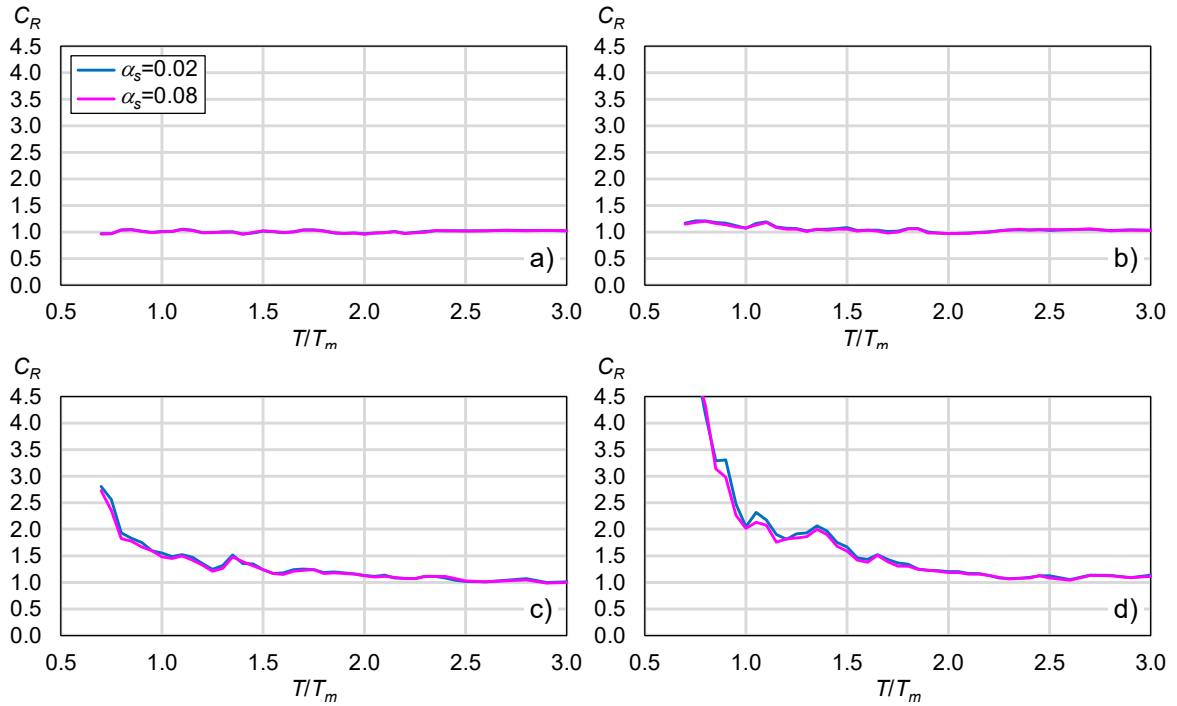


Figura 4.11. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca, $\mu_c=1.5$ y $\alpha_c=-0.10$: a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$.

Asimismo, en la figura 4.12 se muestra la mediana de C_R para sistemas con $\mu_c=1.5$, pendiente negativa $\alpha_c=-0.10$, cuatro valores de R , y dos niveles de α_s ($\alpha_s=0.02$ y 0.08) para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia. Como se puede observar en las figuras, α_s no tiene una influencia significativa en las ordenadas espectrales de C_R , sin importar el valor de R . Una tendencia similar se pudo apreciar para otras combinaciones de μ_c y α_c .

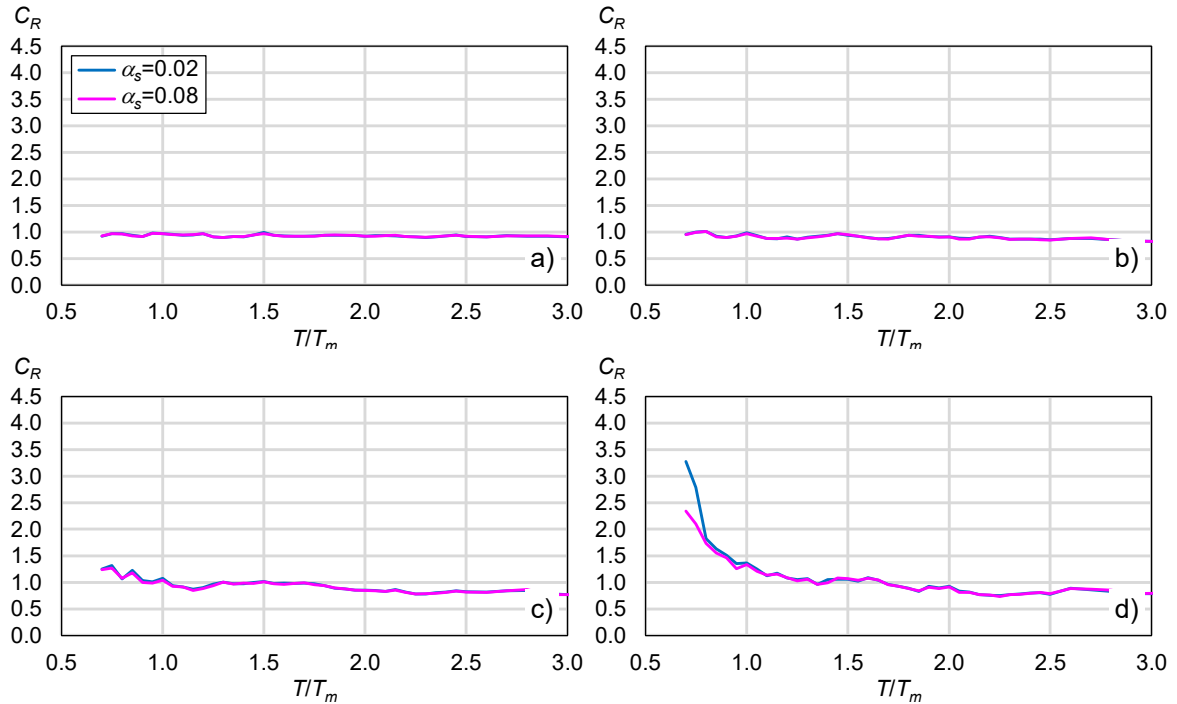


Figura 4.12. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia, $\mu_c=1.5$ y $\alpha_c=-0.10$: a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$.

4.8.2 Influencia de μ_c en C_R

A continuación, en la figura 4.13 se muestra la mediana de C_R para sistemas con pendiente positiva $\alpha_s=0.03$, pendiente negativa $\alpha_c=-0.10$, cuatro valores de R y cuatro valores de μ_c . Como puede observarse en las figuras, μ_c no tiene una influencia significativa en las ordenadas de C_R para $R=1.5$ y 2.0 . Sin embargo, no obstante que las ordenadas espectrales de C_R dependen de R y T/T_m , las ordenadas de C_R tienden a disminuir conforme aumenta la capacidad de ductilidad de desplazamiento en el sistema para un valor dado de T/T_m , para los niveles de $R=3.0$ y 4.0 . Lo anterior significa que en sistemas con una capacidad de ductilidad de desplazamiento alta (por ejemplo, $\mu_c = 4.0$), la diferencia entre el desplazamiento máximo inelástico y el desplazamiento máximo elástico es menor que en sistemas con una capacidad de ductilidad de desplazamiento baja (por ejemplo, $\mu_c = 1.5$) conforme T/T_m disminuye, para T/T_m menores a 2. Asimismo, en la figura 4.14 se puede observar una tendencia similar en las ordenas espectrales de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia para los mismos valores de $\alpha_s=0.03$ y $\alpha_c=0.10$.

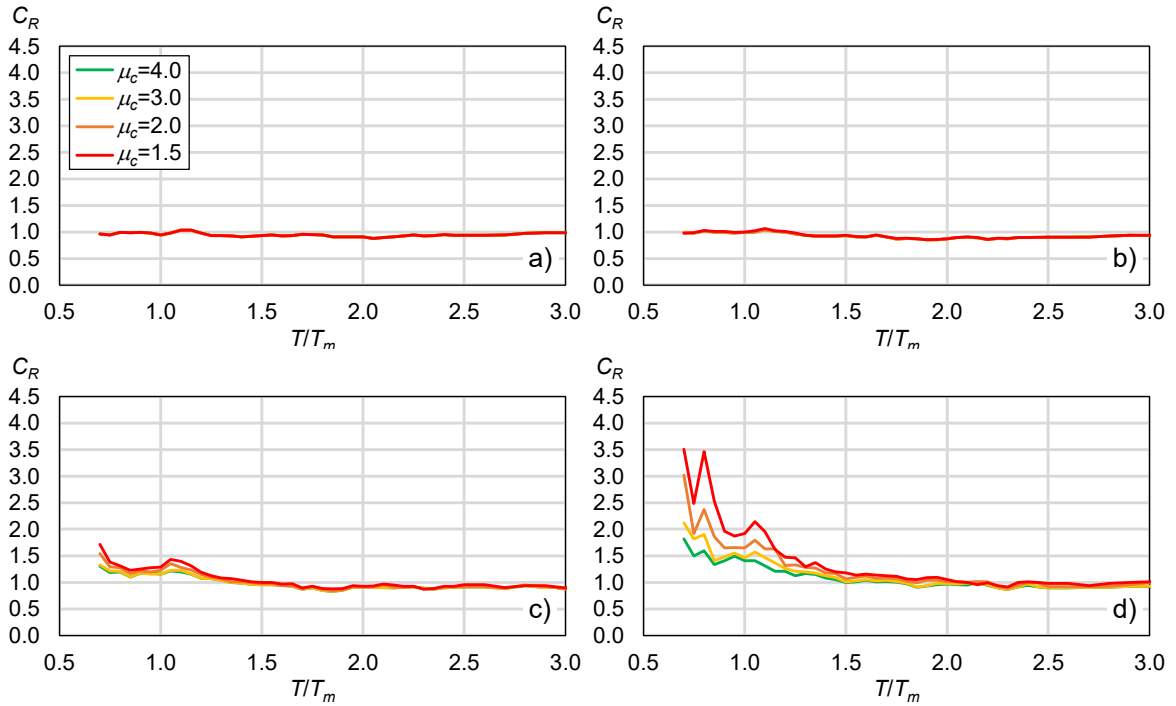


Figura 4.13. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca; sistemas con $\alpha_s=0.03$, $\alpha_c=-0.10$ y cuatro niveles de μ_c : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$.

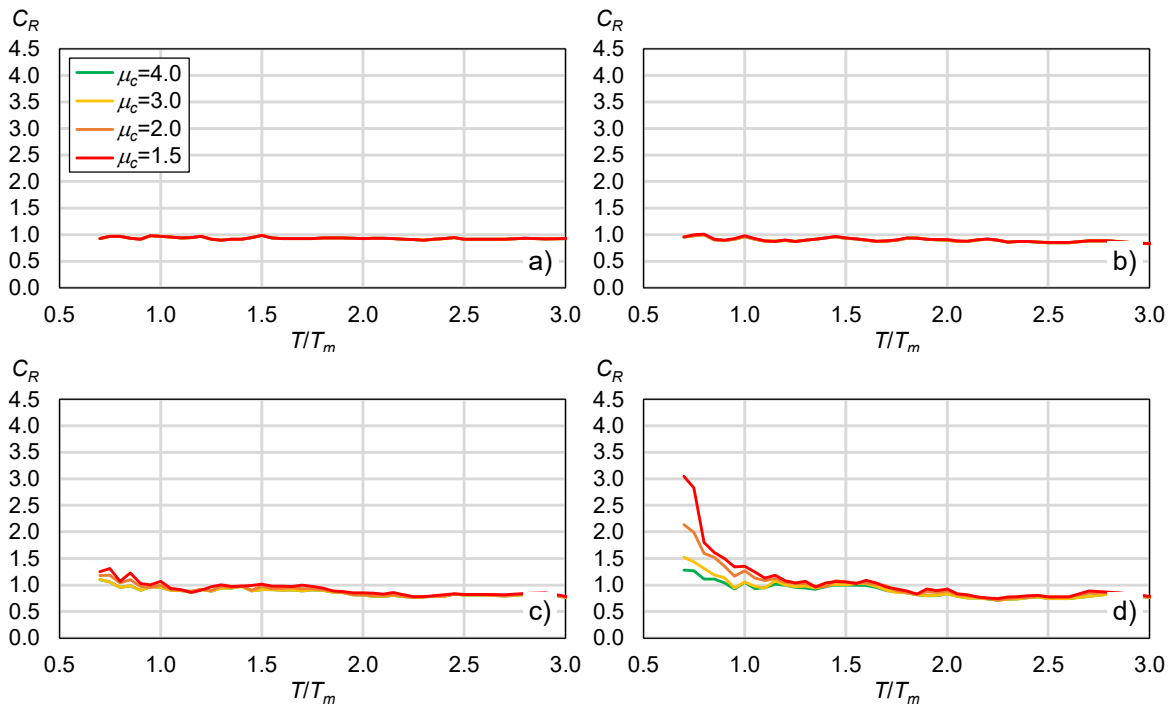


Figura 4.14. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia; sistemas con $\alpha_s=0.03$, $\alpha_c=-0.10$ y cuatro niveles de μ_c : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$.

Finalmente, en la figura 4.15 se muestra la mediana de C_R para sistemas con pendiente positiva $\alpha_s=0.03$, pendiente negativa $\alpha_c=-0.50$, cuatro valores de R y cuatro valores de μ_c para eventos sísmicos interplaca. Como puede observarse en las figuras, μ_c no tiene una influencia significativa en las ordenadas de C_R para $R=1.5$ y 2.0 . Sin embargo, no obstante que las ordenadas espectrales de C_R dependen de R y T/T_m , las ordenadas de C_R tienden a disminuir conforme aumenta la capacidad de ductilidad de desplazamiento en el sistema para un valor dado de T/T_m , para los niveles de $R=3.0$ y 4.0 . Lo anterior significa que en sistemas con una capacidad de ductilidad de desplazamiento alta (por ejemplo, $\mu_c = 4.0$), la diferencia entre el desplazamiento máximo inelástico y el desplazamiento máximo elástico es menor que en sistemas con una capacidad de ductilidad de desplazamiento baja (por ejemplo, $\mu_c = 1.5$) conforme T/T_m disminuye, para T/T_m menores a 2. Asimismo, en la figura 4.16 se puede observar una tendencia similar en las ordenas espectrales de C_R para eventos sísmicos intaplaca de profundidad intermedia para los mismos valores de $\alpha_s=0.03$ y $\alpha_c=-0.50$. Como se puede observar en las figuras 4.15 y 4.16 la influencia de μ_c es benéfica en las ordenadas de C_R principalmente para valores de $R>3$, inclusive para un nivel alto de $\alpha_c=-0.50$. Por lo tanto, en la siguiente sección se estudia la influencia de α_c en las ordenadas de C_R .

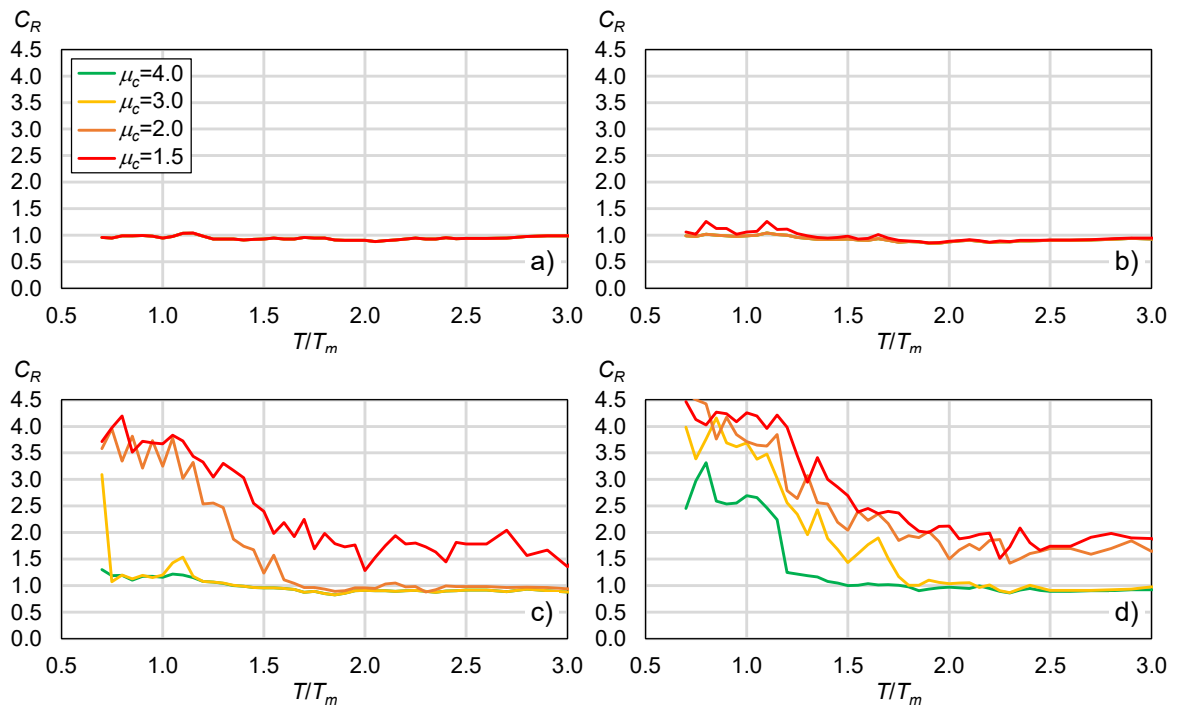


Figura 4.15. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca; sistemas con $\alpha_s=0.03$, $\alpha_c=-0.50$ y cuatro niveles de μ_c : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$.

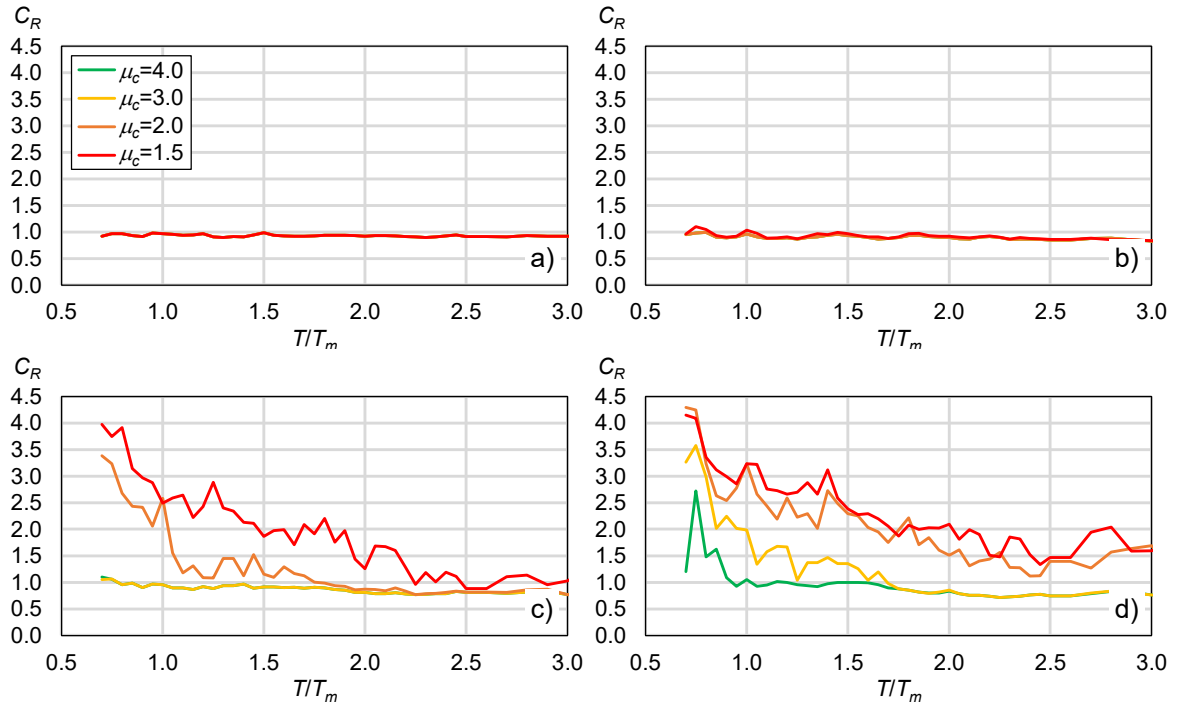


Figura 4.16. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia; sistemas con $\alpha_s=0.03$, $\alpha_c=-0.50$ y cuatro niveles de μ_c : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$.

4.8.3 Influencia de α_c en C_R

En la figura 4.17 se muestra la mediana de C_R calculada para sistemas con valores de $\alpha_s=0.03$, $\mu_c=1.5$, cuatro valores de R , así como para cinco valores de pendiente negativa (es decir, con $\alpha_c=-0.1, -0.2, -0.3, -0.4$ y -0.5) para eventos sísmicos interplaca. Nuevamente, α_c no tiene una influencia significativa en las ordenadas de C_R para $R=1.5$ y 2.0 . Sin embargo, a partir de las figuras 4.17c y 4.18d, puede verse que las ordenadas de C_R dependen significativamente de α_c . En particular, se aprecia que las ordenadas de C_R se incrementan significativamente conforme se incrementa α_c en el intervalo de T/T_m considerado. Incluso, para $R=4.0$ se aprecia que las ordenadas de C_R son aún mayores y confirman las observaciones anteriores. Asimismo, en la figura 4.18 se muestra la media de C_R calculada para el mismo valor de $\alpha_s=0.03$, $\mu_c=1.5$ para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia, donde, se observa una tendencia similar en las ordenadas de C_R que en el escenario sísmico interplaca.

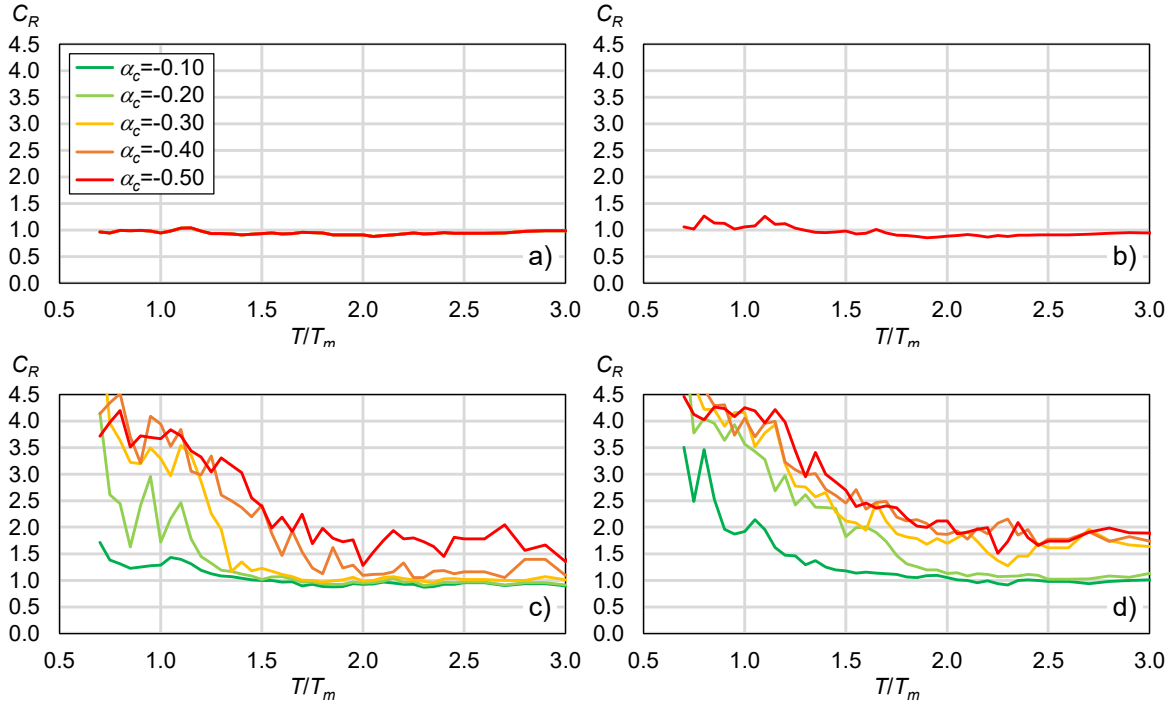


Figura 4.17. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca y $\mu_c=1.5$ y cuatro niveles de R : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$.

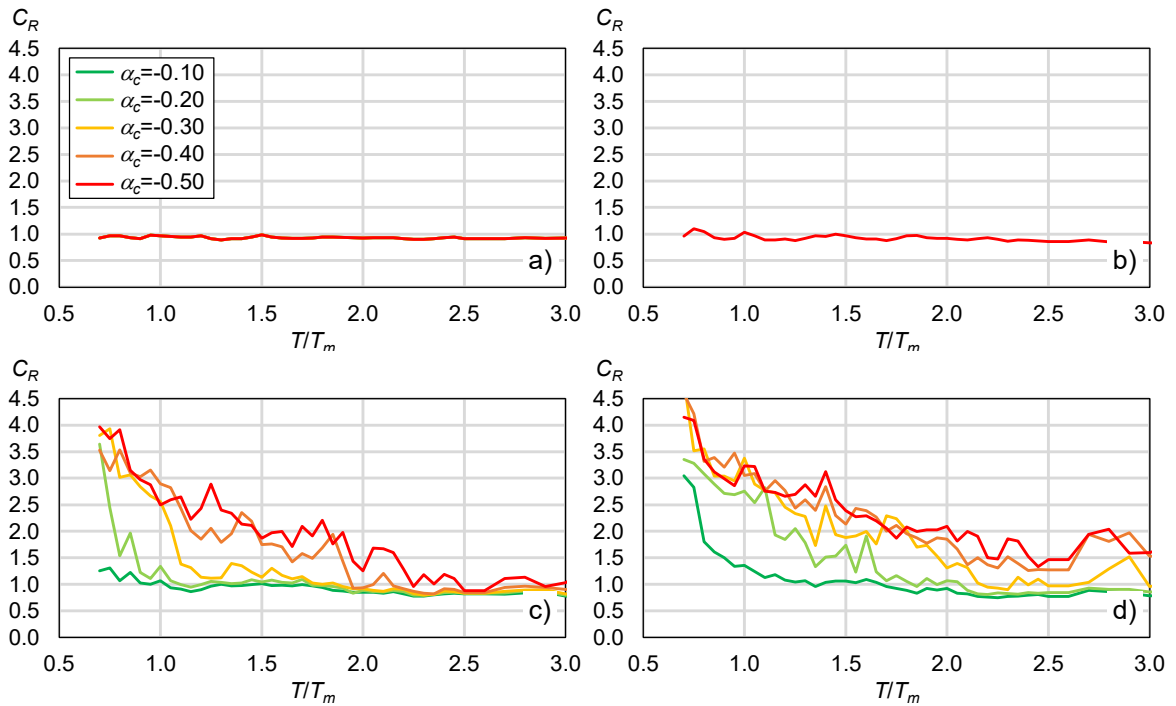


Figura 4.18. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplate y $\mu_c=1.5$ y cuatro niveles de R : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$.

En la figura 4.19 se presentan los resultados correspondientes a sistemas con capacidad de ductilidad de desplazamiento alta ($\mu_c=4.0$), para valores de $R=1.5$ (figura 4.19a), $R=2.0$ (figura 4.19b), $R=3.0$ (figura 4.19c) y $R=4.0$ (figura 4.19d), respectivamente para eventos sísmico interplaca. Es interesante notar el efecto benéfico de μ_c , dado que se aprecia que α_c no tiene una influencia significativa en las ordenadas de C_R para sistemas con $R \leq 3.0$. Para $R=4.0$, la influencia de α_c en las ordenadas de C_R sólo se aprecia para cocientes T/T_m menores a 1.5, donde las ordenadas de C_R se incrementan conforme se incrementa α_c (es decir, la pendiente negativa en el sistema con degradación es más pronunciada). Asimismo, en la figura 4.20 se presentan los resultados correspondientes a sistemas con capacidad de ductilidad de desplazamiento alta ($\mu_c=4.0$), para valores de $R=1.5$ (figura 4.20a), $R=2.0$ (figura 4.20b), $R=3.0$ (figura 4.20c) y $R=4.0$ (figura 4.20d), respectivamente para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia. En la figura, se puede observar el efecto benéfico de μ_c en las ordenadas de C_R , principalmente para un valor de $R \leq 3.0$. Para $R=4.0$, la influencia de α_c en las ordenadas de C_R sólo se aprecia para cocientes T/T_m menores a 1.0, donde las ordenadas de C_R se incrementan conforme se incrementa α_c .

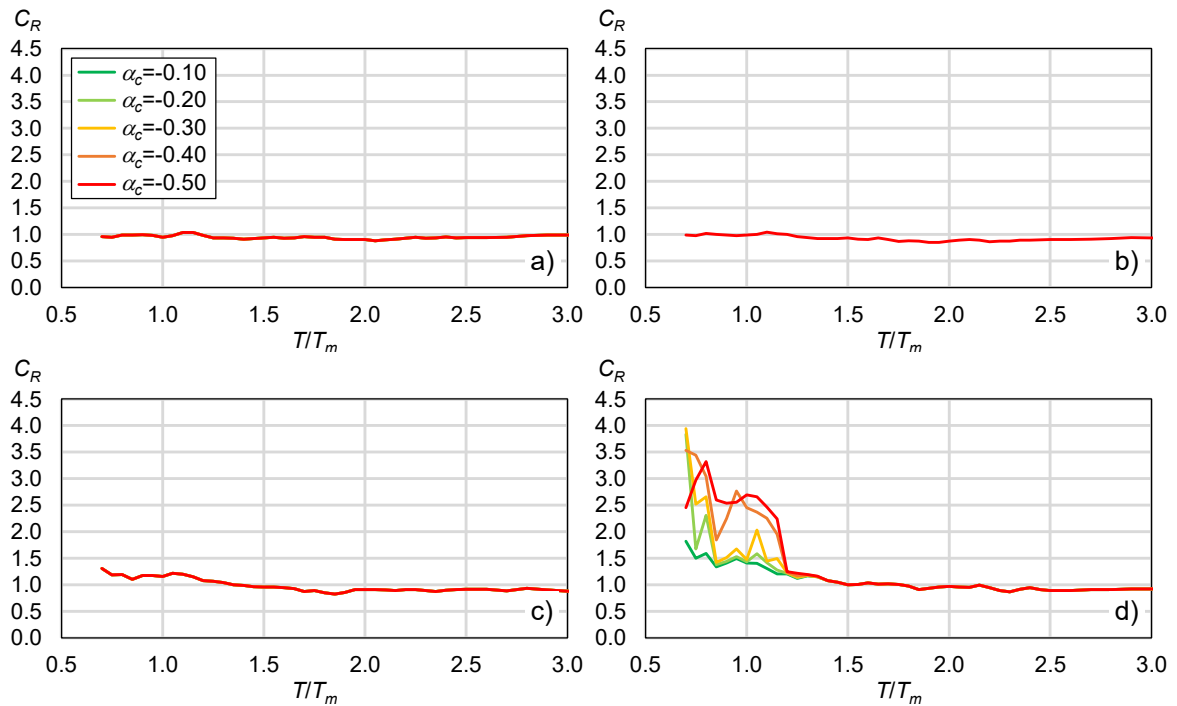


Figura 4.19. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca y $\mu_c=4.0$ y cuatro niveles de R : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$.

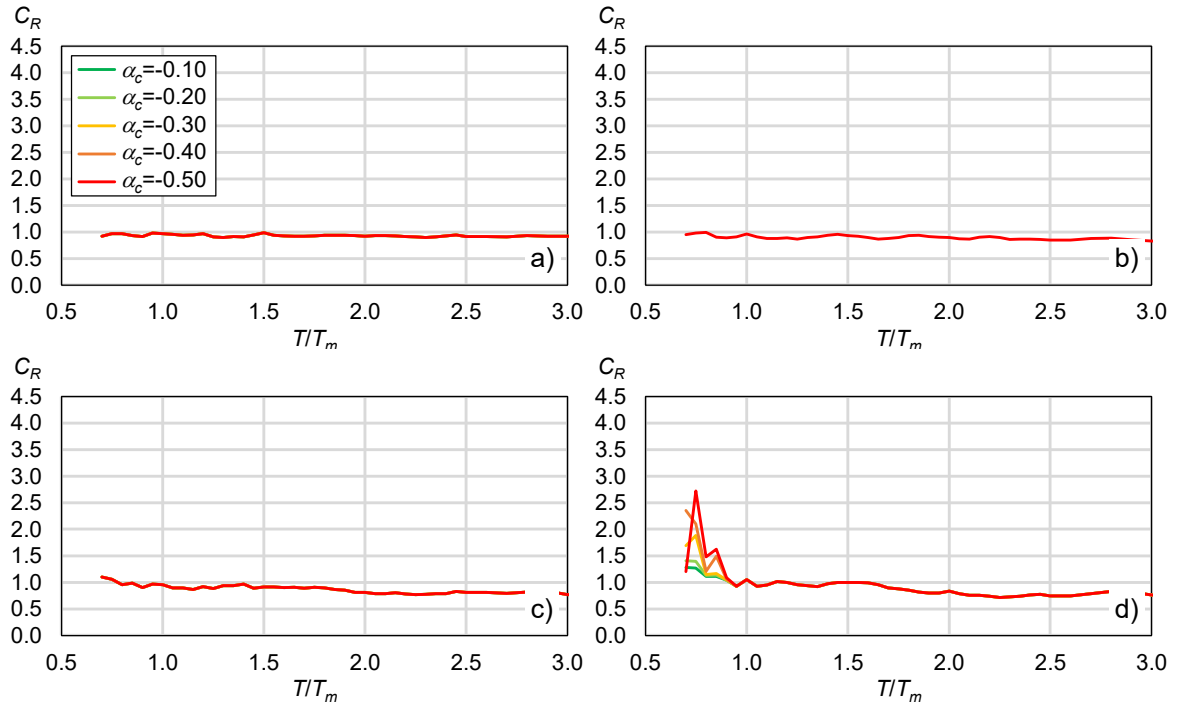


Figura 4.20. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia y $\mu_c=4.0$ y cuatro niveles de R : a) $R=1.5$, b) $R=2.0$, c) $R=3.0$ y d) $R=4.0$.

Cabe notar que las tendencias espectrales de C_R para sistemas degradantes son menos suavizadas que las tendencias observadas para sistemas sin degradación. Lo anterior puede atribuirse a: 1) el empleo de un número menor de registros, y 2) algunos sistemas degradantes presentaron problemas de inestabilidad dinámica durante los análisis dinámicos no lineales (es decir, algunas historias de aceleración del terreno inducían desplazamientos máximos inelásticos significativamente grandes), dado que los sistemas con degradación toman en cuenta la degradación cíclica en su resistencia. Por ejemplo, en la figura 4.22 se muestra la historia de desplazamiento de un sistema degradante con parámetros $\mu_c=4.0$, $\alpha_s=3\%$, $\alpha_c=-40\%$ y $T=0.3s$; sometido al registro obtenido en la estación PARS (El Paraíso, Guerrero) durante el sismo del 19 de septiembre de 1985. En la figura se aprecia que el desplazamiento lateral tiende a incrementarse una vez que el sistema exhibe deterioro de rigidez y resistencia significativo.

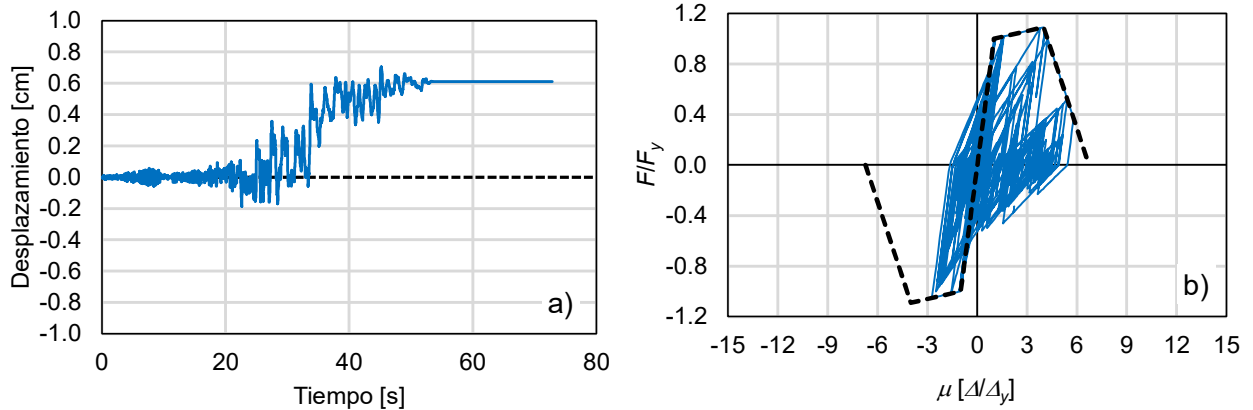


Figura 4.21 Ejemplo de inestabilidad dinámica en el cálculo de C_R : a) historia de desplazamiento y b) comportamiento histórico.

Trabajos previos que han utilizado sistemas con degradación enfatizan que el sistema presenta el colapso principalmente en la zona de periodo corto donde las demandas de desplazamiento máximo inelástico son mayores que el desplazamiento elástico (Miranda y Akkar, 2003; Chenouda y Ayoub, 2008; Ruiz-García y Domínguez, 2021).

Por ello, en este estudio se decidió aislar los casos que exhibían inestabilidad dinámica con la finalidad de obtener la mediana de C_R sin considerar este fenómeno. Con esta intención, se determinó la resistencia lateral relativa asociada a la inestabilidad dinámica, R_c (Miranda y Akkar, 2003). En el Capítulo 6 se presenta un estudio encaminado a determinar R_c para ambos escenarios sísmicos. De esta manera, cuando el sistema exhibe $R > R_c$, su respuesta en el cálculo de C_R no se considera. En la figura 4.22 se presenta la mediana de C_R obtenida para ambos conjuntos de registros interplaca e intraplaca, sin considerar los casos que se detectaron con inestabilidad dinámica. La mediana de C_R que se muestran en la figura 4.22 corresponden a un S1GL con parámetros $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=3\%$ y $\alpha_c=-10\%$ para ambos escenarios sísmicos.

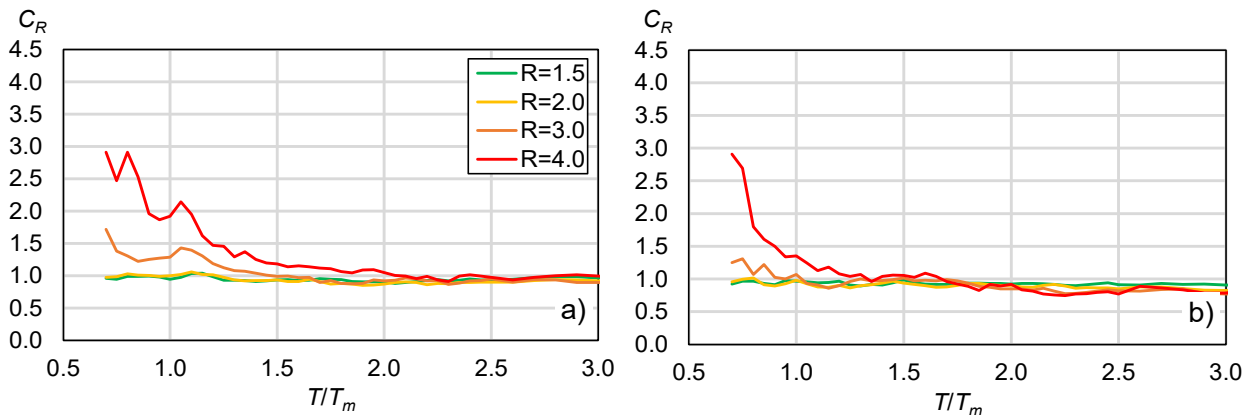


Figura 4.22 Mediana de C_R sin considerar la inestabilidad dinámica para los dos escenarios sísmicos: a) interplaca y b) intraplaca de profundidad intermedia.

4.9 Estimación del cociente de desplazamiento inelástico

Para la evaluación sísmica de edificios situados en estos ambientes sísmicos, o bien para el diseño preliminar, es deseable contar con una ecuación predictiva de C_R . Considerando las tendencias empíricas de C_R descritas anteriormente, se propuso la siguiente forma funcional:

$$C_R = a_1 + \frac{R-1}{b_1(T/T_m)^{b_2}} \quad (4.4)$$

donde R es la resistencia lateral relativa del sistema, T es el periodo natural de vibrar del sistema, T_m es el periodo medio del movimiento del terreno, así como a_1 , b_1 y b_2 son coeficientes que dependen del tipo de comportamiento histerético. Cabe mencionar que la forma funcional de la ecuación (4.4) es similar a la propuesta en Ruiz-García y Miranda (2006), pero incorporando la influencia del contenido de frecuencia de la excitación. Los coeficientes de la ecuación (4.4) se determinaron mediante el método de regresión no lineal utilizando la función **nlinfit** implementada en la herramienta computacional *Matlab* (2017).

4.9.1 Sistema elastoplástico perfecto

En la figura 4.23a se muestra la tendencia empírica de C_R obtenida para sistemas sin degradación (con comportamiento elastoplástico perfecto), mientras que en la figura 4.23b se muestra la predicción de la mediana de C_R empleando la ecuación (4.4) y los coeficientes estimados de b_1 y b_2 que se indican en la tabla 4.1 para eventos sísmicos interplaca. En la misma tabla 4.1 se indican los intervalos de confianza (i.c.) para cada coeficiente. Asimismo, en la figura 4.24a se muestra la tendencia empírica de C_R y en la figura 4.24b la predicción de C_R empleando la ecuación (4.4) para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia, finalmente, los coeficientes b_1 y b_2 se indican en la tabla 4.2. El coeficiente $a_1=1.0$ para escenarios sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia.

Tabla 4.1. Coeficientes estimados de b_1 y b_2 de la ecuación (4.4) para eventos sísmicos interplaca.

R	b_1	b_2	[i.c. b_1]	[i.c. b_2]	R^2
1.5	35.93	2.02	[5.07, 66.80]	[1.42, 2.63]	0.77
2.0	20.41	1.98	[11.90, 28.93]	[1.69, 2.27]	0.91
3.0	14.25	2.15	[10.56, 17.93]	[1.97, 2.33]	0.96
4.0	9.42	1.91	[7.69, 11.16]	[1.78, 2.04]	0.97

Tabla 4.2. Coeficientes estimados de b_1 y b_2 de la ecuación (4.4) para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

R	b_1	b_2	[i.c. b_1]	[i.c. b_2]	R^2
1.5	72.10	2.55	[-3.24, 147.47]	[1.85, 3.25]	0.87
2.0	72.23	3.14	[27.57, 116.89]	[2.73, 3.54]	0.95
3.0	27.64	2.78	[21.41, 33.87]	[2.63, 2.93]	0.99
4.0	22.75	2.76	[18.03, 27.47]	[2.62, 2.90]	0.99

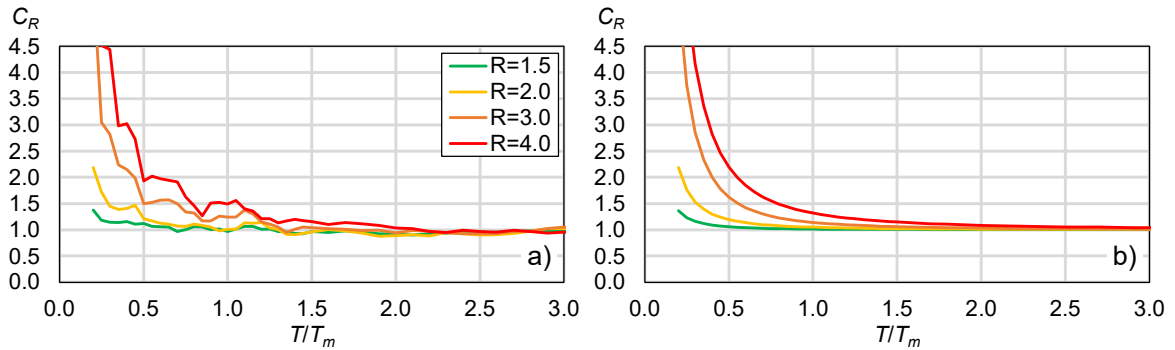


Figura 4.23. Mediana de C_R para eventos sísmicos interplaca: a) valores empíricos, y b) predicción empleando la ecuación (4.4).

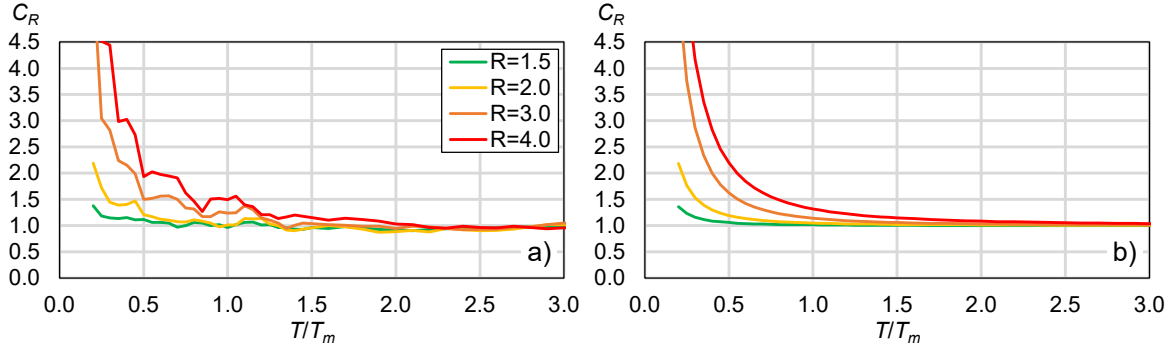


Figura 4.24. Mediana de C_R para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia: a) valores empíricos, y b) predicción empleando la ecuación (4.4).

4.9.2 Sistema degradante

Asimismo, se determinaron los coeficientes a_1 , b_1 y b_2 para cada una de las combinaciones de μ_c y α_c del sistema degradante, y cada uno de los niveles de R . No se consideró el efecto de α_s dado que se demostró que no tenía una influencia significativa en las ordenadas de C_R . Para la evaluación de la bondad de ajuste, se utilizó el coeficiente de determinación múltiple, R^2 . Donde se obtuvieron valores de $R^2 > 80\%$ para ambos escenarios sísmicos, por lo tanto, en la tabla 4.3 se presentan los coeficientes estimados para las combinaciones μ_c , α_c y R para el escenario sísmico interplaca. Asimismo, en la tabla 4.4 se presentan los coeficientes correspondientes al escenario sísmico

intraplaca de profundidad intermedia para sistemas con degradación. El coeficiente $a_I=0.80$ para eventos sísmicos interplaca y $a_I=0.70$ para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia para sistemas con degradación. En las figuras 4.25a y 4.26a se muestra los valores empíricos de la mediana de C_R para los escenarios sísmicos interplaca e intraplaca respectivamente. Asimismo, en las figuras 4.25b y 4.26b se muestra la predicción de C_R utilizando la ecuación (4.4).

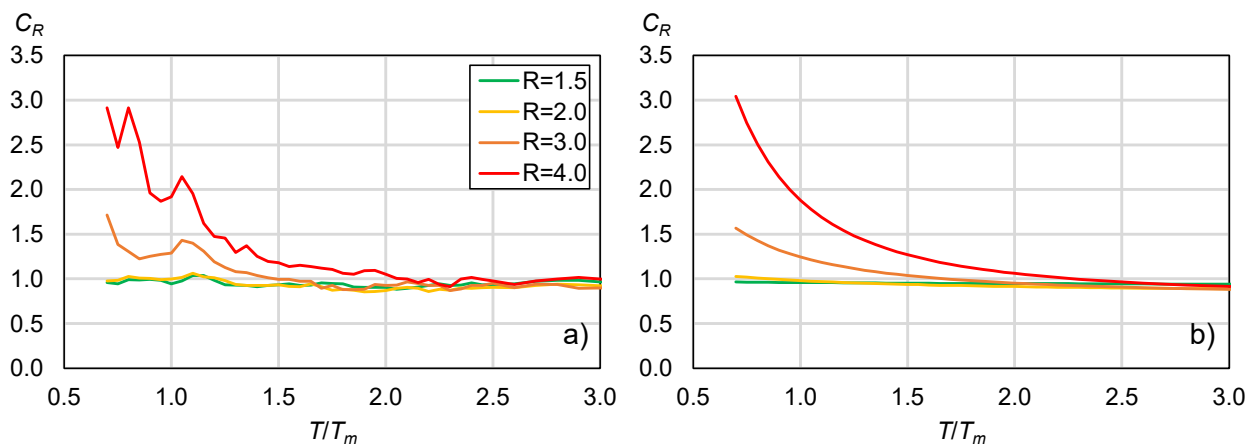


Figura 4.25. Mediana de C_R para eventos interplaca: a) valores empíricos y b) predicción de C_R .

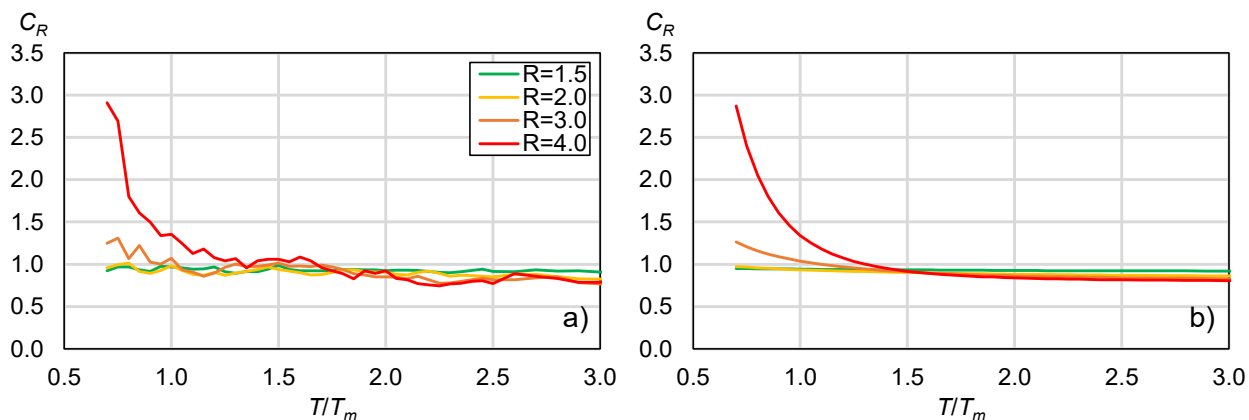


Figura 4.26. Mediana de C_R para eventos intraplaca de profundidad intermedia: a) valores empíricos y b) predicción de C_R .

Tabla 4.3. Coeficientes estimados de b_1 y b_2 de la ecuación (4.4) para eventos sísmicos interplaca.

α_c	R	$\mu_c=1.5$		$\mu_c=2.0$		$\mu_c=3.0$		$\mu_c=4.0$	
		b_1	b_2	b_1	b_2	b_1	b_2	b_1	b_2
-0.10	1.5	3.14	0.11	3.14	0.12	3.14	0.11	3.14	0.11
	2.0	5.53	0.67	5.80	0.64	5.80	0.65	5.80	0.65
	3.0	4.50	1.54	5.24	1.52	6.29	1.38	6.44	1.34
	4.0	2.78	2.05	3.51	2.02	4.68	1.86	5.71	1.64
-0.20	1.5	3.14	0.12	3.14	0.12	3.14	0.11	3.14	0.11
	2.0	5.26	0.69	5.80	0.64	5.80	0.65	5.80	0.65
	3.0	1.62	3.04	3.72	2.02	6.05	1.46	6.44	1.34
	4.0	2.15	1.70	2.46	1.95	2.44	3.07	4.70	2.10
-0.30	1.5	3.14	0.11	3.14	0.11	3.14	0.11	3.14	0.11
	2.0	4.86	0.74	5.80	0.65	5.80	0.65	5.80	0.65
	3.0	2.87	1.39	1.34	4.07	5.69	1.62	6.44	1.34
	4.0					2.43	2.69	3.12	2.97
-0.40	1.5	3.14	0.12	3.14	0.12	3.14	0.11	3.14	0.11
	2.0	4.36	0.83	5.80	0.64	5.80	0.65	5.80	0.65
	3.0			2.11	2.52	5.55	1.64	6.44	1.34
	4.0					2.90	2.17	3.81	2.41
-0.50	1.5	3.14	0.12	3.14	0.12	3.14	0.11	3.14	0.11
	2.0	3.86	0.94	5.80	0.64	5.80	0.65	5.80	0.65
	3.0			5.02	1.00	5.48	1.57	6.44	1.64
	4.0					3.27	1.85	4.16	2.22

En la tabla 4.3 se puede observar que los coeficientes b_1 y b_2 para estimar el valor medio de C_R para valores de $R > 3.0$ para el S1GL con parámetros $\alpha_c < -0.30$ y $\mu_c < 2.0$ no se muestran debido a que el S1GL presenta inestabilidad dinámica. Sin embargo, para S1GL con capacidad de ductilidad $\mu_c > 2.0$ y para valores de $\alpha_c > -0.30$ no se presenta inestabilidad dinámica inclusive para valores de $R = 4.0$. Asimismo, en la tabla 4.4 que corresponden a los coeficientes b_1 y b_2 para el escenario sísmico intraplaca se presenta inestabilidad dinámica para valores de $R = 4.0$, capacidad de ductilidad $\mu_c < 2.0$ y $\alpha_c > -0.30$. Sin embargo, para S1GL con capacidad de ductilidad $\mu_c > 2.0$ y para valores de $\alpha_c > -0.30$ no se presenta inestabilidad dinámica inclusive para valores de $R = 4.0$.

Tabla 4.4. Coeficientes estimados de b_1 y b_2 de la ecuación (4.4) para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

α_c	R	$\mu_c=1.5$		$\mu_c=2.0$		$\mu_c=3.0$		$\mu_c=4.0$	
		b_1	b_2	b_1	b_2	b_1	b_2	b_1	b_2
-0.10	1.5	2.06	0.09	2.06	0.09	2.06	0.09	2.06	0.09
	2.0	4.22	0.36	4.39	0.33	4.39	0.33	4.40	0.33
	3.0	5.66	1.11	6.67	1.06	7.92	0.91	7.92	0.91
	4.0	4.14	2.87	5.01	2.21	7.43	1.71	8.95	1.40
-0.20	1.5	2.06	0.09	2.06	0.09	2.06	0.09	2.06	0.09
	2.0	4.09	0.39	4.39	0.33	4.39	0.33	4.39	0.33
	3.0	3.17	2.01	5.55	1.25	7.91	0.91	7.92	0.91
	4.0	1.05	3.21	3.06	2.21	5.02	2.57	8.34	1.57
-0.30	1.5	2.06	0.09	2.06	0.09	2.06	0.09	2.06	0.09
	2.0	3.98	0.40	4.39	0.33	4.39	0.33	4.39	0.33
	3.0	2.31	1.75	4.32	1.54	7.91	0.91	7.92	0.91
	4.0			1.95	2.28	4.53	2.34	7.92	1.74
-0.40	1.5	2.06	0.09	2.06	0.09	2.06	0.09	2.06	0.09
	2.0	3.84	0.43	4.39	0.33	4.41	0.32	4.39	0.33
	3.0	1.59	1.93	3.92	1.44	7.83	0.92	7.92	0.91
	4.0					3.14	2.76	7.11	2.05
-0.50	1.5	2.06	0.09	2.06	0.09	2.06	0.09	2.06	0.09
	2.0	3.79	0.43	4.39	0.33	4.39	0.33	4.39	0.33
	3.0	7.02	-0.21	1.06	3.15	8.07	0.87	7.92	0.91
	4.0					0.53	5.67	7.80	1.67

En el caso específico de $R=1.5$ se puede utilizar, de forma conservadora, $b_1=3.14$ y $b_2=0.12$ para eventos sísmicos interplaca; $b_1=2.06$ y $b_2=0.09$ para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en la ecuación (4.4) sin importar el valor de μ_c y α_c . Dado que, el desplazamiento máximo inelástico es aproximadamente igual que el desplazamiento máximo elástico para este nivel de resistencia lateral relativa. En las figuras 4.26a y 4.26b se muestra la influencia de μ_c y α_c en la estimación de los coeficientes b_1 y b_2 , respectivamente, para un valor de $R=3.0$ para eventos sísmicos interplaca. Asimismo, en la figura 4.27a y 4.27b se muestra la influencia de μ_c y α_c en la estimación de los coeficientes b_1 y b_2 , respectivamente, para un valor de $R=3.0$ para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia. Se puede apreciar la dependencia de ambos parámetros en los coeficientes estimados.

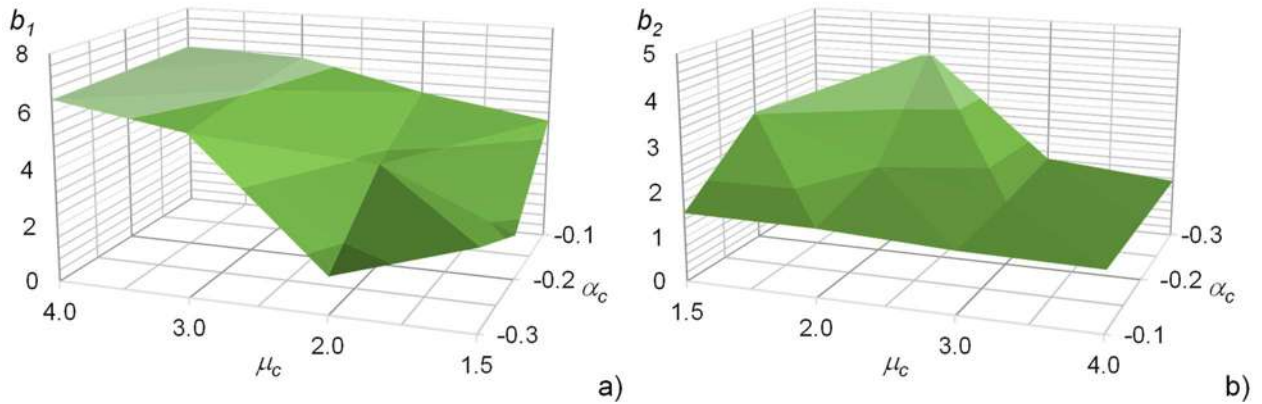


Figura 4.26. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes estimados para eventos sísmicos interplaca ($R=3.0$): a) b_1 y b) b_2 .

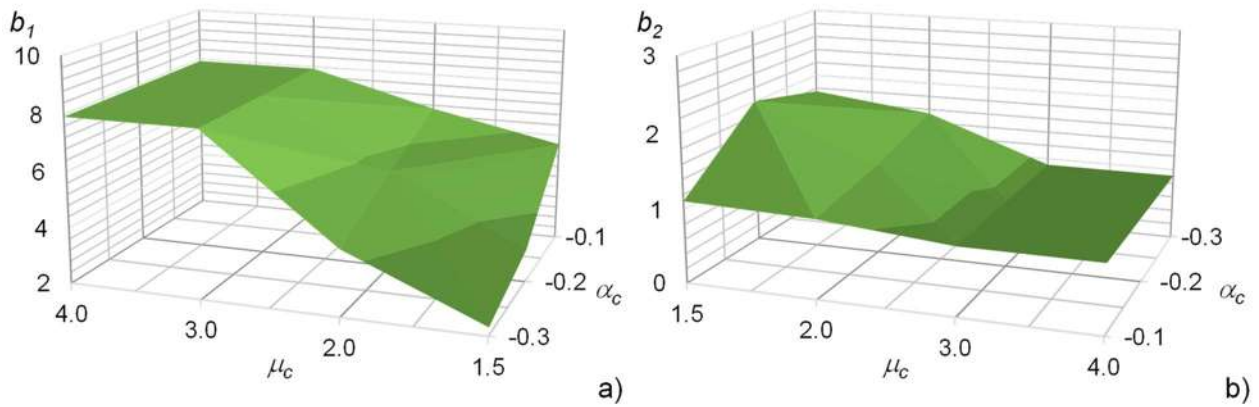


Figura 4.27. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes estimados para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia ($R=3.0$): a) b_1 y b) b_2 .

Por ello, se decidió proponer una forma funcional para estimar los coeficientes b_1 y b_2 en función de μ_c , α_c y R . Para cada nivel de R se propone un polinomio de tercer orden en función de μ_c y α_c para eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia respectivamente el cual se muestra en la ecuación (4.5). Cabe notar que se trató de utilizar polinomios con el menor número de términos posibles y con el mayor valor de R^2 . En las figuras 4.28 y 4.29 se muestra el ajuste de la ecuación (4.5) en la predicción de los coeficientes b_1 y b_2 para un valor $R=3.0$ para los escenarios sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia respectivamente. La ecuación 4.5 se utilizó para calcular los coeficientes b_1 y b_2 para valores de $\mu_c=1.5, 2.0, 3.0$ y 4.0 ; $\alpha_c=-0.10, -0.20$ y -0.30 ; y valores de $R=2.0$ y 3.0 . Es decir, para valores de $R=4.0$, $\alpha_c < -0.30$ y $\mu_c < 2.0$ se presenta la inestabilidad dinámica.

$$b_{1y2} = A + B\alpha_c + C\mu_c + D\alpha_c^2 + E\alpha_c\mu_c + F\mu_c^2 + G\alpha_c^2\mu_c + H\alpha_c\mu_c^2 + I\mu_c^3 \quad (4.5)$$

donde α_c es la pendiente negativa; μ_c es la capacidad de ductilidad de desplazamiento; A, B, C, D, E, F, G, H e I son los coeficientes de la regresión.

Tabla 4.5. Coeficientes para estimar b_1 y b_2 de la ecuación (4.5) para eventos interplaca y emplearse en la ecuación (4.4).

R=2.0									
A	B	C	D	E	F	G	H	I	R ²
0.52	9.32	6.54	-6.83	-7.29	-2.54	1.98	1.28	0.31	0.96
1.23	-0.45	-0.70	1.92	0.58	0.27	-0.54	-0.12	-0.03	0.97
R=3.0									
A	B	C	D	E	F	G	H	I	R ²
20.14	79.15	-15.06	187.2	-13.29	6.35	-56.32	-2.67	-0.88	0.91
-11.15	-28.27	13.74	-111.7	-4.30	-5.59	35.32	3.67	0.75	0.58

Tabla 4.6. Coeficientes para estimar b_1 y b_2 a partir de la ecuación (4.5) para eventos intraplaca de profundidad intermedia y emplearse en la ecuación (4.4).

R=2.0									
A	B	C	D	E	F	G	H	I	R ²
1.53	4.68	3.48	0.69	-3.02	-1.32	-0.12	0.48	0.16	0.98
0.83	-1.14	-0.63	-1.05	0.60	0.24	0.31	-0.08	-0.03	0.98
R=3.0									
A	B	C	D	E	F	G	H	I	R ²
10.33	84.05	-2.19	81.81	-37.79	1.00	-23.88	3.83	-0.16	0.99
-0.54	-32.71	-0.12	-57.47	12.00	0.11	16.85	-0.70	-0.01	0.93

Como se puede observar los valores de R^2 empleando la ecuación (4.5) en la estimación de los coeficientes b_1 y b_2 correspondientes a la ecuación (4.4) en función de la μ_c y α_c es adecuado para valores de $R=2.0$ y 3.0 con valores de $R^2 > 90\%$. Sin embargo, para un valor de $R=3.0$ la predicción de la ecuación (4.5) para el coeficiente b_2 conduce a valores de $R^2=0.58$. Si bien, el ajuste de la ecuación (4.4) para cada valor de μ_c , α_c y R cuenta con valores de $R^2 > 0.80$, donde se puede asumir que la predicción es adecuada, dado que el coeficiente b_2 controla la tendencia en la predicción de C_R . La predicción de b_2 para $R=3$ en función de μ_c y α_c conduce a $R^2 < 60\%$, lo anterior, se puede atribuir a la variabilidad registro a registro en el cálculo de C_R .

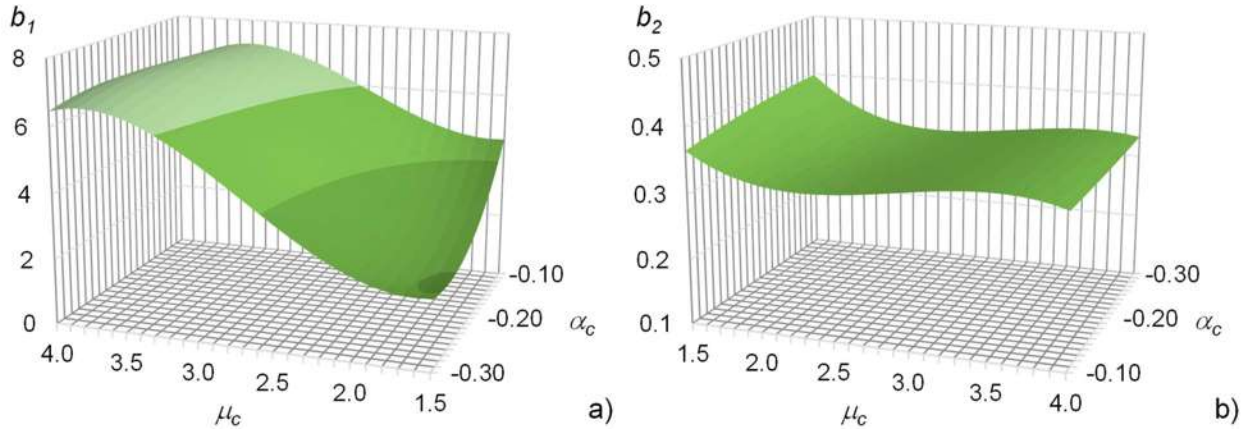


Figura 4.28. Predicción de los coeficientes de la ecuación (4.4) a partir de la ecuación (4.5) para eventos sísmicos interplaca ($R=3.0$): a) b_1 y b) b_2 .

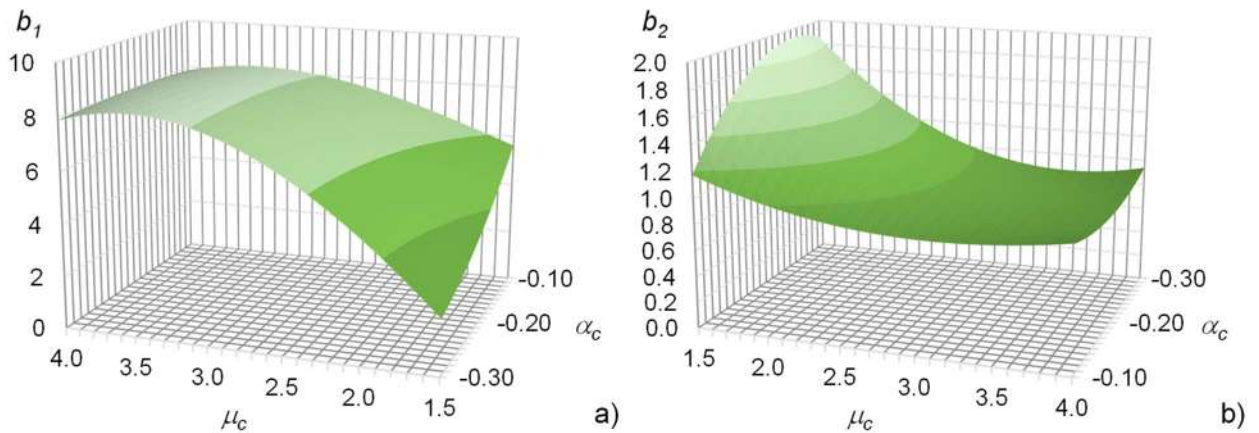


Figura 4.29. Predicción de los coeficientes de la ecuación (4.4) a partir de la ecuación (4.5) para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia ($R=3.0$): a) b_1 y b) b_2 .

En la figura 4.30a se muestra la predicción de C_R para eventos sísmicos registrados durante temblores interplaca a partir de la ecuación (4.4) para un valor de $R=3.0$ en función del cociente T/T_m , μ_c y un valor constante de $\alpha_c=-0.20$. Asimismo, en la figura 4.30b se muestra la predicción de C_R en función del cociente T/T_m , α_c y un valor constante $\mu_c=4.0$ para un valor de $R=3.0$. En la figura 4.30a se puede apreciar la influencia benéfica de la capacidad de ductilidad, μ_c , en las ordenadas espectrales de C_R para valores del cociente $T/T_m < 1.5$. De igual manera, la influencia de la pendiente negativa, α_c , en las ordenadas espectrales de C_R donde se puede apreciar el incremento de C_R principalmente en la zona espectral donde el cociente $T/T_m < 1.5$.

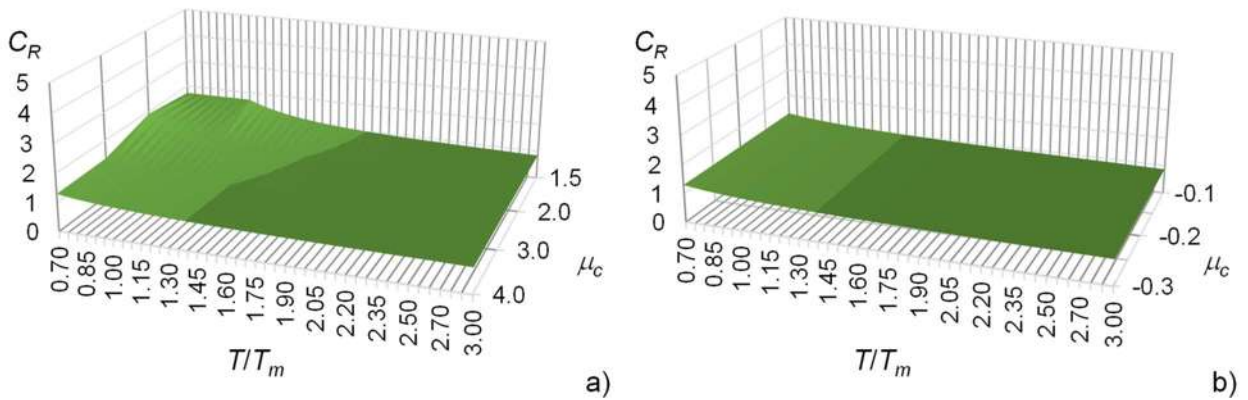


Figura 4.30. Predicción de C_R para eventos interplaca a partir de la ecuación (4.4) y $R=3.0$: a) $\alpha_c=-0.20$ y b) $\mu_c=4.0$.

Finalmente, en la figura 4.31 se muestra la predicción de C_R para eventos sísmicos registrados en sitios rocosos durante temblores intraplaca de profundidad intermedia utilizando la ecuación (4.4). En la figura 4.31a se muestra la predicción de C_R para un valor constante de $R=3.0$ y un $\alpha_c=-20$ en función del cociente T/T_m y la capacidad de ductilidad, μ_c , como se puede observar las ordenadas de C_R para el escenario sísmico intraplaca es menores en comparación con las ordenadas de C_R para el escenario sísmico interplaca. Asimismo, se puede observar la influencia benéfica de μ_c en las ordenadas de C_R . De igual manera en la figura 4.31b se muestra la predicción de C_R para el mismo valor de R en función del cociente T/T_m , α_c y un valor constante de $\mu_c=4.0$, donde, se puede observar el aumento de C_R para valores de $T/T_m < 1.5$.

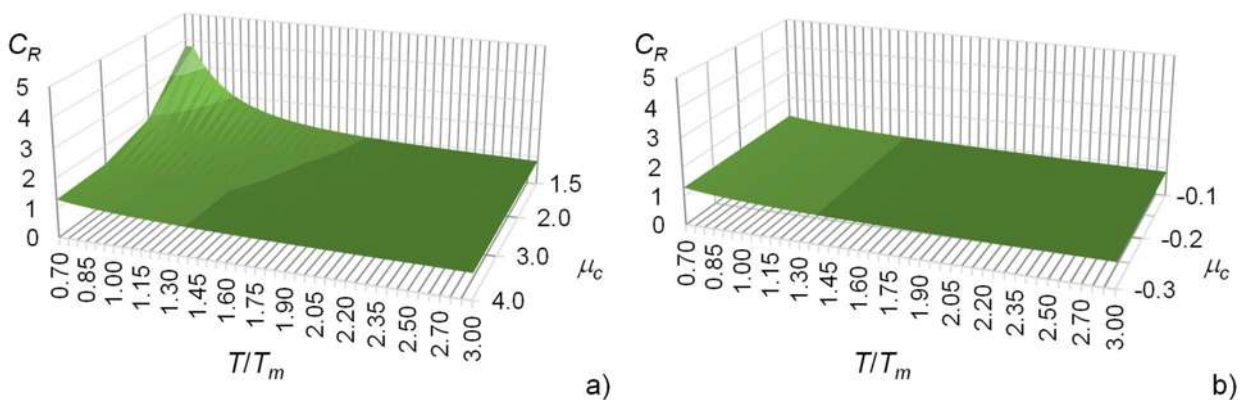


Figura 4.31. Predicción de C_R para eventos intraplaca de profundidad intermedia a partir de la ecuación (4.4) y $R=3.0$: a) $\alpha_c=-0.20$ y b) $\mu_c=4.0$.

4.10 Resumen

Se presentaron los resultados de un estudio estadístico enfocado en estimar la mediana de las ordenadas espectrales del cociente de desplazamiento inelástico, C_R , para sistemas de un grado de libertad, S1GL, con comportamiento histerético elastoplástico perfecto (es decir, sin degradación) y degradante (con degradación de rigidez y deterioro de resistencia) sujetos ante acelerogramas registrados en estaciones acelerográficas ubicadas en terreno firme (roca) de la zona de subducción del Pacífico mexicano. En particular, el comportamiento degradante se simuló mediante el modelo modificado de Ibarra, Medina y Krawinkler (Lignos y Krawinkler, 2012) que considera la capacidad de ductilidad de desplazamiento μ_c , y la pendiente negativa post-pico, por medio del parámetro α_c , una vez alcanzada la resistencia en su envolvente. A partir de los resultados obtenidos, se ofrecen las siguientes conclusiones:

- Se identificó la influencia del contenido de frecuencia de la excitación, medido por el periodo medio del movimiento del terreno, T_m , en las ordenadas de C_R . Cuando se considera, se pueden identificar dos zonas espectrales de C_R . En particular, el desplazamiento máximo inelástico es mayor que el desplazamiento máximo elástico para sistemas sin degradación cuando el cociente $T/T_m < 1.0$.
- Las ordenadas espectrales de C_R calculadas para los sistemas con degradación y con pendiente negativa son significativamente mayores que las ordenadas espectrales para sistemas elastoplásticos, lo cual puede atribuirse al fenómeno de inestabilidad dinámica ante algunos acelerogramas.
- Las ordenadas del espectro de la mediana de C_R para sistemas con degradación dependen principalmente del valor de μ_c y α_c . En particular, valores altos de α_c (indican una pendiente negativa severa) incrementan las ordenadas de C_R . Por otra parte, las ordenadas de C_R tienden a decrecer conforme se incrementa μ_c .
- La forma funcional propuesta para estimar C_R es adecuada para reproducir la tendencia empírica de C_R tanto para sistemas sin degradación, como para sistemas con degradación. En particular, los polinomios propuestos para calcular b_1 y b_2 en función de μ_c y α_c son adecuados para valores de $R=2.0$ y 3.0 con valores del coeficiente de determinación de $R^2 > 90\%$. Sin embargo, para valores de $R=3.0$ en el cálculo de b_1 se tiene un $R^2=98\%$, pero en la predicción del coeficiente b_2 se tiene un $R^2=58\%$ para eventos sísmicos interplaca.

Durante el cálculo de C_R se identificó que el periodo medio, T_m , del movimiento del terreno tiene una influencia sobre las ordenadas espectrales de C_R principalmente para valores de $T_m > 0.3s$. Por lo tanto, es necesario contar con una estimación de T_m con la finalidad de tomar en cuenta la influencia del contenido de frecuencias del movimiento del terreno en la predicción de C_R . En el capítulo 5 se presenta el desarrollo de un modelo predictivo del movimiento del terreno para la estimación de T_m para los dos escenarios sísmicos considerados en este estudio. Asimismo, se identificó una variabilidad significativa registro a registro principalmente para valores de $R \geq 3.0$, una capacidad de deformación de $\mu_c \leq 2.0$ y valores de pendiente negativa $\alpha_c \leq -0.30$, lo cual puede atribuirse a la inestabilidad dinámica del sistema. Los coeficientes que se presentan en las tablas

4.3 y 4.4 correspondientes a cada escenario sísmico para calcular C_R utilizando la ecuación (4.4) no consideran los casos de inestabilidad dinámica, es decir, cuando el valor de $R < R_c$ del S1GL. Por lo tanto, es necesario contar una estimación de la resistencia lateral relativa mínima para evitar la inestabilidad dinámica, R_c , con la finalidad de contar con una estimación del valor máximo de R ; es decir $R < R_c$. El desarrollo de este estudio se presenta en el capítulo 6.

MODELO PREDICTIVO PARA ESTIMAR EL PERIODO MEDIO DEL MOVIMIENTO DEL TERRENO

5.1 Introducción

La predicción de las demandas inducidas por eventos sísmicos en estructuras civiles es de suma importancia para el diseño sísmico de nuevas estructuras y para la evaluación sísmica de estructuras existentes. Por ejemplo, los procedimientos modernos basados en desplazamiento requieren una estimación en la demanda de desplazamiento lateral, ya que está estrechamente relacionada con el daño estructural. La magnitud, o amplitud, de las demandas sísmicas dependen, en general, de las características estructurales, las propiedades mecánicas y dinámicas de la estructura, así como de las características del movimiento del terreno (es decir, amplitud, duración y contenido de frecuencias).

La estimación del periodo medio, T_m , como una medida del contenido de frecuencias del movimiento del terreno, es un paso muy importante en la estimación del cociente de desplazamiento inelástico, C_R . Por ejemplo, en el capítulo 4 se discutió la influencia de T_m en las ordenadas espectrales de C_R , tanto para registros interplaca como intraplaca de profundidad intermedia, principalmente para valores de $T_m > 0.3$ s. Por ello, la forma funcional para obtener una estimación de C_R considera una estimación de T_m para obtener el cociente T/T_m , donde T es el periodo de vibración.

El objetivo de este capítulo consiste en presentar modelos predictivos de T_m , para movimientos del terreno registrados en sitios rocosos durante eventos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia en la zona de subducción de México. Los modelos predictivos se basan en un método de regresión paramétrico de efectos mixtos, denominado MPMT, y la implementación de un método de regresión no paramétrico a partir de una máquina de vector de soporte, MVS, como una alternativa al MPMT. En particular, el MPMT propuesto está en función de los parámetros sísmicos (magnitud de momento, M_w , profundidad focal, H_D) y parámetros de propagación (distancia hipocentral, R_{hyp}). La validez predictiva del MPMT se evalúa en términos de la desviación estándar logarítmica y de los residuos, mientras que la validez predictiva empleando el MVS se evalúa mediante el error cuadrático medio, ECM. En particular, se compara y discute la predicción de T_m utilizando la MPMT como un método tradicional y la regresión no paramétrica basada en MVS. Finalmente, el MPMT propuesto en este estudio se compara con dos MPMT propuestos previamente en la literatura.

5.2 Estudios previos

Varios estudios han señalado que las demandas sísmicas calculadas a partir de sistemas de un grado de libertad, S1GL, (por ejemplo, Miranda, 1993; Ruiz-García, 2011; Kumar et al., 2011; Málaga-Chuquitaype y Elghazouli, 2012), y múltiples grados de libertad, SMGL, (por ejemplo, Kumar et al., 2011; Kumar et al., 2013; Ruiz-García y González, 2017) están influenciados por el contenido de frecuencias del movimiento del terreno. El contenido de frecuencias del movimiento del terreno

de un evento sísmico se puede medir mediante un único parámetro escalar, y se han introducido varias definiciones en la literatura (por ejemplo, Gutenberg y Richter, 1956; Seed, 1969; Miranda, 1993; Rathje et al., 1999; Rathje et al., 2004). Por ejemplo, el periodo predominante del movimiento del terreno basado en la aceleración espectral, T_{pa} , el periodo medio, T_m , el periodo predominante espectral suavizado, T_0 , y el periodo espectral promedio, T_{avg} , se han propuesto para eventos sísmicos de campo lejano. De manera similar, el periodo predominante del movimiento del suelo basado en la máxima energía de entrada y la máxima velocidad relativa, T_g , también se ha propuesto como medida del contenido de frecuencia para los eventos sísmicos registrados en terreno blando (Miranda, 1993).

Cabe notar que se han desarrollado modelos predictivos para estimar el contenido de frecuencia del movimiento del terreno desde la década de 1950's. En el conocimiento de los autores, Gutenberg y Richter (1942) propusieron la primera relación entre un parámetro del contenido de frecuencia (es decir, *“el periodo de las ondas de máxima amplitud”*, T_0) y la magnitud del evento sísmico. En un estudio posterior, los autores actualizaron su relación para los eventos sísmicos de California de una magnitud inferior a 7 y distancia epicentral inferior a 80km (Gutenberg y Richter, 1956). Años más tarde, Seed, y otros (1969) propusieron una relación empírica del periodo predominante, definido como *“el periodo en el cual el espectro de respuesta de un acelerograma tiene el pico más grande”*, con respecto a la distancia a la fuente del evento sísmico para diferentes magnitudes. Posteriormente, Rathje y otros (1999) propusieron modelos predictivos para T_m , T_{avg} y T_0 basados en un conjunto de 306 acelerogramas registrados en 20 eventos sísmicos ocurridos entre 1966 y 1994. La magnitud de momento, la distancia desde la superficie de la ruptura y las condiciones de sitio (es decir, roca/suelo rígido o suelo) se utilizaron como variables predictivas. En un estudio posterior, Rathje y otros (2004) consideraron un conjunto de 835 acelerogramas registrados en 44 eventos sísmicos con falla inversa y falla lateral para proponer modelos predictivos de T_m y T_{avg} . A diferencia de su estudio anterior, Rathje et al. (2004) consideraron específicamente la clasificación de sitio donde se ubica la estación acelerográfica (es decir, sitio B, C, D) como variables predictivas. Posteriormente, Yaghmaei-Sabeh (2015) propuso modelos predictivos para T_m , T_{avg} y T_0 basados en un conjunto de 575 acelerogramas registrados durante 40 eventos sísmicos históricos (11 eventos principales y 31 réplicas) en Irán, incluyendo los terremotos de Varzaghan-Ahar del 2012. Los sismos considerados en su estudio estuvieron asociados a fallas de tipo inverso o de deslizamiento. El autor empleó una forma funcional idéntica empleada previamente por Rathje et al. (2004). Recientemente, Du (2015) propuso un modelo predictivo empírico para T_m considerando seis variables predictivas (es decir, magnitud de momento, distancia más cercada a la ruptura, velocidad de ondas de corte, profundidad a la isosuperficie de ondas de corte de 1.0 km/s, profundidad a la parte superior de la ruptura de la falla y una variable indicadora para tener en cuenta los efectos de directividad). Su base de datos constó de 849 acelerogramas registrados durante 263 eventos sísmicos corticales, los cuales están incluidos en la base de datos NGA-West2. Muy recientemente, Yagahmaei-Sabeh y otros (2022) propusieron modelos empíricos predictivos para T_m y T_{avg} con base en un conjunto de 243 acelerogramas registrados durante eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia ocurridos en las regiones sísmicas de Vracea, Rumania y Makran, Irán. Los autores demostraron que el uso de modelos predictivos de T_m desarrollados para eventos sísmicos corticales, como el propuesto por Du (2017) y Yaghmaei-Sabeh (2015), conducen a predicciones inexactas de T_m para eventos intraplaca de profundidad intermedia. Cabe notar que varios estudios que han evaluado parámetros escalares propuestos en la literatura para caracterizar el contenido de frecuencia han destacado la

idoneidad de utilizar el periodo medio, T_m , como medida del contenido de frecuencia del movimiento del terreno (por ejemplo, Craifaleanu, 2011; Rathje et al., 2004; Du, 2015).

Es importante mencionar que los modelos de predicción empírica, también conocidos como modelos predictivos del movimiento del terreno, MPMT, utilizan una forma funcional fija donde los coeficientes del modelo se estiman mediante una regresión paramétrica. Es decir, los coeficientes del modelo se determinan minimizando el error entre el valor empírico (valor observado) y el valor estimado. Sin embargo, estudios previos han demostrado que la regresión de la máquina de vector de soporte, MVS, un algoritmo de aprendizaje supervisado que utiliza una regresión no paramétrica, puede utilizarse como alternativa a los MPMT tradicionales (por ejemplo, Tezcan y Cheng, 2012).

5.3 Catálogo de registros sísmicos

5.3.1 Criterio de selección y procesamiento de los datos

El catálogo de registros sísmicos empleado para la predicción de T_m corresponde al mismo catálogo obtenido a partir del criterio de selección descrito en el capítulo 3, así como también, se utiliza el mismo proceso de filtrado y corrección por línea base. Finalmente, en la Figura 5.1 muestra la distribución espacial de los epicentros de los eventos sísmicos considerados en este capítulo, así como el intervalo de magnitud de momento, M_w , para el escenario sísmico interplaca e intraplaca de profundidad intermedia.

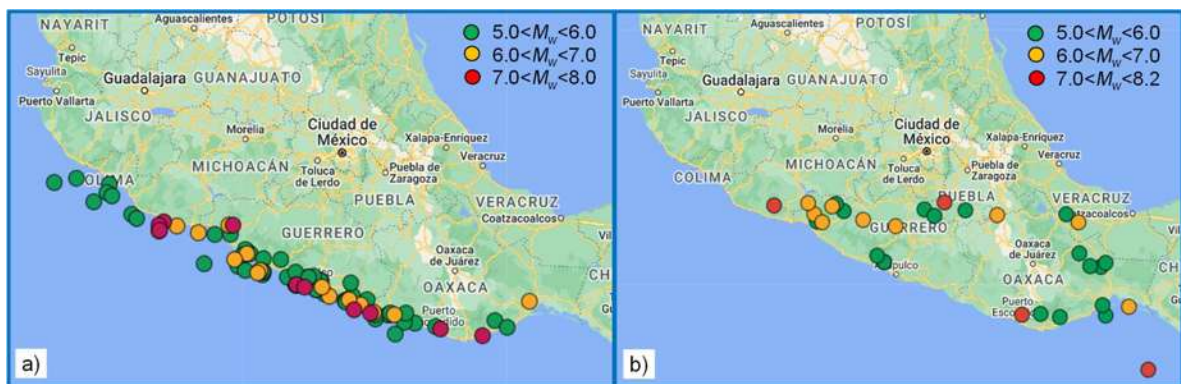


Figura 5.1. Distribución de los eventos sísmicos considerados en este estudio: a) eventos sísmicos interplaca, y b) eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

Asimismo, en la figura 5.2a muestra la distribución de M_w-R_{hyp} para 484 registros interplaca (cuadrado azul) y 300 registros intraplaca de profundidad intermedia (triángulo magenta), incluidos en los catálogos considerados en este estudio. De manera similar, la figura 5.2b muestra la distribución de H_D-R_{hyp} para ambos conjuntos de registros sísmicos. Una descripción detallada de los eventos sísmicos considerados en este estudio puede consultarse en el apéndice A.

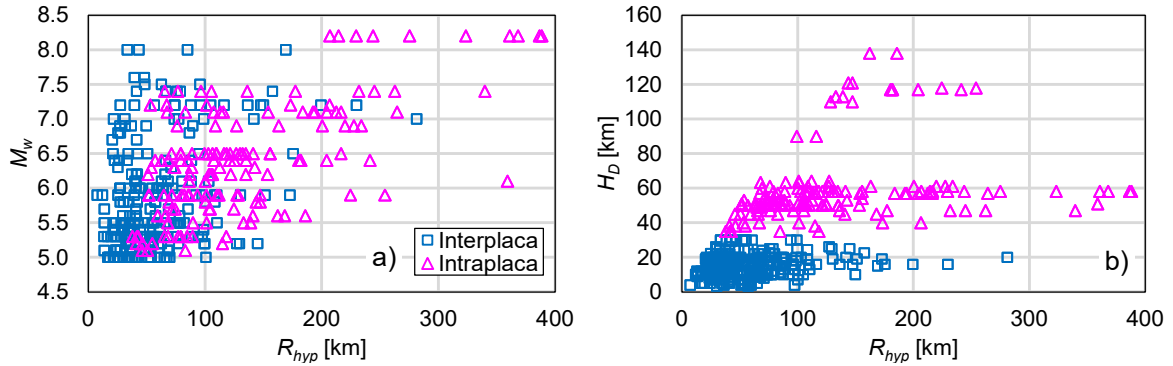


Figura 5.2. Distribución de pares a) M_w - R_{hyp} y b) H_D - R_{hyp} para el conjunto de registros sísmicos considerado en este estudio.

5.3.2 Medida del contenido de frecuencia

De acuerdo con Rathje et al. (1998, 2004), el periodo medio de una componente del movimiento del terreno puede calcularse matemáticamente de la siguiente manera:

$$T_m = \frac{\sum C_i^2 (1/f_i)}{\sum C_i^2} \quad (5.1)$$

donde C_i es la amplitud del espectro de Fourier y f_i es la frecuencia, en Hertz, correspondiente a C_i .

En la figura 5.3 se muestra un ejemplo del espectro de Fourier correspondiente a los dos escenarios sísmicos considerados en este estudio, así como el valor calculado de T_m empleando la ecuación (5.1). La figura 5.3a muestra el espectro de Fourier correspondiente al acelerograma registrado en la estación Aeropuerto Zihuatanejo, Guerrero (AZIH) en su componente S00W durante el evento sísmico interplaca del 19 de septiembre de 1985 (M_w 8.0). Asimismo, en la figura 5.3b se muestra el espectro de Fourier correspondiente al acelerograma registrado en la estación Chilpancingo, Guerrero (CHIL1), en su componente N90E, registrado durante el evento sísmico intraplaca de profundidad intermedia ocurrido el 19 de septiembre de 2017 (M_w 7.0).

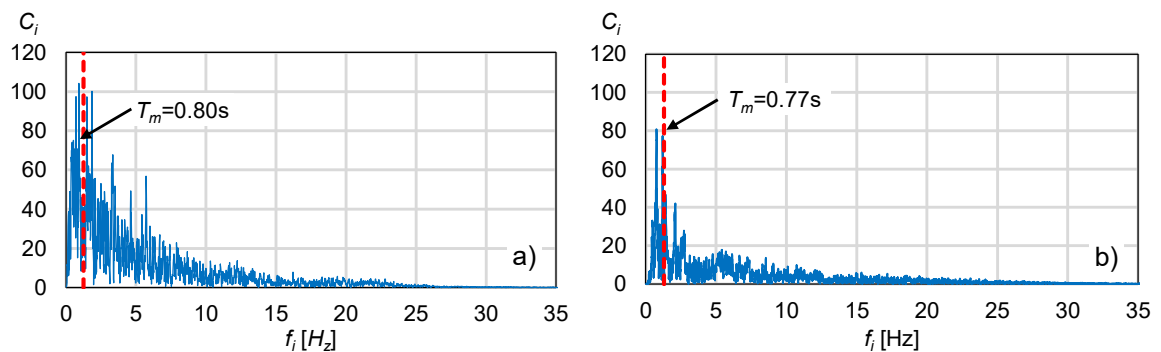


Figura 5.3. Espectro de Fourier y valor calculado de T_m empleando la ecuación 1 para dos eventos sísmicos: a) Interplaca (estación AZIH, comp. S00W) y b) Intraplaca (estación CHI, comp. N90E).

La dispersión de T_m en relación con M_w y R_{hyp} considerando los registros de eventos sísmicos interplaca se muestra en las figuras 5.4a y 5.4b, respectivamente. Se puede observar que T_m tiende a aumentar a medida que aumenta M_w , aunque su dispersión también tiende a aumentar conforme se incrementa M_w . A diferencia de la observación anterior, no se aprecia una tendencia definida de T_m respecto a R_{hyp} . Sin embargo, Rathje et al. (1999) anticipó que los parámetros del contenido de frecuencias, como T_m , exhiben una gran dispersión ya que están fuertemente influenciados por la geología y condiciones del sitio. De manera similar, el T_m observado de los movimientos del terreno intraplaca de profundidad intermedia en función de M_w , R_{hyp} y H_D se muestran en la figura 5.5. También se puede apreciar que T_m tiende a incrementarse conforme se incrementa M_w ; sin embargo, no se aprecia una tendencia definitiva respecto a R_{hyp} y H . A partir de estas observaciones, los modelos empíricos para predecir T_m en función de los parámetros del evento sísmico (M_w y H_D) y parámetros de propagación (R_{hyp} o R^* , que se define en la siguiente sección) se presentan en la siguiente sección.

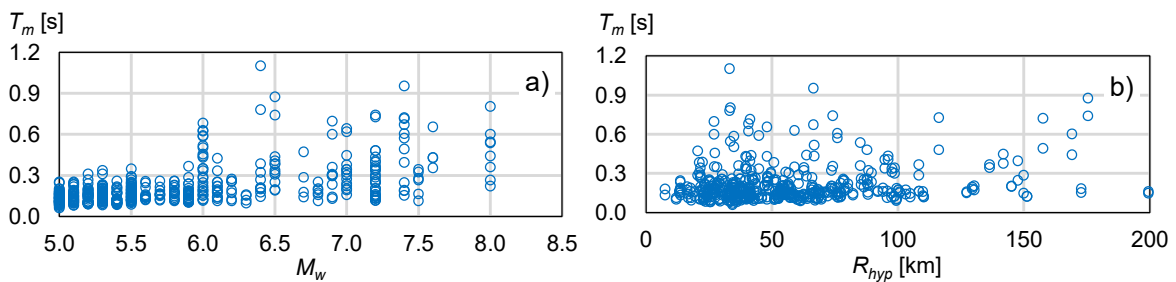


Figura 5.4. Distribución de T_m para eventos sísmicos interplaca considerados en esta investigación: a) en función de M_w y b) en función de R_{hyp} .

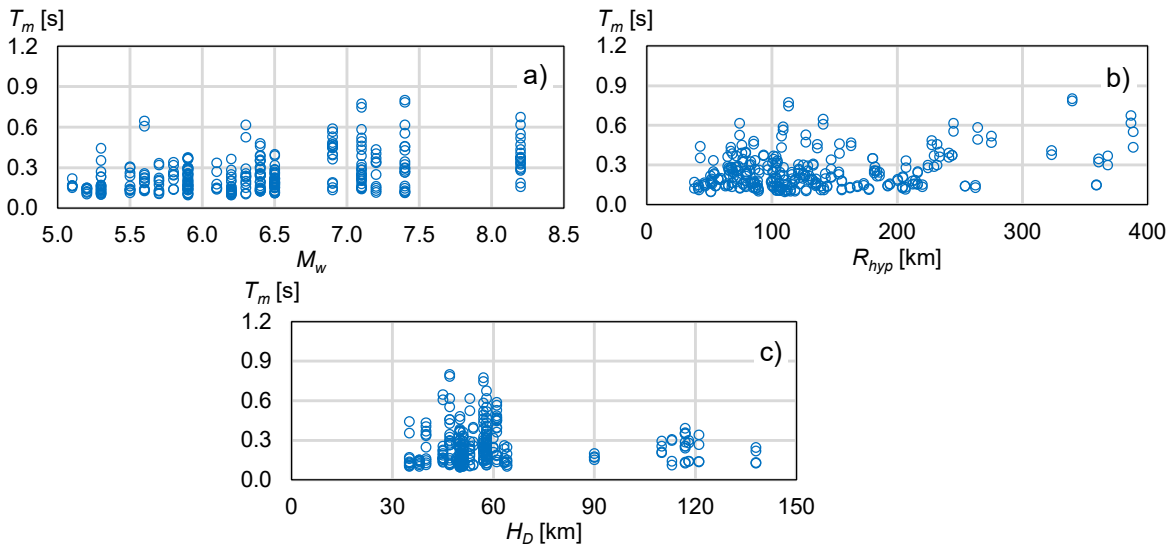


Figura 5.5. Distribución de T_m para evento sísmicos intraplaca de profundidad intermedia considerados en este estudio: a) en función de M_w , b) en función de R_{hyp} y c) en función de H_D .

5.4 Predicción del periodo medio, T_m

5.4.1 Formas funcionales empleadas en la regresión paramétrica

Reconociendo que los movimientos del terreno corresponden a diferentes escenarios sísmicos (es decir, eventos sísmicos interplaca e intraplaca), se consideraron diferentes formas funcionales para cada catálogo de registros sísmicos. Se empleó la siguiente forma funcional propuesta por Jaimes y García-Soto (2020) para predecir T_m para eventos sísmicos interplaca.

$$\ln T_m = c_1 + c_2 M_w + c_3 \ln R^* + \varepsilon + \eta \quad (5.2)$$

Asimismo, las siguientes formas funcionales propuestas por Yaghmaei-Sabeh et al. (2022) y Jaimes y García-Soto (2020) dadas las ecuaciones (5.3) y (5.4), respectivamente, se consideraron para predecir T_m para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia:

$$\ln T_m = c_1 + c_2 (M_w - 5) + c_3 R^* + \varepsilon + \eta \quad (5.3)$$

$$\ln T_m = c_1 + c_2 M_w + c_3 \ln R^* + c_4 H^* + \varepsilon + \eta \quad (5.4)$$

donde $\ln T_m$ es el valor logarítmico medio de T_m , M_w es la magnitud de momento, R^* es una medida de la distancia, H^* es la distancia de profundidad modificada, así como ε y η son los términos dentro y entre eventos, respectivamente. En particular, R^* se define como $R^* = \sqrt{R^2 + \Delta^2}$, donde R es la distancia más cercana a la fuente para eventos con $M_w > 6.5$, o R_{hyp} para eventos con $M_w < 6.5$, como se define en García et al. (2005), mientras que Δ es un término de saturación de fuente cercana propuesto por Atkinson y Boore (2003), que puede calcularse como $0.0075 \times 10^{0.507 M_w}$. De manera similar, H^* en la ecuación (5.4) es una distancia de profundidad focal modificada, en kilómetros, para tener en cuenta los efectos de escala discutidos en Abrahamson et al. (2016), que se puede calcular como $[\min(H_D, 75) - 50]$. Cabe señalar que tanto R^* como H^* se han utilizado en modelos empíricos anteriores para México (por ejemplo, Jaimes y García-Soto, 2020). En los modelos empíricos dados en las ecuaciones antes mencionadas, se supone que ε y η son variables aleatorias independientes normalmente distribuidas con media cero y desviación estándar iguales a ϕ y τ , respectivamente. Los coeficientes involucrados en los modelos predictivos antes mencionados se obtienen del análisis de regresión; en particular, este estudio considera el modelo de efectos mixtos (Joyner y Boore, 2003), que permite estimar la desviación estándar dentro del evento, ϕ , y la desviación estándar entre eventos, τ , por lo que la desviación estándar total del modelo está dada por:

$$\sigma = \sqrt{\phi^2 + \tau^2} \quad (5.5)$$

A partir de un análisis de regresión de efectos mixtos, en la tabla 5.1 se indican los coeficientes de regresión a emplearse en la ecuación (5.2), mientras que la tabla 5.2 proporciona los coeficientes de regresión que se utilizarán con las ecuaciones (5.3) y (5.4). Asimismo, en las tablas se indican los valores de ϕ , τ y σ . Se puede apreciar que el coeficiente c_3 en la ecuación (5.2) es cercano a cero, lo cual sugiere que el tercer término tiene poco poder predictivo para predecir T_m . Por lo tanto, una forma funcional simplificada también se probó, dada en la ecuación (5.6), y sus coeficientes de regresión también se proporcionan en la tabla 5.1.

$$\ln T_m = c_1 + c_2 M_w + \varepsilon + \eta \quad (5.6)$$

Cabe notar que la forma funcional simplificada proporciona la misma desviación estándar total que la ecuación (5.2), lo que significa que la estimación de T_m también puede encontrarse a partir de M_w como variable predictiva empleando la ecuación (5.6).

Tabla 5.1. Coeficientes de regresión para usar en las ecuaciones (5.2) y (5.6).

Ecuación	c_1	c_2	c_3	ϕ	τ	σ
(2)	-4.0813	0.4050	0.0064	0.349	0.213	0.409
(6)	-4.0599	0.4055		0.349	0.213	0.409

Tabla 5.2. Coeficientes de regresión para usar en las ecuaciones (5.3) y (5.4).

Ecuación	c_1	c_2	c_3	c_4	ϕ	τ	σ
(3)	-1.8066	0.2520	-0.0004		0.403	0.182	0.442
(4)	-2.9967	0.2792	-0.0660	0.0039	0.414	0.144	0.439

5.4.2 Regresión con máquina de vector de soporte para predecir T_m

5.4.2.1 Definición

Este estudio también empleó un método de regresión con máquina de vector de soporte, MVS, un tipo de algoritmo de aprendizaje supervisado (Vapnik, 1995), para predecir T_m como una función no paramétrica de un conjunto de variables predictivas del movimiento del terreno. Por ejemplo, Este algoritmo de aprendizaje supervisado se ha utilizado con éxito para estimar espectros de respuesta de aceleración (Tezcan y Cheng, 2012).

La regresión MVS emplea una formulación dual de Lagrange (Vapnik, 1995; MATLAB, 2017). Para obtener la formula dual, el primer paso es construir una función lagrangiana a partir de una función objetivo (también conocida como función primaria). Para ello, definamos una función lineal $f(x)$:

$$f(x) = x_n^T \beta + b \quad (5.7)$$

donde x_n es un conjunto multivariado de N observaciones para el entrenamiento, b es una ordenada al origen (término de intercepción), y β es una combinación lineal de las observaciones de entrenamiento, que se define de la siguiente manera:

$$\beta = \sum_{n=1}^N (\alpha_n - \alpha_n^*) x_n \quad (5.8)$$

donde α_n y α_n^* son multiplicadores no negativos para cada observación de x_n .

La regresión no lineal MVS encuentra los coeficientes que minimizan la siguiente función Lagrangiana, $L(\alpha)$:

$$L(\alpha) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N (\alpha_i - \alpha_i^*)(\alpha_j - \alpha_j^*) G(x_i, x_j) + \varepsilon \sum_{i=1}^N (\alpha_i - \alpha_i^*) - \sum_{i=1}^N y_i (\alpha_i - \alpha_i^*) \quad (5.9)$$

donde $G(x_i, x_j)$ es una matriz semidefinida positiva, también conocida como matriz de Gram, α_i , α_i^* y α_j , α_j^* son multiplicadores no negativos para cada observación de x_i , ε es la distancia al valor observado, y y_i es el valor observado. Los valores α_i , α_i^* , α_j y α_j^* están restringidos a $\sum_{i=1}^N (\alpha_n - \alpha_n^*) = 0$, donde $\forall n: 0 < \alpha_n < C$, $\forall n: 0 < \alpha_n^* < C$. El valor de C es un valor de restricción; es decir, un valor numérico positivo que controla la penalización impuesta a las observaciones que se encuentran fuera de ε y ayuda a evitar el sobreajuste. Este valor rige la tolerancia de compensación entre la planitud de $f(x)$, es decir, el valor máximo de $f(x)$ en función de ε . Finalmente, la función $f(x)$ empleada para predecir los valores de respuesta se puede escribir como:

$$f(x) = \sum_{n=1}^N (\alpha_n - \alpha_n^*) G(x_n, x) + b \quad (5.10)$$

donde la matriz de Gram, $G(x_i, x_j)$, se puede obtener utilizando funciones de kernel. Las funciones de kernel típicas son lineal, Gaussiana, y polinomial. Cabe mencionar que la regresión no lineal MVS se encuentra implementada como función **fitrsvm** en MATLAB (2017).

5.4.2.2 Valores de entrada

Las variables predictivas empleadas para estimar T_m son M_w , R^* , y H_D para eventos sísmicos interplaca; y H^* para eventos sísmicos intraplaca. Los valores de entrada deben estandarizarse con respecto a su valor medio (es decir, μ_{M_w} , μ_{R^*} , μ_{H_D} , μ_{H^*}) y desviación estándar (es decir, σ_{M_w} , σ_{R^*} , σ_{H_D} , σ_{H^*}). A continuación, se muestra el vector de entrada estandarizado para el registro i , x_i , y el vector de T_m observado de entrada, y_i , para eventos sísmicos interplaca:

$$x_i = \left[\frac{M_{w,i} - \mu_{M_w}}{\sigma_{M_w}}, \ln \left(\frac{R_i^* - \mu_{R^*}}{\sigma_{R^*}} \right), \ln \left(\frac{H_{D,i} - \mu_{H_D}}{\sigma_{H_D}} \right), \frac{E_i - \mu_E}{\sigma_E} \right] \quad (5.11)$$

$$y_i = [\ln(T_{m,i})] \quad (5.12)$$

donde E_i es un identificador por evento, con media μ_E y desviación estándar σ_E . De manera similar, para eventos intraplaca de profundidad intermedia se definen x_i y y_i de la siguiente manera:

$$x_i = \left[\frac{M_{w,i} - \mu_{M_w}}{\sigma_{M_w}}, \frac{R_i^* - \mu_{R^*}}{\sigma_{R^*}}, \frac{H_i^* - \mu_{H^*}}{\sigma_{H^*}}, \frac{E_i - \mu_E}{\sigma_E} \right] \quad (5.13)$$

$$y_i = [\ln(T_{m,i})] \quad (5.14)$$

Cabe señalar que el uso del logaritmo natural en las variables predictoras R^* y H_D resulta conveniente para reducir la incertidumbre en la predicción de T_m para el escenario sísmico interplaca; sin embargo, también se encontró que el uso del logaritmo natural en las variables

predictoras R^* y H^* incrementó la incertidumbre para el escenario sísmico intraplaca, y no se consideró para predecir T_m .

Para generar la matriz de Gram directamente, utilizamos la función de kernel. Para ello, realizamos una validación cruzada de 10 capas considerando tres funciones de kernel: a) función de base radial, FBR (también conocida como Gaussiana), b) función de base lineal, y c) función de base polinomial. Para esta fase de entrenamiento, se empleó el 70% de los movimientos del terreno en cada conjunto de datos. El error cuadrático medio, ECM , se calculó para cada función de kernel conforme a la recomendación de Tezcan y Cheng (2012), el cual se presenta en la figura 5.6a.

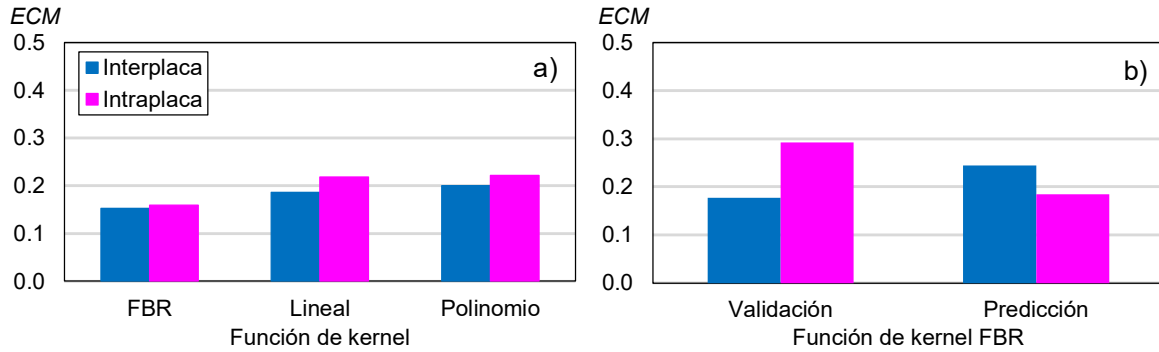


Figura 5.6. Comparación del ECM obtenido con: a) Funciones de kernel de base radial (Gaussiano), lineal y polinomio; y b) validación y predicción de la función de kernel Gaussiano.

A partir de la figura 5.6a, se puede observar que la función de kernel Gaussiana (Platt, 1999; Fan et al., 2006; Huang et al., 2006), que se define en la ecuación 5.15, conduce al MCE más bajo:

$$G(x_i, x_j) = \exp(-\|x_i - x_j\|^2) \quad (5.15)$$

Asimismo, en la figura 5.6b se reporta el ECM usando la función de kernel Gaussiana correspondiente a la fase de validación (es decir, usando el 20% de los movimientos del terreno restantes en el conjunto original) y predicción (es decir, usando el 10% de los últimos movimientos del terreno) para ambos conjuntos de movimientos del terreno interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Se puede observar que el ECM está por debajo de un valor de 0.3 para la fase de validación y por debajo de 0.25 para la fase de predicción, valores aceptables para obtener una estimación de T_m mediante la regresión de MVS.

En la tabla 5.3 se presenta la media, μ , y la desviación estándar, σ , para cada una de las variables predictivas empleadas en la predicción de T_m , para ambos escenarios sísmicos, indicadas en las ecuaciones (5.11) y (5.13). En consecuencia, en la tabla 5.4 se presentan los valores correspondientes a C , ε , α_i , b , así como N_{sv} , el número de vectores de soporte. El error cuadrático medio, ECM , y el coeficiente de determinación, R^2 , se indican en la misma tabla.

Tabla 5.3. media y desviación estándar de las variables predictivas.

Escenario sísmico	M_w		$\ln(R^*)$		$\ln(H_D)$		G	
	μ	σ	μ	σ	μ	σ	μ	σ
Interplaca	5.79	0.76	3.82	0.58	2.63	0.44	29.11	16.87
Intraplaca	M_w		R^*		H^*		G	
	μ	σ	μ	σ	μ	σ	μ	σ
	6.40	0.78	120.54	73.00	2.81	8.68	13.20	9.35

Tabla 5.4. Resultados de la regresión con MVS y medidas del error.

Escenario sísmico	C	ε	α	Nvs	b	σ	ECM	R^2
Interplaca	0.4467	0.0447	0.0311	301	-1.6662	0.286	0.153	0.68
Intraplaca	0.6316	0.0632	0.0137	177	-1.4240	0.328	0.159	0.62

Finalmente, en la tabla 5.5 se presenta una comparación de σ obtenida empleando MPMT y MVS para ambos escenarios sísmicos considerados en esta investigación. El uso de MPMT produce valores de σ similares a los reportados por Yagahmaei-Sabeh et al. (2022) para la predicción de T_m . Particularmente, se puede observar que el uso de MVS en la predicción de T_m disminuye aproximadamente un 30% y un 25% con respecto al empleo de MPMT para estimar T_m para ambos escenarios.

Tabla 5.5. Desviación estándar total obtenida a partir de MPMT y MVS.

Escenario sísmico	σ	
	MPMT	MVS
Interplaca	0.409	0.286
Intraplaca	0.439	0.328

5.4.3 Análisis de residuales

Se llevó a cabo un examen de los residuales, que es una medida del error entre el contenido de frecuencia “observado” y estimado, para evaluar si son adecuado los modelos predictivos implementados en este estudio. Para este propósito, el residual se definió como el logaritmo natural de la relación de los valores de T_m “observado” y estimado calculado para todos los eventos sísmicos considerados en esta investigación. La figura 5.7 y 5.8 muestran los residuales, en círculos color azul, para movimiento del terreno interplaca e intraplaca, respectivamente.

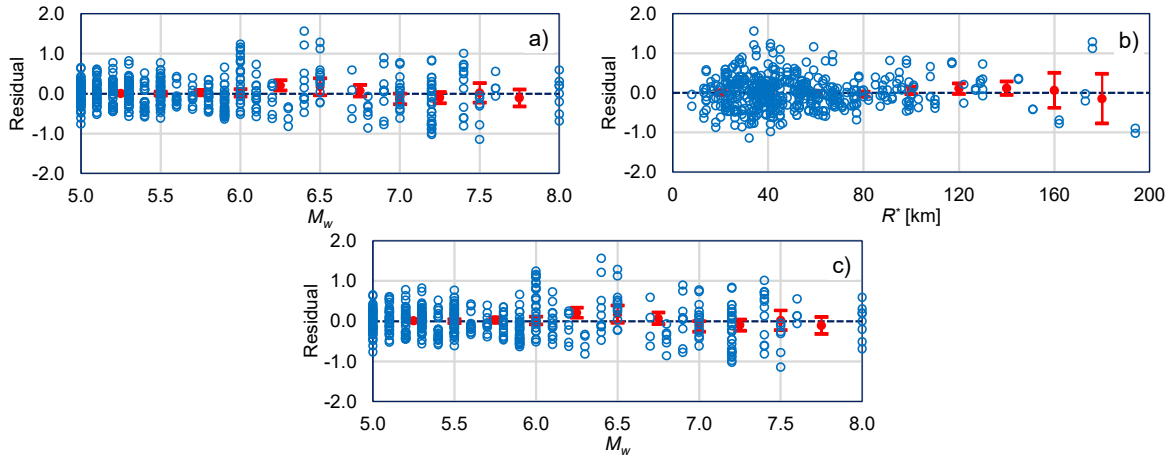


Figura 5.7. Análisis del residual total para eventos sísmicos interplaca: a) residual en función de M_w , ecuación (5.2); b) residual en función de R^* , ecuación (5.2); y c) residual en función de M_w , ecuación (5.6).

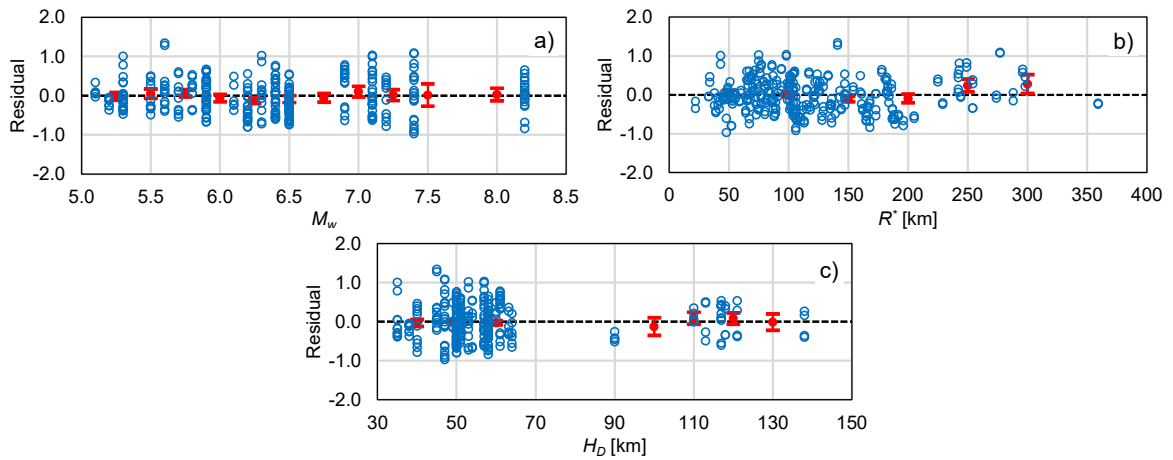


Figura 5.8. Análisis del residual total para eventos intraplaca de profundidad intermedia utilizando la ecuación (5.4): a) residual en función de M_w , b) residual en función de R^* y c) residual en función de H_D .

En particular, la figura 5.9 presentan los residuales dentro del evento, ε , calculados a partir de la predicción de T_m para eventos interplaca en función de M_w y R^* respectivamente. La media y su i.c. del 95%, para intervalos de magnitud de 0.5 e intervalos de distancia de 25km, también se muestra en color rojo. En general, la tendencia de la media contra M_w y R^* es insignificante, con la excepción de valores de R^* mayores a 150 km, lo que significa que la forma funcional empleada es adecuada ya que no se introduce ningún sesgo significativo. Complementario en las figuras 5.10a y 5.10b se muestran los residuales entre eventos, η , en función de M_w y R^* así como la media y el i.c. Se puede observar nuevamente que la media se encuentra cerca del origen, lo que significa que el modelo predictivo no induce un sesgo significativo.

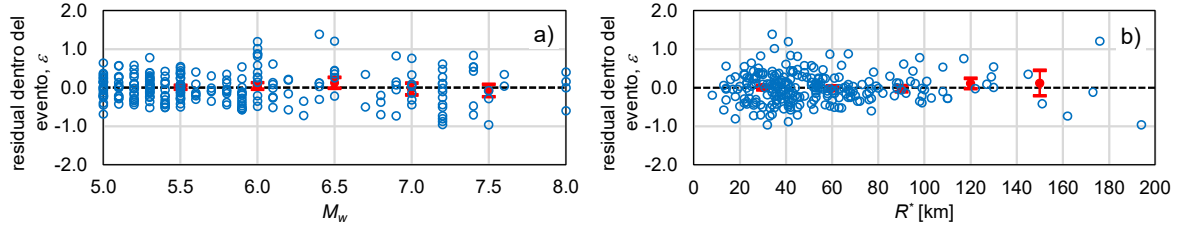


Figura 5.9. Residuales dentro del evento, ε , de $\ln T_m$ para eventos sísmico interplaca, utilizando la ecuación (5.2) en función de: a) M_w , y b) R^* . La media y su i. c. del 95% se muestran en color rojo.

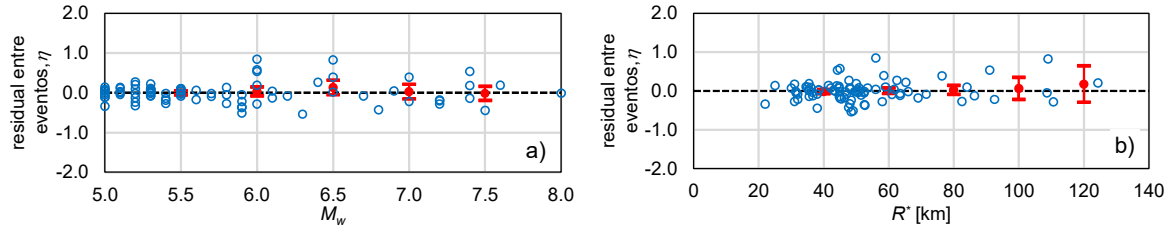


Figura 5.10. Residuales entre eventos, η , del $\ln T_m$ para eventos sísmicos interplaca, utilizando la ecuación (5.2), en función de: a) M_w y b) R^* . La media y su i.c. del 95% se muestran en color rojo.

De manera similar, en las figuras 5.11 y 5.12 se muestran los residuales dentro del evento, ε , y los residuales entre eventos, η , calculados a partir del $\ln T_m$ estimado para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en función de M_w , R^* y H_D . La media y su i.c. del 95% para cada intervalo de magnitud de 0.5 e intervalo de distancia de 25 km también se muestran en color rojo para evaluar posibles sesgos. Se puede observar que, la tendencia de la media de ε y η en función de M_w y H_D es despreciable para los intervalos considerados en este estudio. Sin embargo, también se puede apreciar una ligera desviación de los residuos dentro del evento desde el origen para valores de R^* mayores a 250km lo que se puede explicar por la falta de suficientes datos de T_m en ese intervalo de distancias.

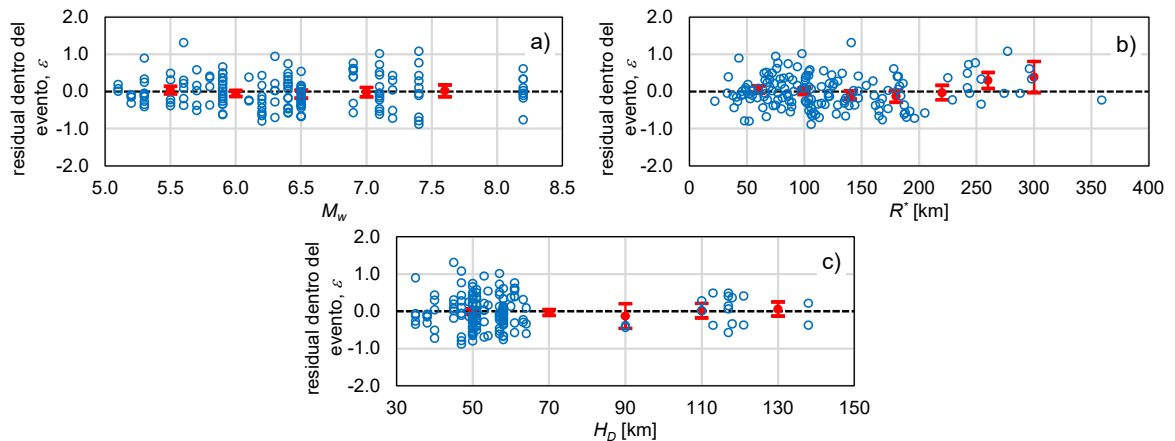


Figura 5.11. Residuales dentro del evento, ε , del $\ln T_m$ para eventos sísmicos intraplaca, utilizando la ecuación (5.4) en función de: a) M_w , b) R^* y c) H_D . La media y su i.c. del 95% se muestran en color rojo.

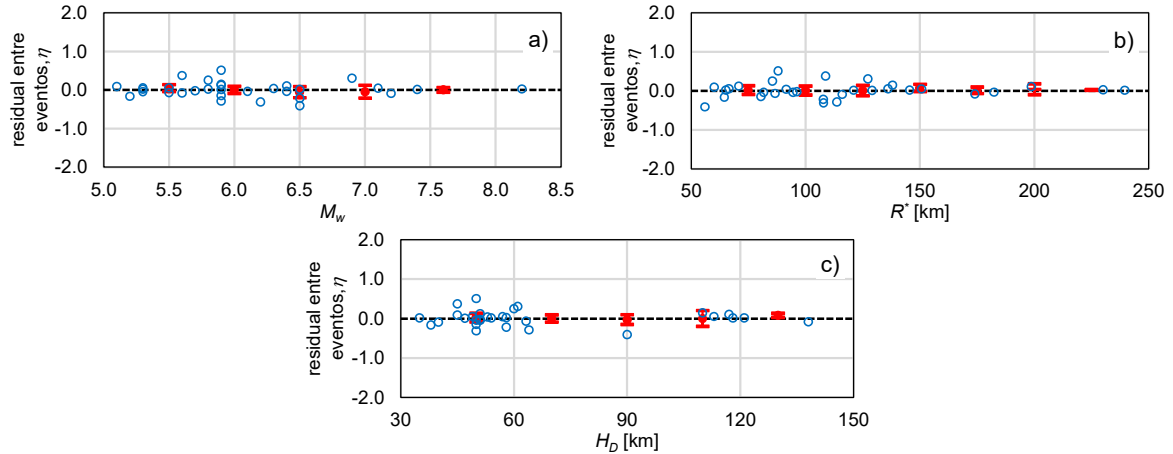


Figura 5.12. Residuales entre eventos, η , del $\ln T_m$ para eventos sísmicos intraplaca utilizando la ecuación (5.4) en función de: a) M_w , b) R^* y c) H_D . La media y su i.c. del 95% se muestran en color rojo.

5.5 Validación del modelo predictivo

5.5.1 Comparación de la predicción de T_m contra el valor observado de T_m

Es pertinente comparar el modelo predictivo de T_m para ambos tipos de eventos sísmicos con respecto a la estimación de T_m a partir de los eventos históricos registrados en México (es decir, T_m observado). Para este propósito, la figura 5.13a muestra una comparación de la estimación de T_m usando la ecuación (5.2) y $R^*=53\text{km}$, para eventos interplaca contra el valor observado de T_m (circulo color azul). La estimación de +/- una desviación estándar de T_m se muestra en la misma figura. Se puede apreciar claramente que el modelo predictivo sigue adecuadamente la tendencia empírica de T_m con respecto a M_w . De manera similar en la figura 5.13b se muestra una comparación de T_m observado con respecto a la predicción utilizando la regresión MPMT y MVS. Para la regresión MVS, se utilizó un valor medio de $R^*=53\text{km}$, $H_D=15\text{km}$ y un intervalo de $\Delta M_w=0.1$ para obtener una tendencia continua. También, se puede observar que la regresión empleando MVS sigue la tendencia empírica creciente de T_m aproximadamente para $M_w 7.5$.

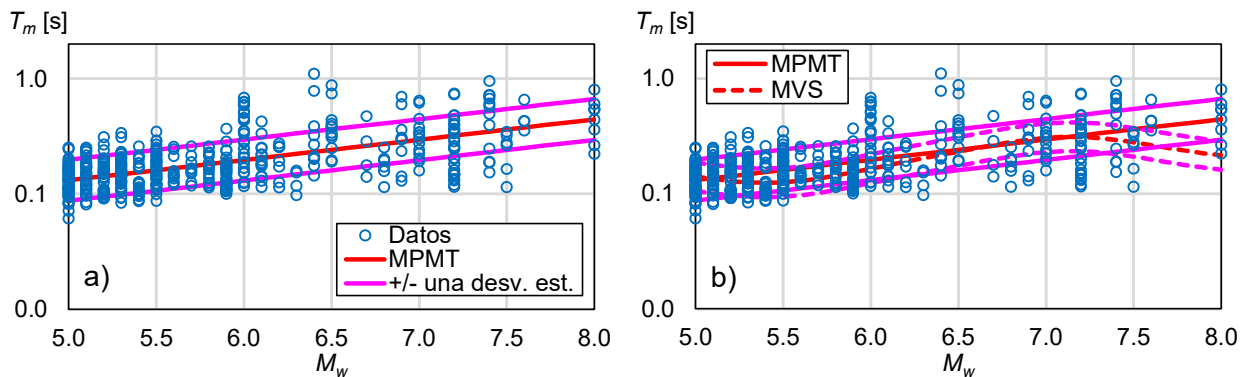


Figura 5.13. Comparación de T_m estimado contra T_m observado para eventos interplaca: a) MPMT, utilizando la ecuación (5.2), b) Comparación de MPMT y MVS.

Además, la figura 5.14 muestra una comparación de la predicción de T_m usando MPMT y MVS para eventos interplaca. Los valores de T_m observados se muestran en círculo color azul para tres intervalos de magnitud ($5 < M_w < 6$; $6 < M_w < 7$; $7 < M_w < 8$). Para la regresión de MVS, se utilizan los valores medios de $M_w = 5.5$, 6.5 y 7.5 para cada intervalo de magnitud, respectivamente, así como $H_D = 15 \text{ km}$ y un intervalo de $\Delta R^* = 5 \text{ km}$. En la figura 5.14 también se muestra la predicción de T_m considerando \pm una desviación estándar (línea en color rosa continua MPMT y línea color rosa discontinua para la regresión MVS). Se puede observar que la regresión de MPMT y MVS siguen una tendencia similar hasta R^* menor a 100 km ; sin embargo, más allá de los 100 km , solo la regresión de MVS sigue la tendencia empírica. La figura 5.15 también muestra una comparación similar para los eventos sísmicos intraplaca. Para la regresión MVS, se utilizaron valores medios de $M_w = 5.5$, 6.5 y 7.5 para cada intervalo de magnitud, respectivamente, así como, $H^* = 12 \text{ km}$, 11 km , 12 km , para cada intervalo de magnitud, respectivamente, con un intervalo de $\Delta R^* = 5 \text{ km}$. A diferencia de los eventos sísmicos interplaca, se puede observar que tanto la regresión con MPMT como la regresión con MVS siguen la tendencia de los valores T_m observados, particularmente para M_w mayores a 6.0 .

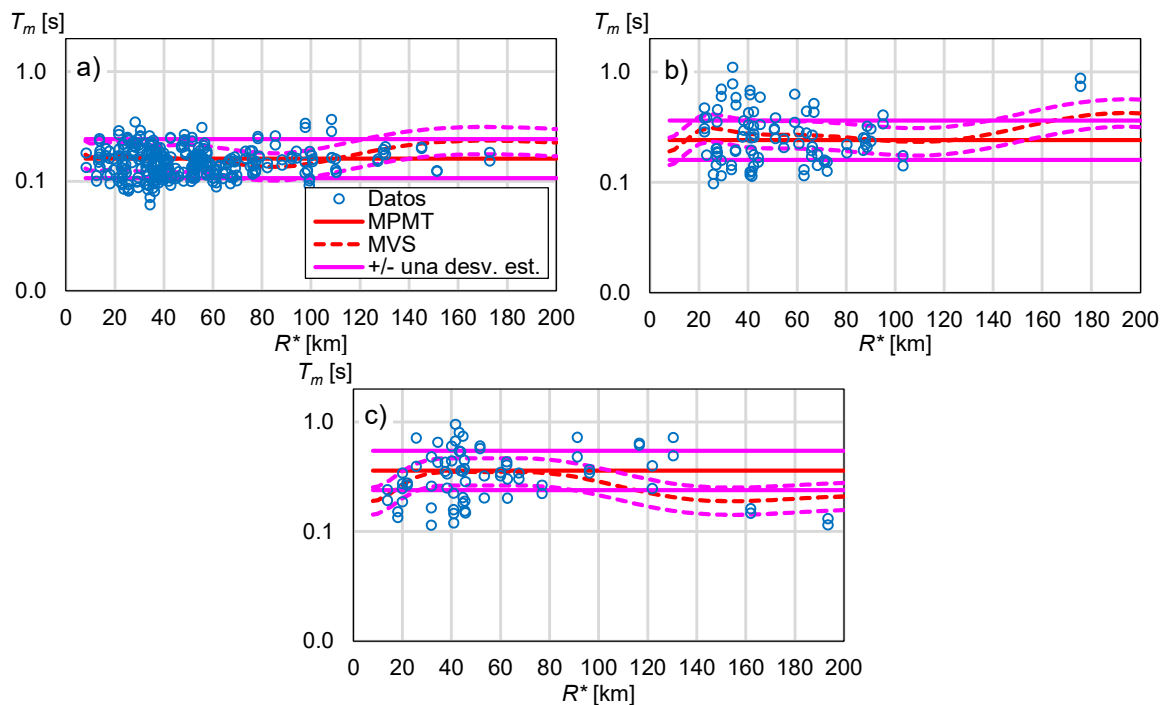


Figura 5.14. Comparación de T_m estimado utilizando la ecuación (5.2) y MVS contra T_m observado para tres rangos de magnitud: a) $5 < M_w < 6$, b) $6 < M_w < 7$ y c) $7 < M_w < 8$.

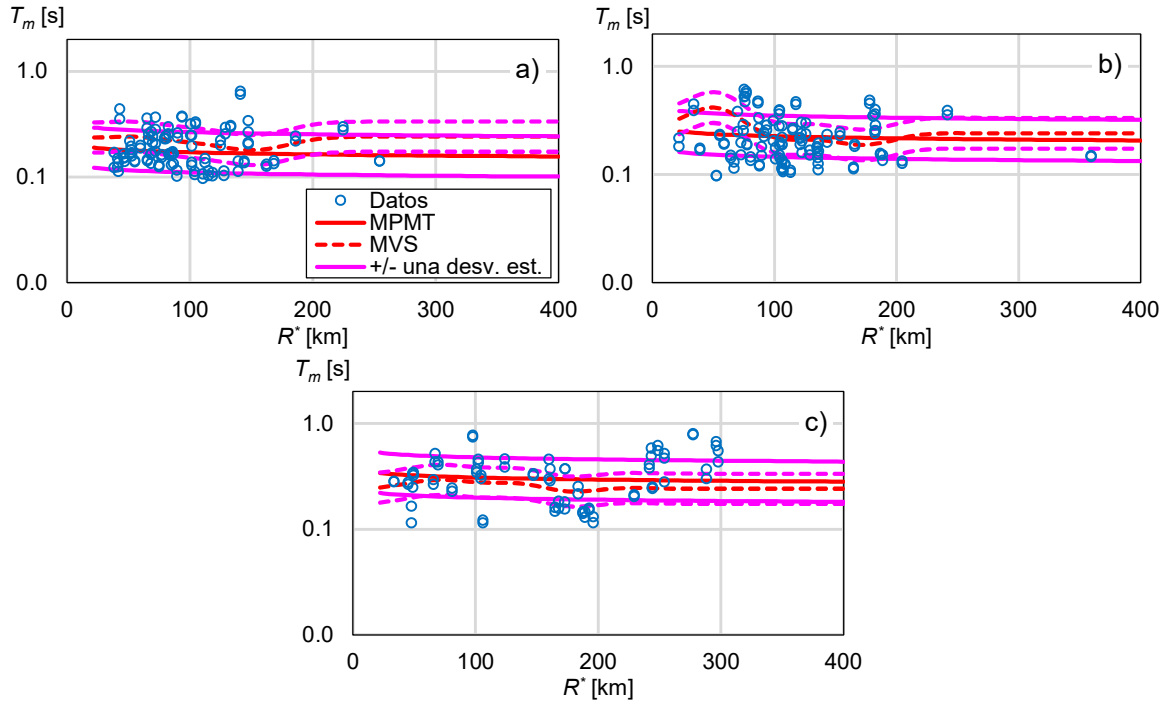


Figura 5.15. Comparación de T_m estimado utilizando la ecuación (5.4) y MVS contra T_m observado para tres intervalos de magnitud: a) $5 < M_w < 6$, b) $6 < M_w < 7$ y c) $7 < M_w < 8.2$.

5.5.2 Comparación de modelos empíricos para eventos sísmicos interplaca e intraplaca

En la figura 5.16a y 5.16b se muestra una comparación de la predicción de T_m , en escala logarítmica, en función de M_w para eventos interplaca (línea color azul) y para eventos intraplaca de profundidad intermedia (líneas color magenta), calculados para H_D igual 35km y 75km, respectivamente, correspondientes a tres distancias R^* . Recordar que R^* no tiene influencia en la predicción de T_m para eventos interplaca. Se puede observar que los valores estimados de T_m son diferentes para los eventos interplaca e intraplaca, cuya diferencia depende del nivel de M_w y H_D . En la figura 5.17a se muestra una comparación similar de la predicción de T_m para ambos escenarios sísmicos con cambios en R^* correspondientes a cuatro valores de M_w y H_D igual a 35km. En la figura 5.17b también se muestra una comparación similar correspondiente a H_D igual a 75 km. En ambas figuras se puede observar claras diferencias en la predicción de T_m , lo que confirma que se deben considerar diferentes MPMT para predecir T_m para eventos interplaca e intraplaca en México.

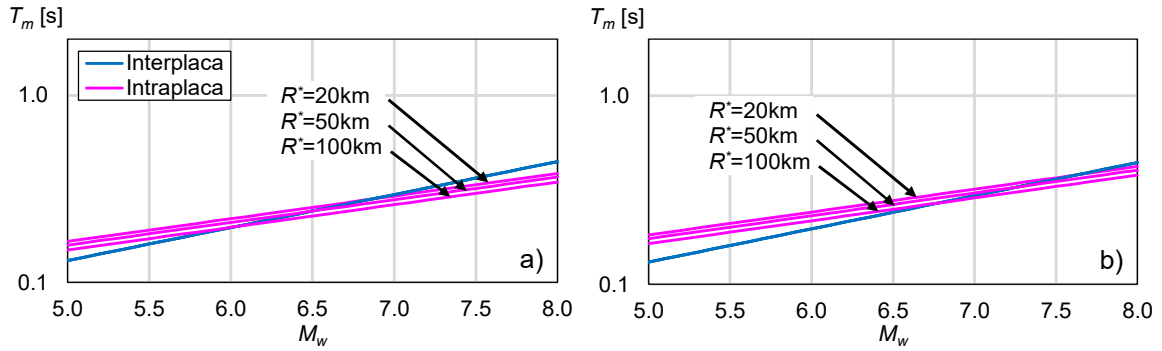


Figura 5.16. Comparación de la predicción de T_m contra M_w para eventos sísmicos interplaca e intraplaca para tres distancias R^* y dos valores de H_D : a) $H_D=35$ km y b) $H_D=70$ km.

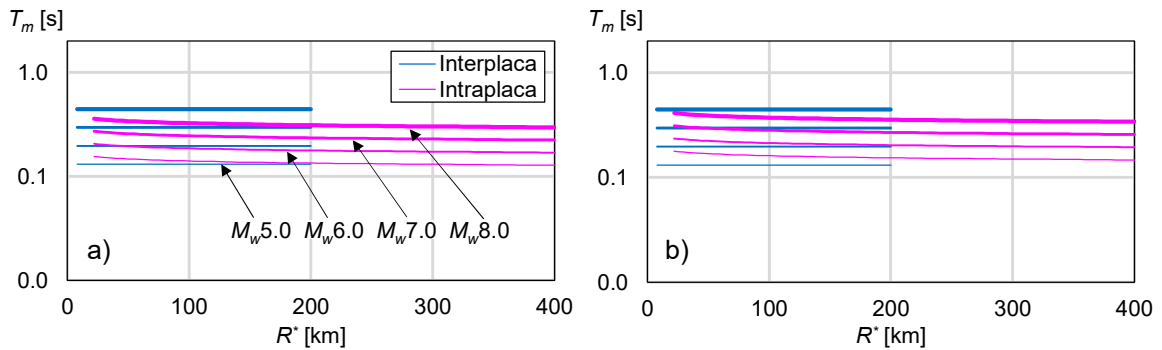


Figura 5.17. Comparación de la predicción de T_m contra R^* para eventos sísmicos interplaca e intraplaca para cuatro niveles de M_w y dos valores de H_D : a) $H_D=35$ km y b) $H_D=75$ km.

5.5.3 Comparación con otros modelos empíricos para eventos sísmicos intraplaca

En la figura 5.18a se muestra una comparación de la predicción de T_m obtenida en este estudio con MPMT con respecto a la predicción de T_m obtenida con las MPMT propuestas por Du (2015), leyenda D17, y Yaghmaei-Sabeh et al. (2022), leyenda YS22, para eventos intraplaca de profundidad intermedia. En las predicciones se consideró $H_D=35$ km, así como M_w igual a 6.0, 7.0 y 8.0 (en línea color azul con espesor ascendente). Se utilizó R_{hyp} con fines de comparación para mantener la coherencia con el modelo de YS22. En la figura 5.18b también se muestra una comparación similar correspondiente a $H_D=75$ km. Inicialmente, se puede observar que el modelo de Du (2017) sigue una tendencia diferente a la tendencia observada de T_m , lo que puede explicarse ya que su MPMT se derivó de eventos sísmicos corticales incluidos en la base de datos NGA-Wset2 (Du, 2015). Por otro lado, se puede ver claramente que, para valores iguales de H_D , el modelo de YS22 tienen a predecir valor de T_m mayores a los que el MPMT considerado en este estudio para cada uno de los valores de M_w . El nivel de sobreestimación depende de R_{hyp} y H_D , siendo menor para H_D igual a 75km. Esta comparación sugiere que el contenido de frecuencias de los eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en la región de Vrancea (Rumania)-Makran (Irán) es más rico en bajas frecuencias que los registrados en México, lo que refuerza la conclusión de que la predicción de las características del movimiento del terreno debe considerar la sismicidad a nivel regional.

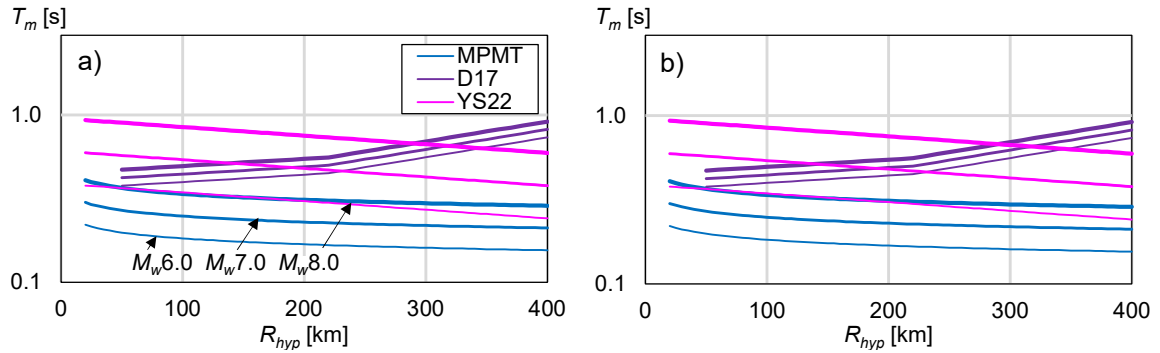


Figura 5.18. Comparación de la predicción de T_m para eventos intraplaca de profundidad intermedia en México con respecto al modelo predictivo propuesto por Du (2017), leyenda D17; y Yaghmaei-Sabeh et al., (2022), leyenda YS22: a) $H_D=35\text{km}$ y b) $H_D=75\text{km}$.

5.6 Resumen

En este capítulo se propuso un modelo predictivo del movimiento del terreno, MPMT, para predecir el periodo medio, T_m , como una forma de tomar en cuenta el contenido de frecuencias del movimiento del terreno interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Asimismo, se propuso un método de regresión no paramétrico a partir de una máquina de vector de soporte, MVS, como una alternativa a los MPMT. De acuerdo a lo anterior se tienen las siguientes observaciones:

1. El MPMT para eventos interplaca se identificó que T_m depende solo de la magnitud de momento, M_w , es decir, la distancia modificada R^* no tiene influencia en la predicción de T_m . Sin embargo, el MPMT para eventos intraplaca de profundidad intermedia depende de M_w , la distancia modificada, R^* , y la profundidad modificada H^* en la predicción de T_m .
2. Se observó que la predicción de T_m para eventos intraplaca de profundidad intermedia en México, es menor, en comparación que T_m de eventos intraplaca que se presentan en Vrancea (Rumania) y Makran (Iran). Asimismo, se observa una diferencia significativa en la tendencia de T_m en comparación con eventos sísmicos corticales. Por lo tanto, es importante contar con modelos predictivos que permitan obtener una estimación del contenido de frecuencias del movimiento del terreno a nivel regional.
3. La MVS demostró tener una mejor predicción de T_m tanto para eventos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia disminuyendo la incertidumbre en un 30% y 25% respectivamente. Por lo tanto, la implementación de MVS es una alternativa recomendable a los métodos tradicionales que utilizan los MPMT.

Resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso ante eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia

6.1 Introducción

Durante el desarrollo del estudio estadístico para la estimación de C_R se identificó que para valores de la resistencia lateral relativa, R , menores que dos el desplazamiento máximo inelástico, Δ_i , es aproximadamente igual al desplazamiento máximo elástico, Δ_e . Sin embargo, para valores de $R > 2.0$ se observó una variabilidad en las ordenadas espectrales de C_R y su aumento conforme se incrementa la pendiente negativa, α_c . Lo anterior se puede atribuir a la inestabilidad dinámica (es decir, el incremento significativo en la demanda de desplazamiento en la historia en el tiempo) del sistema de un grado de libertad, S1GL ante algunos registros sísmicos durante los análisis dinámicos en la historia del tiempo. Principalmente, se identificó que la inestabilidad dinámica se presenta para periodos de vibración, T , menores a un segundo ($T < 1.0$ s). Cabe recordar que también se observó que el periodo medio, T_m , del movimiento del terreno tiene una influencia significativa en las ordenadas espectrales de C_R . Al considerar la influencia de T_m en C_R se identificó que la respuesta del S1GL experimenta inestabilidad dinámica para relaciones $T/T_m < 1.5$ y valores de $\alpha_c > -0.30$. Por lo tanto, es importante contar con una estimación del valor de R asociado al inicio de la inestabilidad dinámica para eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia, con la intención de contar con una estimación de la resistencia lateral relativa mínima para prevenir la inestabilidad dinámica, R_c , asociada al colapso del sistema.

6.2 Estudios previos

Miranda y Akkar (2003) propusieron el parámetro R_c con la intención de conocer la resistencia lateral mínima para evitar la inestabilidad dinámica respecto a la intensidad del movimiento del terreno para un S1GL con comportamiento bilineal que incluía una pendiente negativa. La inestabilidad dinámica está asociada al ‘colapso’¹ del sistema. Con base en un estudio estadístico, los autores propusieron una ecuación predictiva de R_c , la cual es función de T y de la pendiente negativa caracterizada por el parámetro, α_c . Posteriormente, Vamvatsikos y otros (2009) extendieron el estudio de Miranda y Akkar (2003) al emplear S1GL con comportamiento trilineal, considerando una pendiente negativa después de alcanzar la resistencia del sistema. Recientemente, Ruiz-García y Domínguez-Solorzano (2021) calcularon R_c considerando S1GL con comportamiento trilineal con pendiente negativa sujetos ante acelerogramas registrados en sitios de terreno blando y provenientes de temblores intraplaca. Los autores demostraron que la forma espectral de R_c es diferente a la observada en estudios previos y propusieron una ecuación

¹ Para fines de este estudio, se definió la condición de ‘colapso’ del S1GL cuando exhibe un incremento en las demandas de desplazamiento inelástico conforme se incrementa el tiempo de la excitación.

predictiva que depende de T , del periodo predominante del terreno, T_g , α_c y la capacidad de ductilidad del sistema hasta alcanzar su resistencia, μ_c .

El objetivo de este capítulo consiste en investigar la resistencia lateral relativa mínima para evitar el colapso, R_c , para S1GL con comportamiento trilineal degradante ante eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Para tal fin, se consideraron dos conjuntos de 40 registros sísmico provenientes de temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia con un periodo medio mayor que 0.3s (es decir, $T_m > 0.3s$). Finalmente, con base en los resultados obtenidos, se propone una ecuación que permite obtener una estimación de la mediana de R_c para sistemas con comportamiento degradante ante eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia.

6.3 Resistencia lateral relativa asociada al colapso, R_c

6.3.1 Comportamiento histerético

En esta investigación se empleó el modelo histerético de Ibarra-Medina-Krawinkler (Ibarra y otros, 2005), denominado modelo IMK. En la figura 6.1a se muestra la envolvente trilineal del modelo IMK, la cual consiste de: 1) un segmento lineal desde el origen hasta alcanzar la fuerza de fluencia, F_y , con pendiente K_e , 2) un segmento posterior a la fluencia, denominado de endurecimiento por deformación con pendiente positiva K_s , definida por el parámetro α_s , y 3) un segmento con pendiente negativa K_c , definida por el parámetro α_c . Cabe notar que el intervalo inelástico, posterior a la fluencia, y de deterioro de resistencia quedan definidos por la ductilidad μ_c y μ_f . En particular, el parámetro μ_c define la capacidad de deformación inelástica del sistema antes de exhibir un deterioro de resistencia. Para fines de este estudio, se empleó un programa de cómputo que resuelve la ecuación de movimiento dinámico de un sistema de un grado de libertad, S1GL, con un comportamiento descrito por el modelo de IMK, implementado en la plataforma computacional *OpenSees* (Domínguez, 2021). Para fines de ilustración, en la figura 6.1b se muestra la envolvente trilineal de un S1GL y su respuesta cíclica.

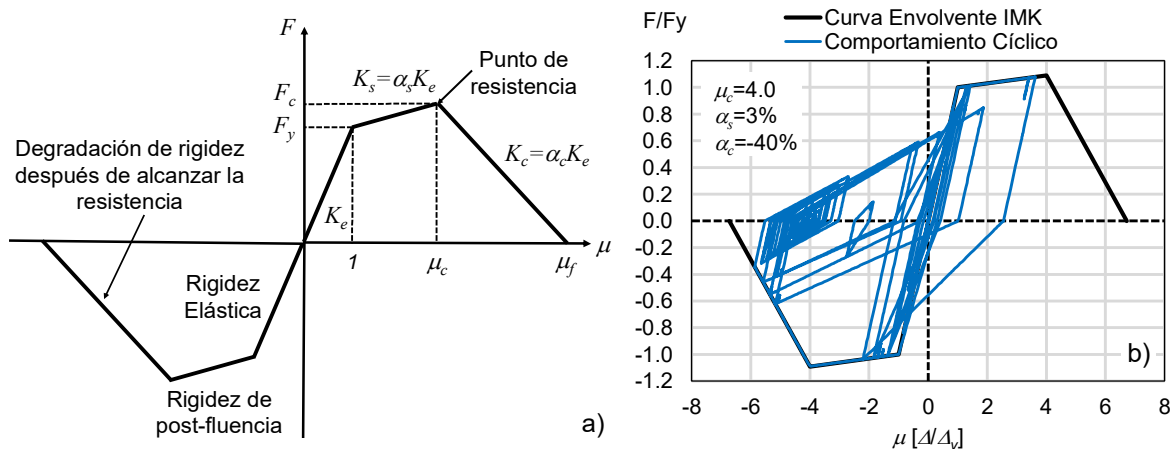


Figura 6.1. a) Envolvente del modelo de Ibarra-Medina-Krawinkler (Ibarra y otros, 2005), denominado modelo IMK, y b) respuesta histerética del modelo IMK.

6.3.2 Inestabilidad dinámica asociada al colapso

Para ilustrar el umbral de inestabilidad dinámica, en la figura 6.2 se muestra la evolución del cociente del desplazamiento máximo inelástico y el desplazamiento máximo elástico, Δ_i/Δ_e , con respecto a la resistencia lateral relativa, R (es decir, la resistencia lateral requerida para mantener el sistema elástico respecto a la resistencia a la fluencia del sistema) de un S1GL con una envolvente caracterizada por los parámetros $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=3\%$ y $\alpha_c=-10\%$. Cabe notar que R se define matemáticamente como:

$$R = \frac{S_a(T)/g}{C_y} \quad (6.1)$$

donde $S_a(T)$ es la ordenada de aceleración espectral correspondiente al periodo natural del sistema, T , C_y es el coeficiente de fluencia del sistema, y g es la aceleración de la gravedad. El cociente Δ_i/Δ_e se calculó para dos periodos naturales del S1GL, $T=0.3s$ y $0.7s$, al ser sujeto a la historia de aceleración registrada en la estación PARS (El Paraíso. Guerrero) durante el evento sísmico interplaca del sismo del 19 de septiembre de 1985 (Mw8.0).

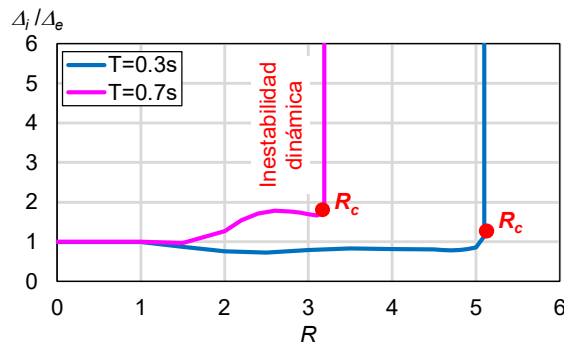


Figura 6.2. Ejemplo de la relación entre la resistencia lateral y la inestabilidad dinámica para el evento sísmico interplaca.

Para fines de interpretación, $R=1$ conceptualmente implica un sistema con comportamiento elástico. A partir de la figura se puede observar que la inestabilidad dinámica del sistema ocurre cuando Δ_i se incrementa significativamente y, en consecuencia, el cociente Δ_i/Δ_e tiene una tendencia sensiblemente vertical, la cual está asociada a un valor de R específico, al cual se le conoce como la resistencia lateral relativa de colapso, R_c . Es decir, valores de R , calculado con la ecuación 6.1, menores a R_c implican que el sistema no exhibirá inestabilidad dinámica, mientras que si el S1GL tiene un valor de R mayor a R_c tenderá a exhibir inestabilidad dinámica que conducirá a su colapso, lo cual permite definir la resistencia lateral relativa mínima para evitar el colapso del sistema.

En la figura 6.3a se muestra la respuesta histerética de un S1GL con $T=0.3s$, con $\mu_c=4.0$ y $\alpha_c=-10\%$ al ser sujeto al mismo evento sísmico interplaca. En cada figura se indica su valor

calculado de R_c . De manera similar, en la figura 6.3b se muestra la respuesta histerética considerando $\alpha_c=-40\%$. Al comparar ambas respuestas, se observa que el valor de R_c para un sistema con $\alpha_c=-10\%$ es 15% mayor que el correspondiente a un sistema con $\alpha_c=-40\%$. Considerando la ecuación (6.1), donde $S_a(T)$ es el mismo para ambos sistemas, lo anterior implica que el sistema con pendiente negativa pronunciada debería tener un C_y 15% mayor que el C_y del sistema con pendiente negativa ‘suave’ para evitar que exhiba inestabilidad dinámica. Por lo tanto, es importante considerar la influencia de la pendiente negativa en el cálculo de R_c para eventos sísmicos interplaca e intraplaca profundidad intermedia.

Con la finalidad de identificar tendencias espectrales de R_c , se llevó a cabo un estudio paramétrico de SIGL con comportamiento histerético descrito por el modelo de IMK, considerando un 5% del amortiguamiento crítico. Para ello, se consideraron cuatro niveles de ductilidad de desplazamiento, μ_c ($\mu_c=1.5, 2.0, 3.0$ y 4.0), cinco niveles de pendiente negativa ($\alpha_c=-10\%, -20\%, -30\%, -40\%$ y -50%), así como un valor constante de tasa de endurecimiento por deformación ($\alpha_s=3\%$). En total, se generaron 20 combinaciones diferentes a partir de los parámetros μ_c , α_c y α_s del modelo histerético. Estudios previos demuestran que la pendiente de post-fluencia o tasa de endurecimiento por deformación, no tiene una influencia significativa en las ordenadas de R_c dado que los valores de R_c calculados para valores de α_s ($\alpha_s=2, 4, 6$ y 8%) son aproximadamente iguales (Ruiz-García y Domínguez-Solórzano, 2021).

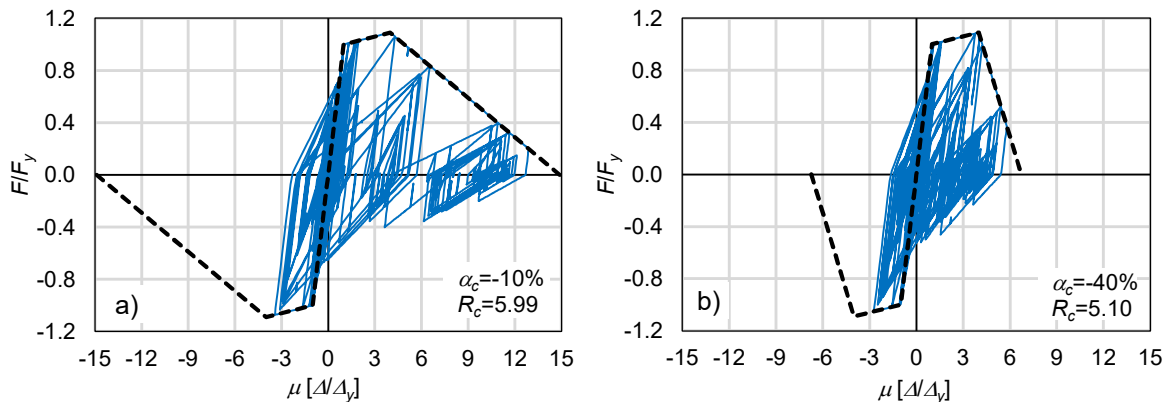


Figura 6.3. Comportamiento histerético del sistema con $T=0.3s$ sometido a la componente n00e registrada en la estación PARS durante el evento sísmico interplaca del 19 de septiembre de 1985: a) $\alpha_c=-10\%$ y b) $\alpha_c =-0.40\%$.

6.4 Catálogo de registros sísmicos

Para evaluar R_c para eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia y cada una de las combinaciones de la envolvente del SIGL con comportamiento degradante (por ejemplo: $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=0.03$ y $\alpha_c=-0.10$) se utilizan dos catálogos de 40 historias de aceleración. El primer catálogo de registros corresponde a un subconjunto de 40 registros de un total de 484 historias de aceleración. provenientes de temblores interplaca con $T_m>0.3s$. El segundo catálogo de registros considera un subconjunto de 40 registros de un total de 300 historias de aceleración provenientes de temblores intraplaca de profundidad intermedia con $T_m>0.3s$. En las figuras 6.4a y 6.4b se

muestran los espectros de respuesta elásticos de suerdo-aceleración con un amortiguamiento crítico del 5% para eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia, respectivamente. En las figuras, se presentan los espectros individuales (línea color gris), la media (línea color negro), la mediana (línea color rojo), los percentiles 16 y 84% (línea color rojo discontinua) para cada conjunto de 40 registros. Una lista detallada de cada uno de los catálogos de 40 registros puede consultarse en el apéndice A.

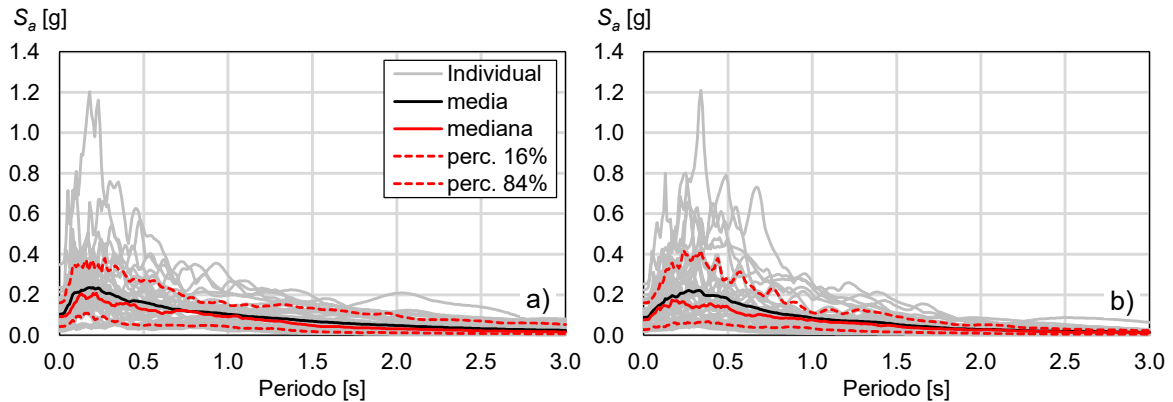


Figura 6.4. Espectros de respuesta de aceleración: a) eventos sísmicos interplaca, y b) eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

6.5 R_c para temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia

En la figura 6.5 se muestra la comparación de las ordenadas espectrales de la mediana de R_c para el escenario sísmico interplaca e intraplaca de profundidad intermedia considerando un SIGL con $\mu_c=1.5$ y dos valores de $\alpha_c=-10\%$ y -30% . Como se puede observar, existe una diferencia significativa entre ambos escenarios sísmicos al comparar las ordenadas de la mediana de R_c , para un valor de $\alpha_c=-10\%$: Por ejemplo, la mediana de R_c calculada para el escenario sísmico interplaca en un 40% menor al valor de R_c intraplaca de profundidad intermedia para $T=1.5s$. Sin embargo, esta diferencia de R_c disminuye a un 25% cuando se considera $\alpha_c=-30\%$. De acuerdo a lo anterior, es importante contar con una estimación de R_c para ambas fuentes sismogénicas, dado que se puede observar que estructuras sometidas a eventos sísmicos interplaca son más propensas a experimentar inestabilidad dinámica.

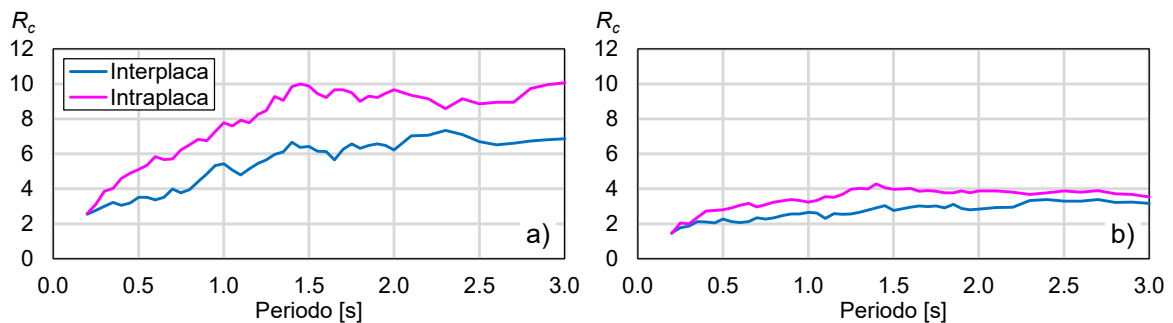


Figura 6.5. Influencia de la fuente sismogénica en las ordenadas de R_c : a) $\alpha_c=-10\%$ y b) $\alpha_c=-30\%$.

6.6 Resultados estadísticos de R_c

6.6.1 Influencia de μ_c en R_c

En las figuras 6.6a y 6.6b se muestra la influencia de μ_c del SIGL, considerando un valor constante de $\alpha_s=3\%$ y $\alpha_c=-10\%$, en la mediana de R_c correspondientes a los conjuntos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia, respectivamente. En ambos casos, se puede observar que la capacidad de deformación de una estructura es benéfica en incrementar las ordenadas de R_c . Una comparación similar para un sistema con $\alpha_c=-50\%$ se muestra en las figuras 6.7a y 6.7b. Por ejemplo, para un sistema con $\mu_c=4.0$ (ductilidad alta) los valores de R_c son 1.3 veces mayor en toda la zona espectral con respecto a un sistema con $\mu_c=1.5$ (ductilidad baja) para ambos escenarios sísmicos. Es decir, una estructura con capacidad de ductilidad alta requiere una menor capacidad de resistencia en comparación con una estructura con capacidad de deformación baja, aun para valores altos de la pendiente negativa (por ejemplo, $\alpha_c=-50\%$).

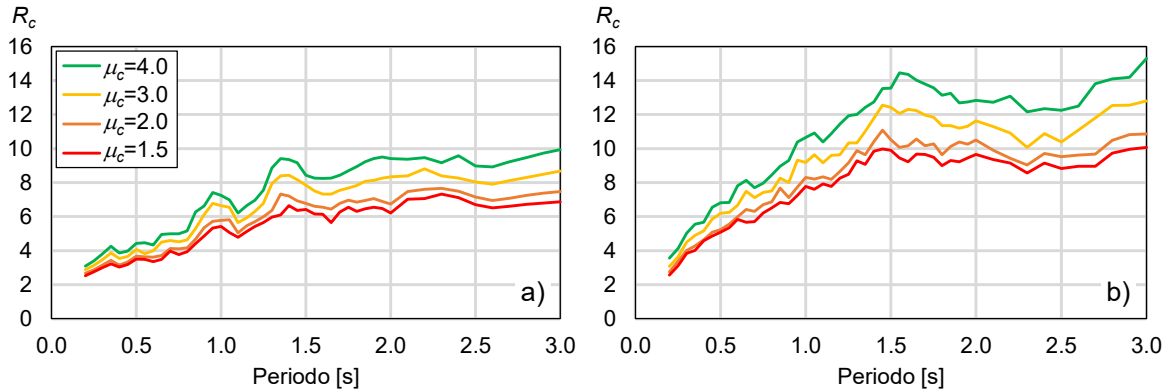


Figura 6.6. Influencia de μ_c en la mediana de R_c , para un valor de $\alpha_c=-10\%$: a) interplaca e b) intraplaca de profundidad intermedia.

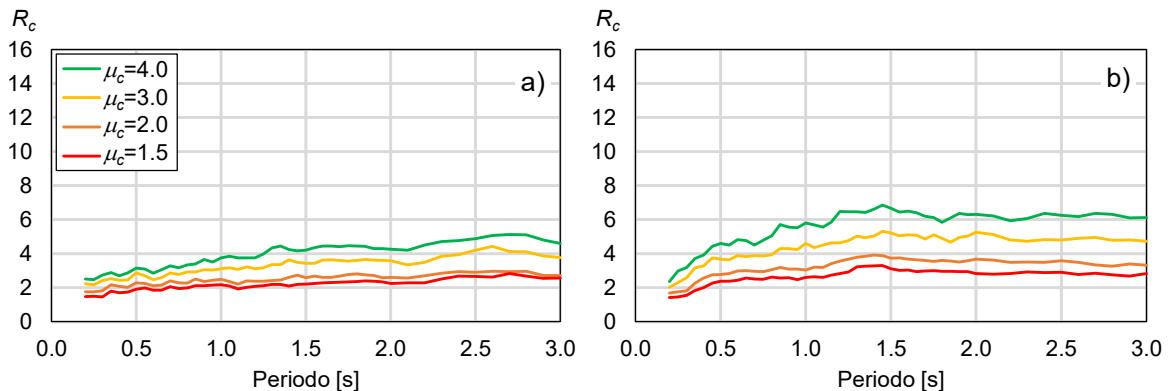


Figura 6.7. Influencia de μ_c en la mediana de R_c para un valor de $\alpha_c=-50\%$: a) interplaca y b) intraplaca de profundidad intermedia.

6.6.2 Influencia de α_c en R_c

En la figura 6.8a y 6.8b se muestra la influencia de α_c en la mediana de R_c calculada para un S1GL con $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=3\%$, y cinco valores de α_c ($\alpha_c=-10\%$, -20% , -30% , -40% y 50%), tanto para el conjunto de registros interplaca como el conjunto de registros intraplaca, respectivamente. Una comparación similar considerando $\mu_c=4.0$ se presenta en las figuras 6.9a y 6.9b. A partir de las figuras, se puede observar que α_c tiene una influencia significativa en las ordenadas espectrales de R_c , dado que para ambos valores de μ_c , R_c disminuye conforme se incrementa α_c . Sin embargo, la tasa de decremento no es constante y tiende a saturarse conforme se incrementa α_c . No obstante, los resultados obtenidos también muestran el efecto benéfico de μ_c , dado que los sistemas con $\mu_c=1.5$ conducen a valores menores de R_c que los correspondientes a $\mu_c=4.0$ para el mismo nivel de α_c .

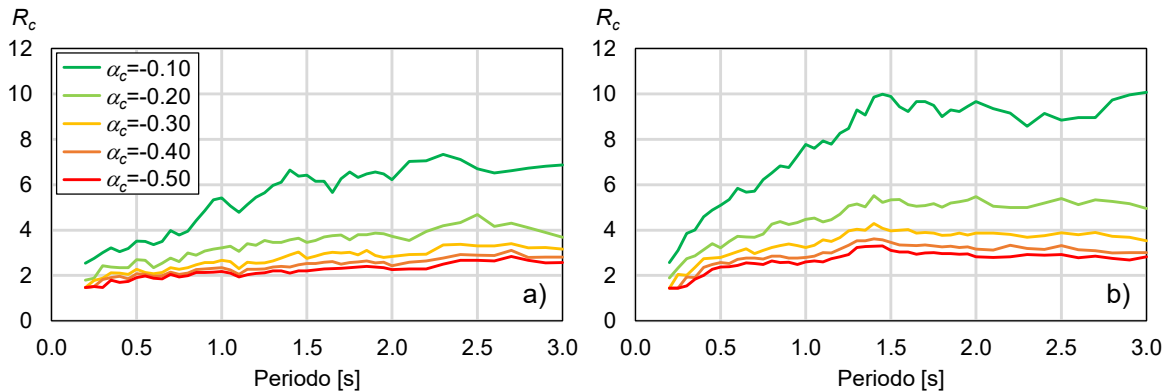


Figura 6.8. Influencia de α_c en la mediana de R_c para un valor de $\mu_c=1.5$: a) interplaca y b) intraplaca de profundidad intermedia.

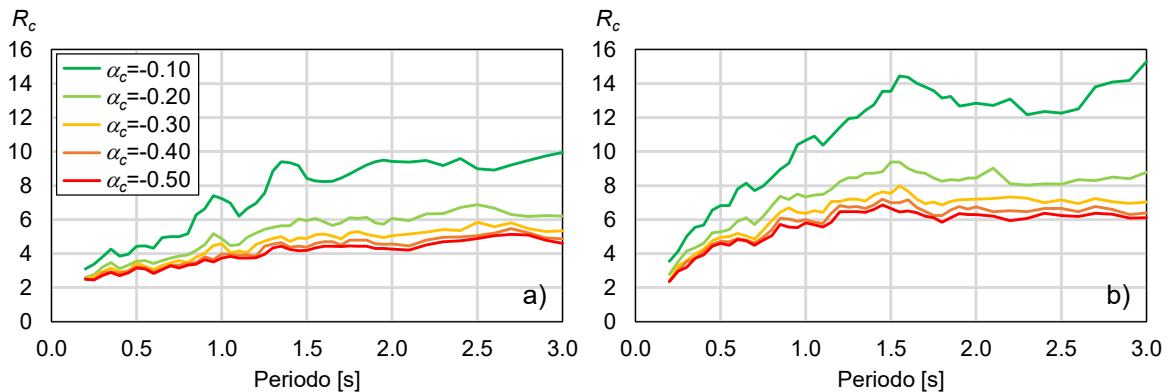


Figura 6.9. Influencia de α_c en la mediana de R_c para un valor de $\mu_c=4.0$: a) interplaca y b) intraplaca de profundidad intermedia.

6.7 Predicción de R_c

Para obtener una predicción de R_c , se realizó un estudio estadístico considerando cuatro niveles de μ_c ($\mu_c=1.5, 2.0, 3.0$ y 4.0), una tasa de endurecimiento por deformación constante, $\alpha_s=3\%$, cinco valores de α_c ($\alpha_c=-10\%, 20\%, 30\%, 40\%$ y 50%) y 47 periodos naturales de vibrar, T (de $0.2s$ a $3.0s$, con incrementos a cada $0.05s$). Se exploraron diferentes relaciones funcionales y, finalmente, se escogió la forma funcional propuesta por Ruiz-García y Domínguez-Solórzano (2021), basada en la relación funcional propuesta en Terán y Arroyo (2006), dado que fue la forma funcional que condujo al menor valor del coeficiente de determinación, R^2 . A continuación, se describe la relación funcional utilizada para estimar el R_c correspondiente a ambos escenarios sísmicos.

Ecuación para estimar R_c para eventos sísmicos interplaca:

$$R_c = \frac{\theta_1 T^{\theta_2}}{\theta_3 + |T - \theta_4|} + \theta_5 \quad (6.2)$$

Ecuación para estimar R_c para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia:

$$R_c = \frac{\theta_1 T^{\theta_2}}{\theta_3 + |T - a_1|} + \theta_4 \quad (6.3)$$

donde R_c es la resistencia lateral mínima para prevenir el colapso, T es el periodo natural de vibrar, y θ_1 a θ_5 son coeficientes. En particular, a_1 corresponde a un valor constante, donde $a_1=1.4$ para eventos intraplaca de profundidad intermedia. En esta investigación, se empleó el método de regresión de Levenberg-Marquadt (Bates and Watts, 1980) para obtener una estimación de los coeficientes θ_1 a θ_5 .

A continuación, en la figura 6.10 se muestra el ajuste de la ecuación (6.2) en la estimación de R_c correspondiente al escenario sísmico interplaca para un S1GL con parámetros $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=0.03$ y $\alpha_c=-0.10$. Es decir, se muestran los valores empíricos de R_c , el ajuste de la ecuación (6.2), el intervalo de confianza del 95%. A partir de la figura, se puede apreciar que la forma funcional sigue adecuadamente la tendencia empírica de R_c . Asimismo, en la figura 6.10b se muestra la predicción de R_c para cinco valores de α_c .

De manera similar, en la figura 6.11a se muestra el ajuste de la ecuación (6.3) en la predicción de R_c correspondiente al conjunto de registros intraplaca, mientras que en la figura 6.11b se presenta la predicción de R_c para cada valor de α_c considerado en este estudio.

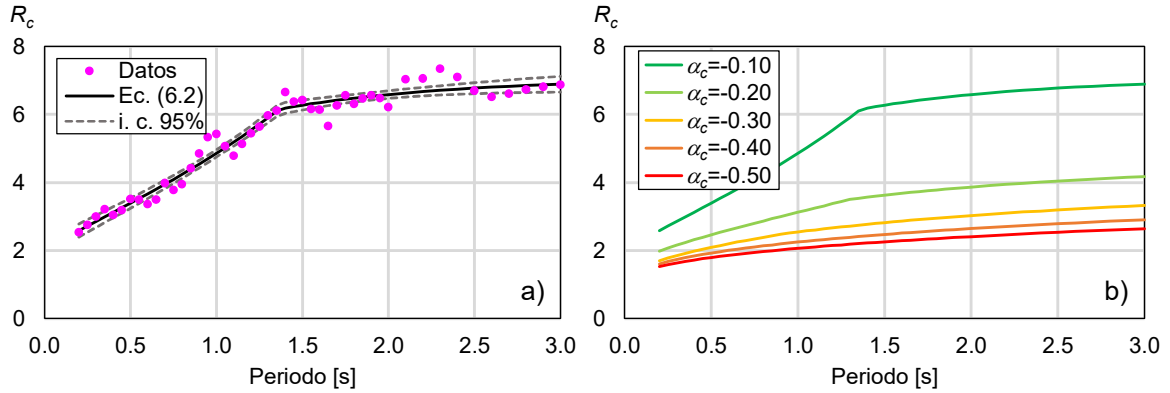


Figura 6.10. Estimación de R_c para el evento sísmicos interplaca: a) ajuste ecuación (6.2) y b) predicción de R_c .

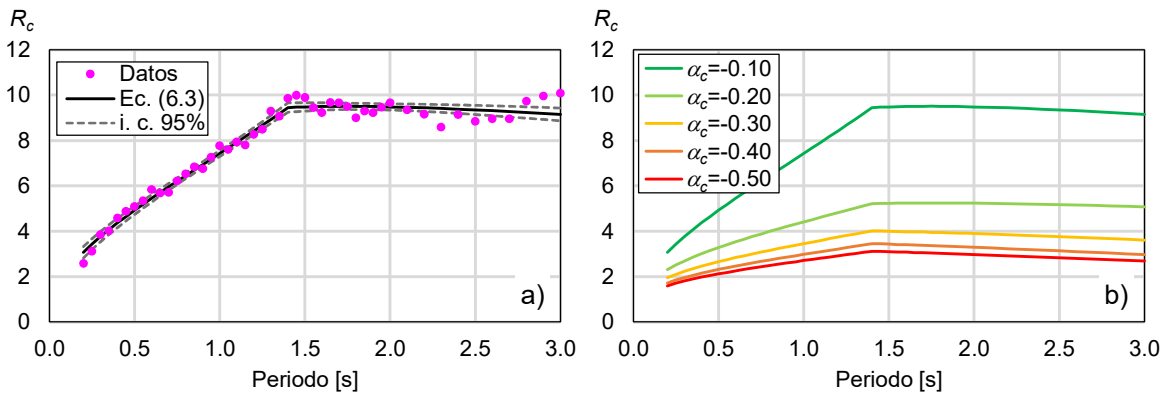


Figura 6.11. Estimación de R_c para el evento sísmicos intraplaca de profundidad intermedia: a) ajuste ecuación (6.3) y b) predicción de R_c .

El ajuste que se mostró en las figuras 6.10 y 6.11 se realizó para cada una de las combinaciones de los parámetros considerados en la envolvente del S1GL para la obtención de la mediana de R_c tanto para los eventos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Por lo tanto, en las tablas 6.1 y 6.2 se presentan los valores de los coeficientes correspondientes a la ecuación (6.2) y la ecuación (6.3), respectivamente, en función de μ_c y α_c .

Con la intención de desarrollar una función predictiva continua de R_c , se investigó la dependencia de los confidentes estimados con μ_c y α_c . Por ejemplo, en las figuras 6.12 y 6.13 se muestra la influencia de μ_c y α_c en los coeficientes θ_2 y θ_4 , respectivamente, considerados en las ecuaciones (6.2) y (6.3).

Tabla 6.1. Coeficientes para emplearse en la ecuación (6.2) para estimar R_c para eventos sísmicos interplaca.

Parámetros del S1GL		Coeficientes					R^2
μ_c	α_c	θ_1	θ_2	θ_3	θ_4	θ_5	
1.5	-0.10	9.1730	0.7904	2.7771	1.3645	1.9346	0.96
	-0.20	13.3164	0.5746	7.1576	1.3076	1.3402	0.92
	-0.30	21.9122	0.5006	14.6966	0.9000	1.0648	0.92
	-0.40	34.6514	0.4396	26.1657	0.3500	0.9564	0.92
	-0.50	34.6514	0.4530	32.4388	0.3500	1.0165	0.90
2.0	-0.10	9.1730	0.7987	2.5070	1.3645	2.0184	0.96
	-0.20	13.3164	0.6042	6.5512	1.3076	1.5015	0.94
	-0.30	21.9122	0.5388	14.0061	0.9000	1.3296	0.92
	-0.40	34.6514	0.4325	21.8404	0.3500	1.0595	0.91
	-0.50	34.6514	0.3103	20.2371	0.3500	0.7527	0.88
3.0	-0.10	9.1730	0.8396	2.1749	1.3645	2.2921	0.95
	-0.20	13.3164	0.6274	5.0783	1.3076	1.6124	0.96
	-0.30	21.9122	0.5450	9.5884	0.9000	1.3222	0.94
	-0.40	34.6514	0.4665	15.0461	0.3500	1.0679	0.92
	-0.50	34.6514	0.5162	19.9845	0.3500	1.4084	0.92
4.0	-0.10	9.1730	0.9148	2.0420	1.3645	2.6912	0.95
	-0.20	13.3164	0.6762	4.2210	1.3076	1.7778	0.96
	-0.30	21.9122	0.5800	7.4379	0.9000	1.3534	0.94
	-0.40	34.6514	0.4906	11.0153	0.3500	0.9084	0.94
	-0.50	34.6514	0.5041	13.0183	0.3500	1.1648	0.94

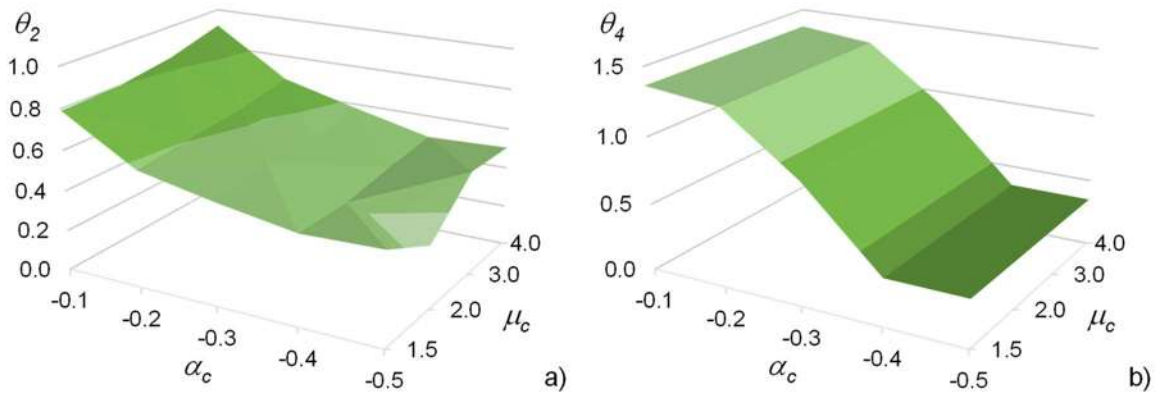


Figura 6.12. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes de la ecuación (6.2): a) θ_2 y b) θ_4 .

Tabla 6.2 Coeficientes para emplearse en la ecuación (6.3) para estimar R_c para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

Parámetros del S1GL		Coeficientes				R^2
μ_c	α_c	θ_1	θ_2	θ_3	θ_4	
1.5	-0.10	35.00	0.3974	4.0393	-0.4555	0.97
	-0.20	40.00	0.2416	6.9677	-1.0158	0.97
	-0.30	45.00	0.1481	7.9865	-1.9122	0.94
	-0.40	50.00	0.1104	8.7202	-2.5004	0.91
	-0.50	55.00	0.0970	9.7983	-2.6848	0.90
2.0	-0.10	35.00	0.4155	3.8396	-0.3163	0.97
	-0.20	40.00	0.2344	6.1717	-1.1646	0.97
	-0.30	45.00	0.1814	7.7194	-1.5485	0.95
	-0.40	50.00	0.1354	8.3664	-2.1457	0.94
	-0.50	55.00	0.1118	8.9005	-2.6380	0.93
3.0	-0.10	35.00	0.4612	3.5978	0.2202	0.95
	-0.20	40.00	0.2563	5.1852	-1.0672	0.95
	-0.30	45.00	0.2042	6.3631	-1.5346	0.95
	-0.40	50.00	0.1803	7.4648	-1.6906	0.94
	-0.50	55.00	0.1629	8.1483	-2.0308	0.95
4.0	-0.10	35.00	0.5178	3.3867	0.8492	0.96
	-0.20	40.00	0.2821	4.4461	-0.9725	0.96
	-0.30	45.00	0.2311	5.4047	-1.4602	0.95
	-0.40	50.00	0.2033	6.0870	-1.8570	0.94
	-0.50	55.00	0.1853	6.7523	-2.1139	0.94

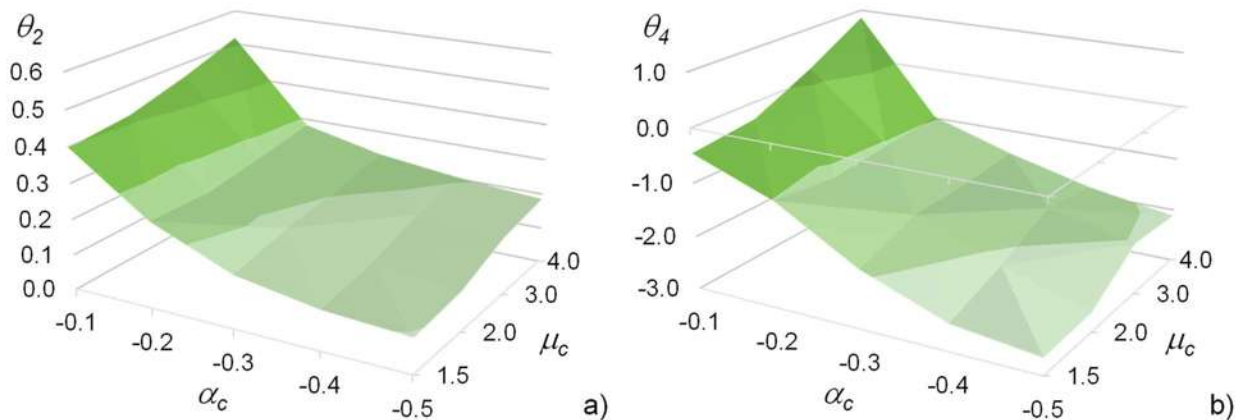


Figura 6.13. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes de la ecuación (6.3): a) θ_2 y b) θ_4 .

Como se puede apreciar en las figuras 6.12 y 6.13 existe una influencia de μ_c y α_c en la estimación de los coeficientes de la ecuación (6.2) y ecuación (6.3), respectivamente. Por lo tanto, con la finalidad de tener una función continua para estimar R_c se propone el uso de polinomios de tercer orden que relacionan los valores de μ_c y α_c para la estimación de θ_1 , θ_2 , θ_3 , θ_4 y θ_5 . En la

ecuación (6.4) se describe la forma general del polinomio empleado para la estimación de los coeficientes:

$$\theta_{1a5} = A + B\alpha_c + C\mu_c + D\alpha_c^2 + E\alpha_c\mu_c + F\mu_c^2 + G\alpha_c^2\mu_c + H\alpha_c\mu_c^2 + I\mu_c^3 \quad (6.4)$$

donde A, B, C, D, E, F, G, H e I son coeficientes que se obtienen de un análisis de regresión no lineal.

En las tablas 6.3 y 6.4 se muestran el resumen de los coeficientes de la ecuación (6.4) para cada uno de los coeficientes de la ecuación (6.2) y ecuación (6.3) respectivamente junto con el coeficiente de determinación R^2 como un indicador de la bondad de ajuste en la predicción en la estimación de cada uno de los coeficientes.

Tabla 6.3 Coeficientes para emplearse en la ecuación (6.4) para eventos sísmicos interplaca.

θ_1									
A	B	C	D	E	F	G	H	I	R^2
-1.02	-90.05	-	-29.60	-	-	-	-	-	0.94
θ_2									
A	B	C	D	E	F	G	H	I	R^2
1.41	1.69	-0.60	1.33	0.38	0.26	0.59	0.00	-0.03	0.96
θ_3									
A	B	C	D	E	F	G	H	I	R^2
8.68	-129.9	-20.85	3.08	46.88	9.6	0.07	-5.38	-1.26	0.96
θ_4									
A	B	C	D	E	F	G	H	I	R^2
1.74	2.86	-	-0.20	-	-	-	-	-	0.92
θ_5									
A	B	C	D	E	F	G	H	I	R^2
2.93	4.36	-0.94	0.35	0.78	0.50	4.08	0.40	-0.05	0.96

Tabla 6.4 Coeficientes para emplearse en la ecuación (6.4) para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

θ_1									
<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>	<i>E</i>	<i>F</i>	<i>G</i>	<i>H</i>	<i>I</i>	R^2
30.0	50.0	-	-	-	-	-	-	-	1.00
θ_2									
<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>	<i>E</i>	<i>F</i>	<i>G</i>	<i>H</i>	<i>I</i>	R^2
0.59	2.01	-0.05	1.72	0.01	0.03	0.38	0.04	0.00	0.98
θ_3									
<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>	<i>E</i>	<i>F</i>	<i>G</i>	<i>H</i>	<i>I</i>	R^2
-2.86	-40.4	-1.85	-46.5	4.76	0.66	9.93	0.55	-0.06	0.99
θ_4									
<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>	<i>E</i>	<i>F</i>	<i>G</i>	<i>H</i>	<i>I</i>	R^2
1.11	6.52	-1.30	-6.60	0.21	0.64	7.27	0.81	-0.06	0.98

Como ejemplo, en las figuras 6.14 y 6.15 se muestra la aproximación de la estimación del coeficiente θ_2 correspondiente a la ecuación (6.2) y la ecuación (6.3), respectivamente, utilizando el polinomio de la ecuación (6.4) en función de μ_c y α_c .

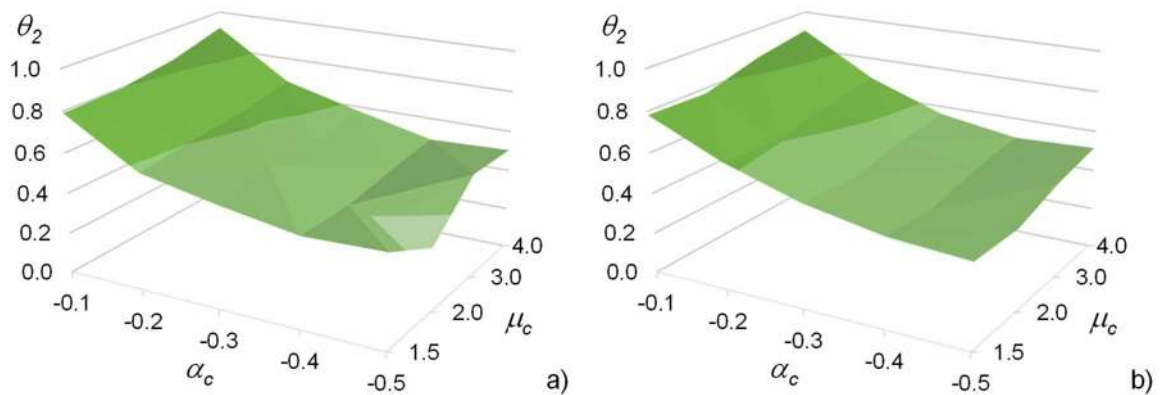


Figura 6.14. Estimación de los coeficientes de la ecuación (6.2): a) valores empíricos de θ_2 y b) estimación de θ_2 a partir de la ecuación (6.4).

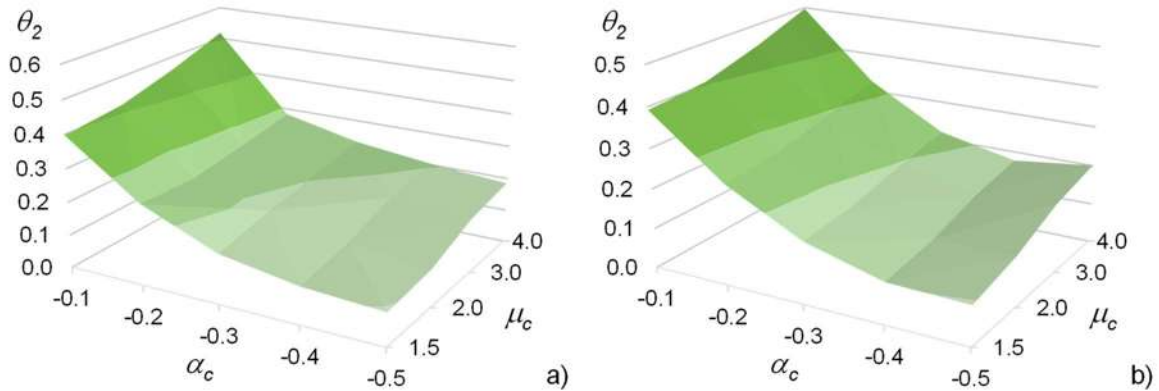


Figura 6.15. Estimación de los coeficientes de la ecuación (6.3): a) valores empíricos de θ_2 y b) estimación de θ_2 a partir de la ecuación (6.4).

Finalmente, en las figuras 6.16a y 6.16b se muestra la aproximación de la estimación de los coeficientes a partir de la ecuación (6.4) implementada en las ecuaciones (6.2) y (6.3) que corresponden a la estimación de R_c para eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia, respectivamente. Los resultados de las figuras corresponden a un S1GL con $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=3\%$ y $\alpha_c=-10\%$. A partir de la figura 6.16a, se aprecia que el uso de las ecuaciones (6.2) y (6.4) sobreestiman ligeramente la tendencia de R_c en una zona espectral de T entre 1.0 y 2.5s. Por otra parte, al utilizar la ecuación (6.4) en la ecuación (6.3) existe una diferencia del 4% en los valores de R_c en la zona espectral de periodo largo (es decir, para valores de $T>1.0$ s) en comparación al utilizar solo la ecuación (6.3) en la estimación de R_c para eventos sísmicos intraplaca, como se muestra en la figura 6.16b.

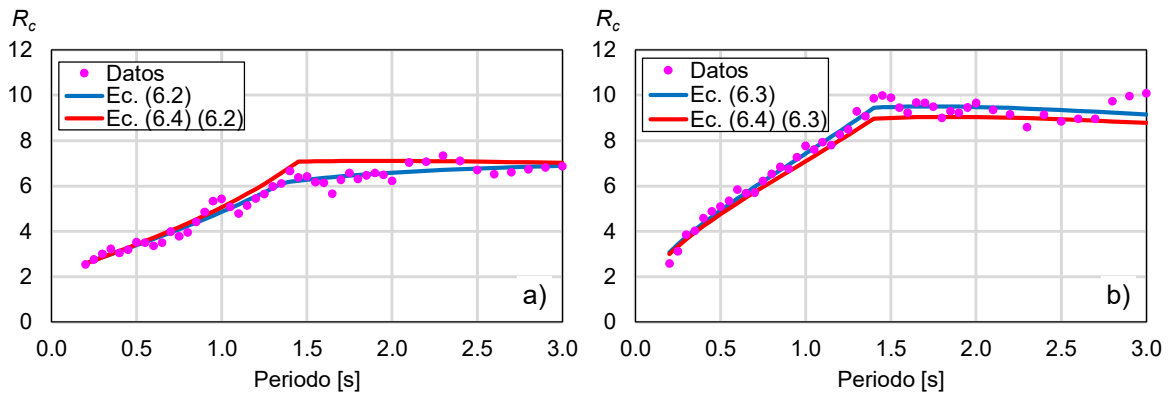


Figura 6.16. Estimación de R_c en función de la ecuación (6.2), (6.3) y (6.4): a) eventos sísmicos interplaca y b) eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

A continuación, en la figura 6.17a y 6.17b se muestra la predicción de R_c en función de T y α_c , para un valor de $\mu_c=1.5$, empleando la ecuación (2) así como las ecuaciones (2) y (4), respectivamente. Una comparación similar para $\mu_c=4.0$ se muestra en la figura 6.18. Se puede observar claramente la influencia significativa que tiene α_c tanto en sistemas con baja ductilidad

($\mu_c=1.5$) como en sistemas con alta ductilidad ($\mu_c=4.0$) en la estimación de R_c para eventos interplaca.

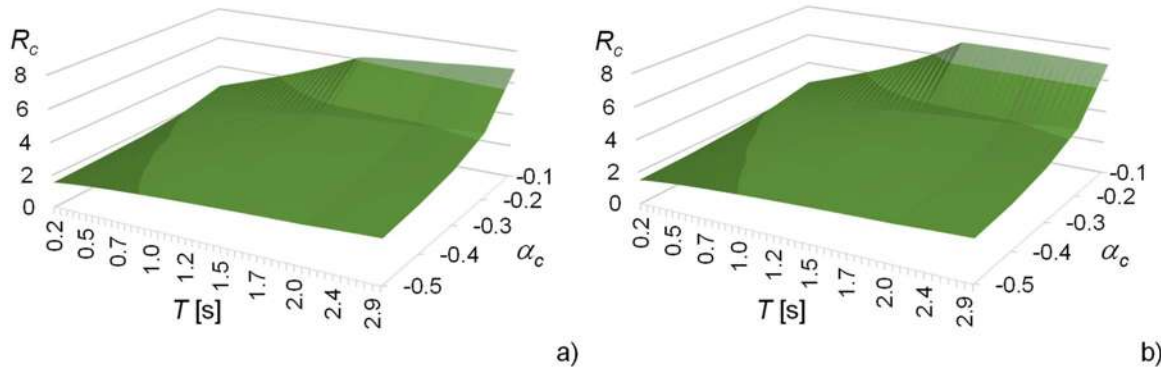


Figura 6.17. Estimación de R_c para eventos sísmicos interplaca con $\mu_c=1.5$: a) ecuación (6.2) y b) ecuación (6.4) en ecuación (6.2).

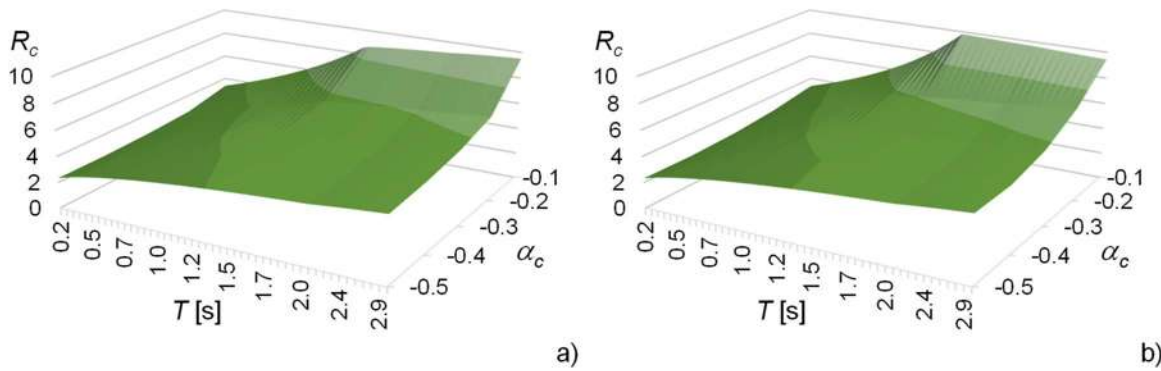


Figura 6.18. Estimación de R_c para eventos sísmicos interplaca con $\mu_c=4.0$: a) ecuación (6.2) y b) ecuación (6.4) en ecuación (6.2).

Asimismo, en las figuras 6.19a y 6.19b se muestra la superficie de R_c para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia a partir de la ecuación (6.3) y la ecuación (6.4) en ecuación (6.3), respectivamente, en función de T , α_c y $\mu_c=1.5$. Como se puede observar de igual manera que en las figuras 6.17 y 6.18, α_c disminuye significativamente los valores de R_c , principalmente para valores de $\alpha_c > -30\%$ en toda la zona espectral. Sin embargo, sistemas con capacidad de deformación alta ($\mu_c = 4.0$) aumentan los valores de R_c , aún para pendiente negativas altas ($\alpha_c = -50\%$) garantizando que la estructura sea menos propensa a sufrir de inestabilidad dinámica en comparación con una estructura con capacidad de deformación baja ($\mu_c=1.5$).

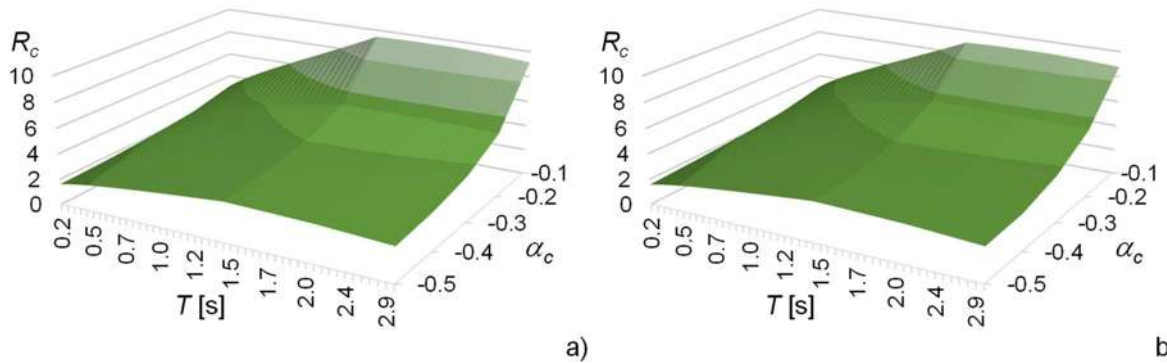


Figura 6.19. Estimación de R_c para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia con $\mu_c=1.5$: a) ecuación (6.3) y b) ecuación (6.4) en ecuación (6.3).

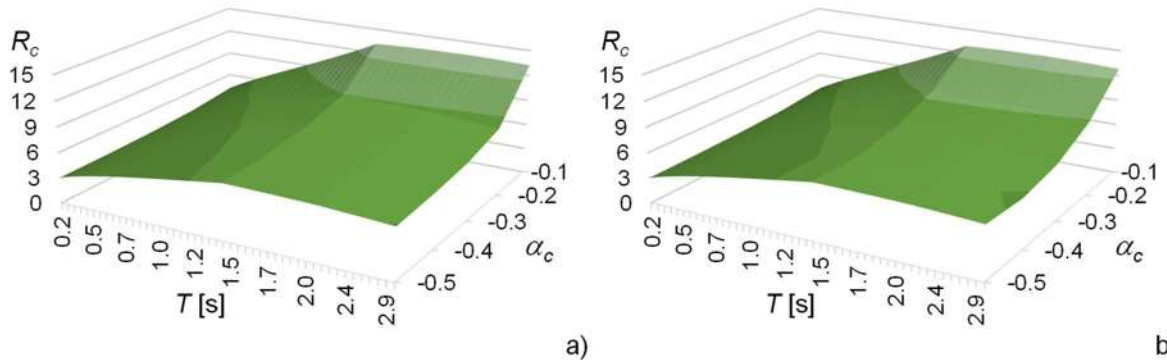


Figura 6.20. Estimación de R_c para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia con $\mu_c=4.0$: a) ecuación (6.3) y b) ecuación (6.4) en ecuación (6.3).

6.8 Resumen

En el presente capítulo se estudió la resistencia lateral relativa asociada al colapso, R_c , para dos fuentes sismogénicas a partir de análisis dinámicos en la historia del tiempo de S1GL con comportamiento degradante. A partir de los resultados de esta investigación, se ofrecen las siguientes conclusiones:

- 1) Las ordenadas espectrales dependen de la fuente sismogénica, dado que, se observó que las ordenadas de R_c interplaca son menores a las ordenadas de R_c intraplaca de profundidad intermedia para los mismos valores de μ_c , α_s y α_c . Es decir, una estructura que es sometida ante eventos sísmicos interplaca debe contar con una resistencia mayor que ante eventos intraplaca para no presentar inestabilidad dinámica.
- 2) La capacidad de ductilidad es benéfica en las ordenadas espectrales de R_c para ambos escenarios sísmicos. Es decir, estructuras que exhiben un $\mu_c < 2.0$ son propensas a presentar inestabilidad dinámica en comparación con estructuras con $\mu_c > 2.0$.

- 3) La pendiente negativa disminuye significativamente las ordenadas espectrales de R_c principalmente para valores de $\alpha_c > -30\%$ para ambos escenarios sísmicos. Es decir, estructuras que exhiben una pendiente negativa mayor al -30% son susceptibles a presentar inestabilidad dinámica en comparación con estructuras que exhiben un $\alpha_c < -20\%$.
- 4) Las ecuaciones propuestas para estimar la mediana de R_c son adecuadas para ambos eventos sísmicos con $R^2 > 90\%$, es decir, capturan adecuadamente la tendencia de los valores empíricos del espectro de R_c .
- 5) La predicción de R_c a partir de la estimación de los coeficientes θ_1 a θ_5 utilizando polinomios de tercer orden en función de los parámetros μ_c y α_c cuentan con una aproximación adecuada, es decir, $R^2 > 92\%$. Sin embargo, la aplicación de la función continua en la predicción de R_c sobreestima en un promedio del 5% las ordenadas espectrales de R_c para eventos interplaca en la zona espectral de $1.0 < T < 2.5$ s. Por otra parte, la ecuación subestima en un 5% las ordenadas de R_c para eventos intraplaca de profundidad intermedia principalmente para valores de $T > 1.0$ s.

Resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso ante secuencias sísmicas evento principal-réplica

7.1 Introducción

En el capítulo anterior se estudió la resistencia lateral relativa asociada al colapso para eventos sísmicos principales provenientes de temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Sin embargo, las estructuras civiles son sujetas a la acción de secuencias sísmicas durante su vida útil que consisten de eventos precursoros, un evento principal y las réplicas subsecuentes, donde el evento principal se define como el evento de mayor magnitud en una secuencia sísmica. Cabe notar que las réplicas intensas pueden incrementar el nivel de daño debido al evento principal. Por ello, la acción de las réplicas debería considerarse en los métodos de evaluación sísmica de estructuras, e inclusive en el proceso de diseño de nuevas estructuras. Por ejemplo, estudios previos realizados en edificios a base de marcos de concreto reforzado han evidenciado que las réplicas pueden incrementar las distorsiones de entrepiso y de azotea, las cuales pueden relacionarse con un nivel de daño específico (por ejemplo, Hosseini y otros, 2019; Ruiz-García y otros 2021). De particular interés resulta conocer la capacidad mínima que debe poseer una estructura para evitar su ‘colapso’ ante la acción de réplicas intensas.

El objetivo de este capítulo consiste en investigar la resistencia lateral relativa mínima para evitar el colapso, R_c , para sistemas de un grado de libertad, S1GL, con comportamiento trilineal degradante ante réplicas intensas que forman parte de secuencias sísmicas evento principal-réplica. Para tal fin, se consideró un conjunto de secuencias sísmicas registradas en zona de subducción del Pacífico mexicano, así como un conjunto de secuencias sísmicas artificiales. Con base en los resultados obtenidos, se propone una ecuación que permite obtener una estimación de la mediana de R_c considerando el efecto de las réplicas.

7.2 Resistencia lateral relativa asociada al colapso, R_c

7.2.1 Comportamiento histerético

Nuevamente, en esta investigación se empleó el modelo histerético de Ibarra-Medina-Krawinkler (Ibarra y otros, 2005), denominado modelo IMK. En la figura 7.1a se muestra la envolvente trilineal del modelo IMK, la cual consiste de: 1) un segmento lineal desde el origen hasta alcanzar la fuerza de fluencia, F_y , con pendiente K_e , 2) un segmento posterior a la fluencia, denominado de endurecimiento por deformación con pendiente positiva K_s , definida por el parámetro α_s , y 3) un segmento con pendiente negativa K_c , definida por el parámetro α_c . Cabe notar que el intervalo inelástico, posterior a la fluencia, y de deterioro de resistencia quedan definidos por la ductilidad μ_c y μ_f . En particular, el parámetro μ_c define la capacidad de deformación inelástica del sistema

antes de exhibir un deterioro de resistencia. Para fines de este estudio, se empleó un programa de cómputo que resuelve la ecuación de movimiento dinámico de un S1GL con un comportamiento descrito por el modelo de IMK, implementado en la plataforma computacional *OpenSees* (Domínguez, 2021). En la figura 7.1b se muestra la respuesta cíclica de un S1GL cuya envolvente trilineal queda definida por los parámetros indicados dentro de la figura.

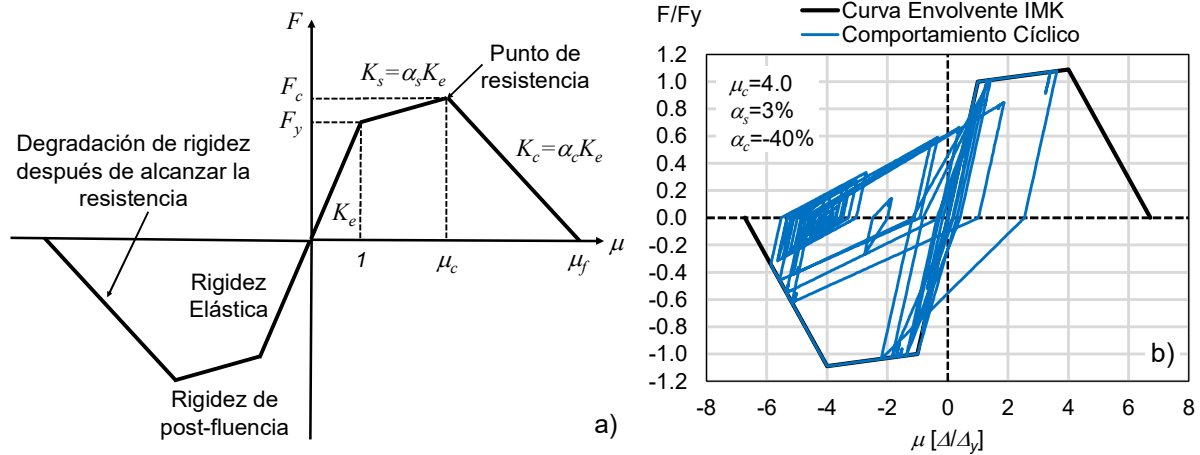


Figura 7.1. a) Envolvente del modelo de Ibarra-Medina-Krawinkler (Ibarra y otros, 2005), denominado modelo IMK, y b) comportamiento cíclico y envolvente trilineal del modelo IMK.

7.2.2 Inestabilidad dinámica asociada al colapso

Para ilustrar el umbral de inestabilidad dinámica debido a secuencias sísmicas evento principal-réplica, en la figura 7.2 se muestra la evolución del cociente del desplazamiento máximo inelástico y el desplazamiento máximo elástico, Δ_i/S_d , con respecto a la resistencia lateral relativa, R (es decir, la resistencia lateral requerida para mantener el sistema elástico respecto a la resistencia a la fluencia del sistema) de un S1GL con una envolvente caracterizada por los parámetros $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=3\%$ y $\alpha_c=-10\%$. Cabe notar que R se define matemáticamente como:

$$R = \frac{S_a(T)/g}{C_y} \quad (7.1)$$

donde $S_a(T)$ es ordenada de aceleración espectral correspondiente al periodo natural del sistema, T , g es la aceleración de la gravedad, y C_y es el coeficiente asociado a la fluencia del sistema. El cociente Δ_i/S_d se calculó para dos periodos naturales del SIGL, $T=0.3s$ y $0.7s$, al ser sujeto a las historias de aceleración registradas en la estación PARS (El Paraíso, Guerrero) durante el evento principal, EP, del sismo del 19 de septiembre de 1985 (Mw8.0), así como la secuencia sísmica, SS, que consiste del EP y la réplica que ocurrió el 20 de septiembre de 1985 (Mw7.6).

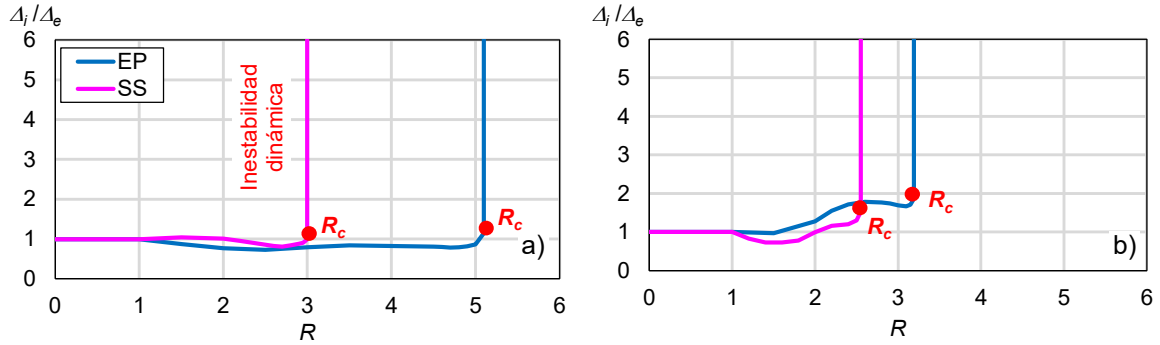


Figura 7.2. Relación entre la resistencia lateral relativa, R , y Δ_i/S_d para el evento principal (EP) y la secuencia sísmica (SS): a) $T=0.3s$, y b) $T=0.7s$.

Para fines de interpretación, $R=1$ conceptualmente implica un sistema con comportamiento elástico. A partir de la figura se puede observar que la inestabilidad dinámica del sistema ocurre cuando Δ_i se incrementa significativamente y, en consecuencia, el cociente Δ_i/S_d tiene una tendencia sensiblemente vertical, la cual es asociada a un valor de R indicado con un círculo en rojo en la figura. A dicho valor de R se le conoce como la resistencia lateral asociada al colapso, R_c . De esta manera, valores de R , calculado con la ecuación 7.1, menores a R_c implican que el sistema no exhibirá inestabilidad dinámica, mientras que sí el S1GL tiene un valor de R mayor a R_c tenderá a exhibir inestabilidad dinámica que conducirá a su colapso. Es decir, R_c es un parámetro que permite definir la resistencia lateral mínima para evitar el colapso del sistema. Asimismo, también puede observarse que el valor de R_c disminuye al considerar la SS en comparación con el valor de R_c considerando únicamente el EP.

En la figura 7.3a y 7.3b se muestra la respuesta histerética de un S1GL con $T=0.3s$, con $\mu_c=4.0$ y $\alpha_c=-10\%$ al ser sujetos al mismo EP y a la misma SS indicada anteriormente, respectivamente. En cada figura se indica su valor calculado de R_c . Figuras similares considerando $\alpha_c=-40\%$ se presentan en las figuras 7.3c y 7.3d. Puede verse que el valor de R_c para un sistema con $\alpha_c=-10\%$ expuesto al EP es 17% mayor que el correspondiente a un sistema con $\alpha_c=-40\%$. Considerando la ecuación (7.1) donde $S_d(T)$ es el mismo para ambos sistemas, lo anterior implica que el sistema con pendiente negativa pronunciada debería tener un C_y 17% veces mayor que el C_y del sistema con pendiente negativa 'suave' para evitar que exhiba inestabilidad dinámica. Una observación importante es que el valor de R_c calculado con la SS es menor que el R_c calculado con el EP para ambos sistemas. Es decir, considerando nuevamente la ecuación (7.1), el C_y del sistema expuesto a una secuencia evento principal-réplica deberá ser mayor que el C_y del sistema sujeto únicamente al EP.

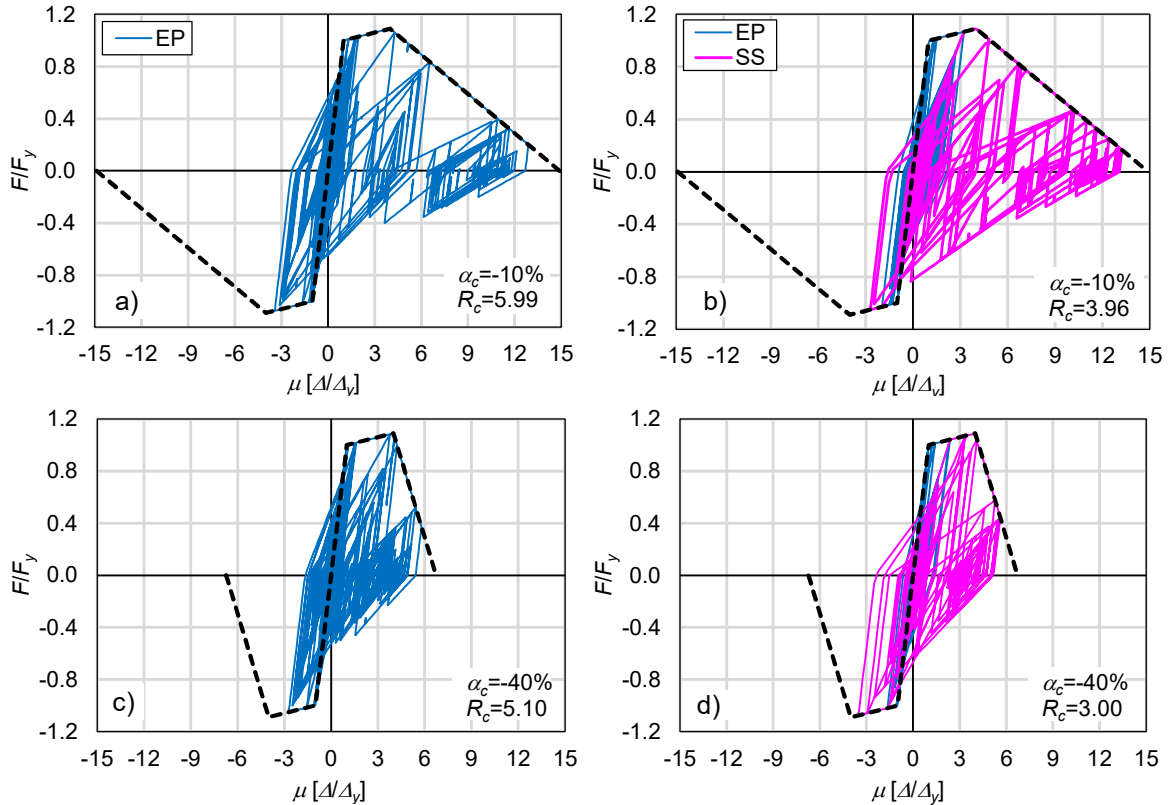


Figura 7.3. Comportamiento histerético del sistema con $T=0.3s$ y dos niveles de $\alpha_c = -10\%$ y -40% sometidos a la componente n00e registrada en la estación PARS durante la SS evento principal-réplica del 19 y 20 de septiembre de 1985 respectivamente: a) y c) Evento principal; b) y d) Secuencia sísmica.

Con la finalidad de identificar tendencias espectrales de R_c , se llevó a cabo un estudio paramétrico de S1GL con comportamiento histerético descrito por el modelo de IMK, considerando un 5% del amortiguamiento crítico. Para ello, se consideraron cuatro niveles de μ_c ($\mu_c=1.5, 2.0, 3.0$ y 4.0), cinco niveles de α_c ($\alpha_c=-10\%, -20\%, -30\%, -40\%$ y -50%), así como un valor constante de tasa de endurecimiento por deformación ($\alpha_s=3\%$). En total, se generaron 20 combinaciones diferentes a partir de los parámetros μ_c , α_s y α_c del modelo histerético. Estudios previos demuestran que la pendiente de post-fluencia, o tasa de endurecimiento por deformación, no tiene una influencia significativa en las ordenadas de R_c dado que para valores de α_s ($\alpha_s=2\%, 4\%, 6\%$ y 8%) los valores de R_c son aproximadamente iguales (Ruiz-García y Domínguez-Solórzano, 2021).

7.3 Conjunto de secuencias sísmicas registradas en eventos interplaca

Para evaluar R_c para secuencias sísmicas y cada una de las combinaciones de la envolvente del S1GL con comportamiento degradante se utilizó un conjunto de 14 secuencias sísmicas evento-principal-réplica más intensa registradas durante temblores interplaca. Una lista detallada de las 14 secuencias sísmicas y sus características se puede consultar en el apéndice A. Por ejemplo, en la figura 7.4 se muestran las SS registradas en la estación PAPAN (Papanao, Guerrero) durante los sismos de septiembre de 1985, donde el EP se indica en color azul y la réplica, R, en color magenta.

Asimismo, se indica el cociente de la aceleración máxima del terreno, AMT , de la réplica con respecto a la AMT del EP, $AMT_{R/EP}$. Un valor de $AMT_{R/EP}$ cercano, o mayor, a uno indica una réplica intensa respecto a la intensidad del EP. Para este caso particular, la intensidad de la réplica es mayor que la del EP dado que la estación PAPN se encontraba más cerca del epicentro de la R que del EP.

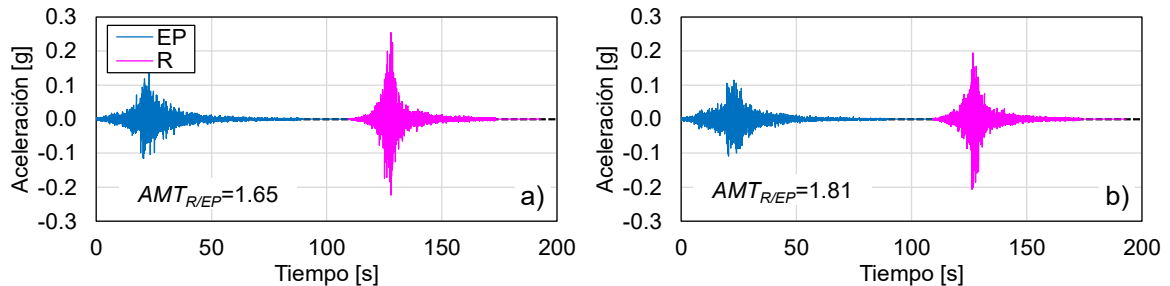


Figura 7.4. Secuencias sísmica evento principal-réplica: a) PAPN (comp. n00e) y b) PAPN (comp. n90e).

Finalmente, en la figura 7.5 se muestran los espectros de respuesta de S_a para un amortiguamiento crítico del 5% del conjunto de EP y el conjunto de réplicas respectivas que pertenecen al conjunto de las secuencias sísmicas seleccionadas en este estudio. Es importante notar que las ordenadas máximas de S_a se presentan en la zona espectral de periodo corto ($T < 0.3s$), por lo que las edificaciones de baja altura serán más susceptibles a la acción de las secuencias sísmicas.

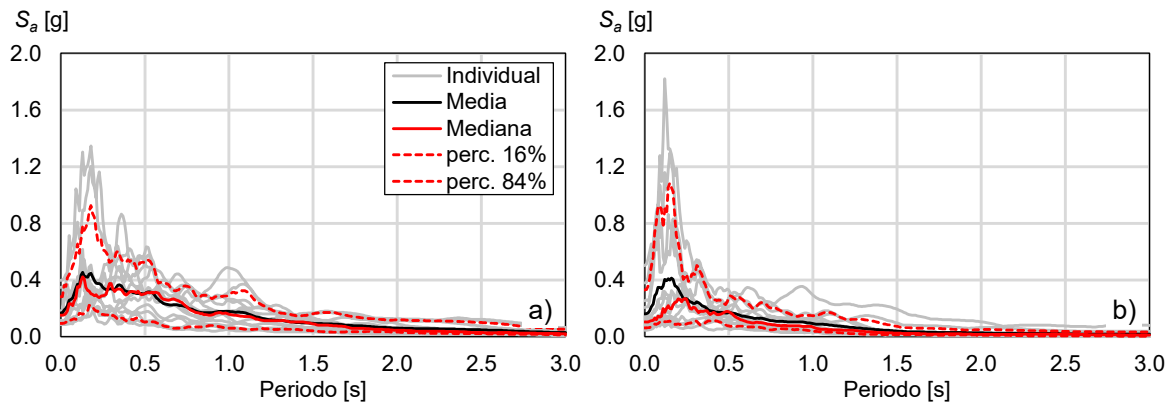


Figura 7.5. Espectros de respuesta de aceleración, S_a , obtenidos para el conjunto de secuencias sísmicas: a) evento principal y b) réplica.

7.4 Influencia de la intensidad de la réplica en R_c

Para entender la influencia de la intensidad de la réplica en R_c , es pertinente considerar el cociente $AMT_{R/EP}$. Por ejemplo, en las figuras 7.6a y 7.7a se muestra la historia de aceleración de las SS registradas en las estaciones ACAC (Acapulco Centro Cultural) y PARS (El Paraíso), ubicadas en el estado de Guerrero, respectivamente, que tiene dos relaciones $AMT_{R/EP}$ muy diferentes. En las figuras 7.6b y 7.7b se presentan los espectros de R_c calculados con el EP y la SS, respectivamente,

para un S1GL con $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=3\%$ y $\alpha_c=-10\%$, considerando un total de 47 periodos naturales de vibrar, T . Como puede observarse en la figura 7.6b, las ordenadas espectrales de R_c calculados con el EP y la SS son aproximadamente iguales, mientras que la figura 7.7b se aprecia que la réplica en la SS disminuye significativamente los valores de R_c para periodos de vibración mayores a 1.5s.

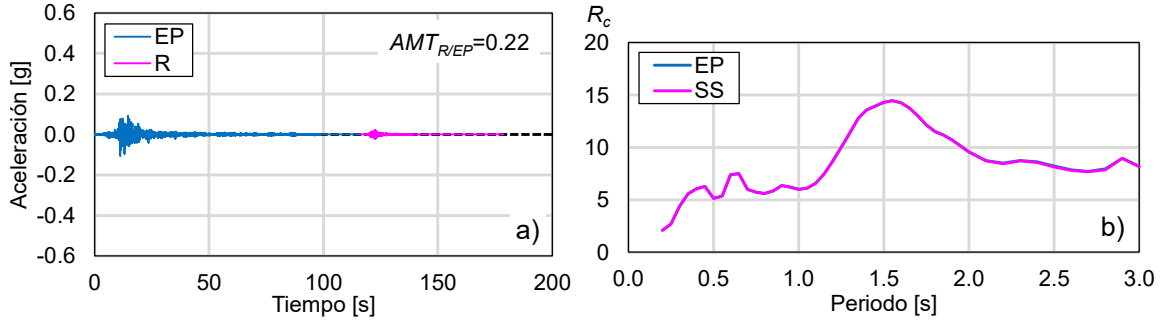


Figura 7.6. a) secuencia sísmica registrada en la estación ACAC (comp. n00e) y b) espectro de R_c .

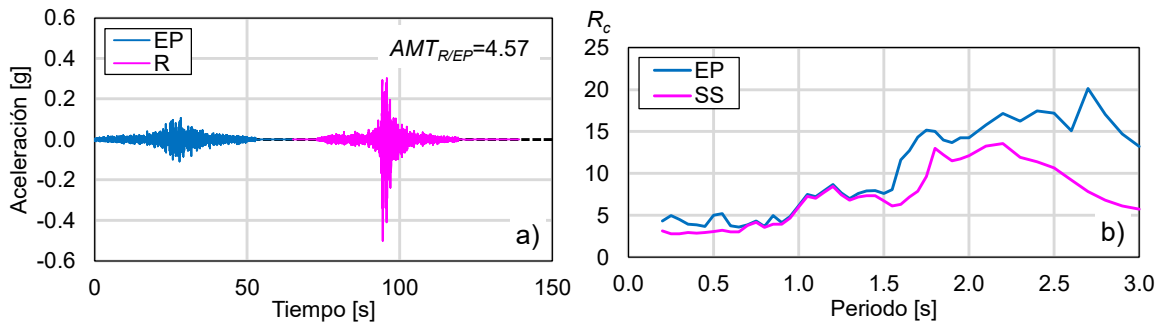


Figura 7.7. a) secuencia sísmica registrada en la estación PARS (comp. n90e) y b) espectro de R_c .

A partir de la observación anterior, se identificaron ocho secuencias sísmicas donde el efecto de la réplica tuvo influencia en las ordenadas de R_c , lo cual ocurrió cuando la relación $AMT_{R/EP}$ es mayor que 0.80. Este subconjunto de ocho secuencias sísmicas, denominado SS8, incluye secuencias sísmicas registradas en las estaciones AZIH (Aeropuerto Zihuatanejo), PAPN (Papanao), PARS (El Paraíso), y SUCH (El Suchil), todas ubicadas en el estado de Guerrero, donde el EP corresponde al sismo del 19 de septiembre de 1985 (Mw8.0) y la réplica principal al sismo del 20 de septiembre de 1985 (Mw7.6). Esta situación puede atribuirse a que la distancia epicentral de la réplica era más cercana a las mencionadas estaciones que la distancia epicentral del EP (Ruiz-García, 2012).

En la figura 7.8a se muestra una comparación de la mediana de R_c correspondiente al conjunto de 14 eventos principales, denominado EP14, y al conjunto de 14 secuencias sísmicas, denominado SS14. Puede apreciarse que el efecto de las réplicas en las ordenadas de R_c sólo se refleja para valores de T mayores que, aproximadamente, 1.2s, siendo despreciable su efecto en la zona de periodo corto. Asimismo, en la figura 7.8b se muestra una comparación similar considerando el conjunto SS8. Los resultados indican que las ordenadas de R_c correspondiente a SS8 son menores

a los valores de R_c correspondiente a EP14, principalmente para una zona espectral $T < 2.1s$, por lo que el efecto de las réplicas intensas no puede despreciarse.

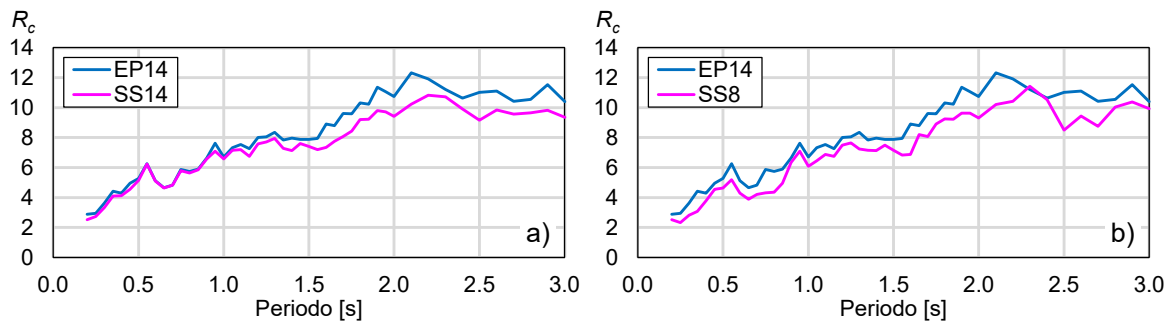


Figura 7.8. Comparación de la mediana de R_c correspondiente al conjunto EP14 y: a) conjunto SS14, y b) Conjunto SS8.

Con la intención de extender el estudio sobre el efecto de las réplicas intensas, se ensambló un nuevo conjunto de 64 secuencias sísmicas, que incluye las 8 secuencias sísmicas reales y 56 secuencias sísmicas artificiales generadas a partir del conjunto SS8. Las secuencias sísmicas artificiales se generaron por el método aleatorio (Ruiz-García, 2012) que consiste en generar una secuencia sísmica artificial considerando el EP de una secuencia sísmica y cada una de las 7 réplicas de las secuencias sísmicas restantes (8 eventos principales x 7 réplicas = 56 secuencias sísmicas artificiales). A este conjunto se le denominó como SS64.

A continuación, en la figura 7.9a se presenta una comparación de la mediana de R_c calculada con el conjunto EP14 y el conjunto SS64, donde puede apreciarse la disminución en las ordenadas de R_c debido a la acción de réplicas intensas en toda la zona espectral considerada en este estudio. Asimismo, en la figura 7.9b se presenta una comparación similar correspondiente a los conjuntos SS8 y SS64. A partir de la figura, puede observarse que las ordenadas de R_c obtenidas a partir del conjunto SS64 son aún menores que las ordenadas de R_c calculados a partir del conjunto SS8, lo cual indica que el conjunto de secuencias sísmicas reales y artificiales permite evidenciar una tendencia estadísticamente más significativa que la obtenida con el conjunto de secuencias sísmicas originales. Por ello, la discusión de resultados posteriores sólo considera el conjunto SS64.

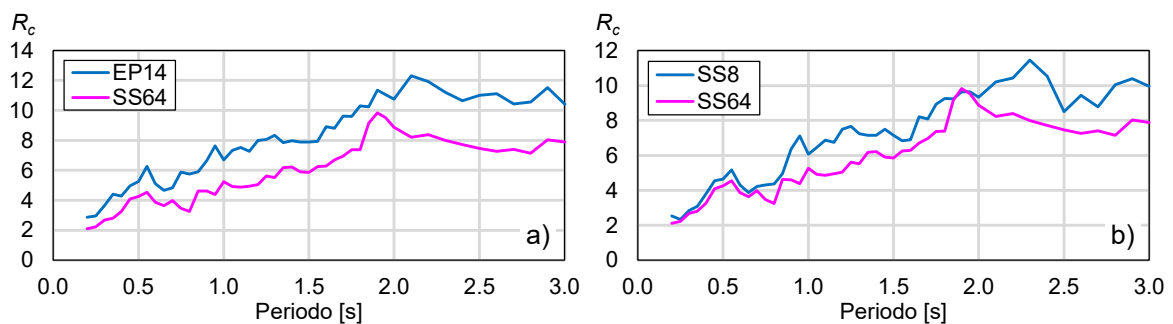


Figura 7.9. Comparación de la mediana de R_c : a) evento principal y secuencias sísmicas artificiales y b) secuencias sísmicas reales y secuencias sísmicas artificiales.

7.5 Resultados estadísticos de R_c

7.5.1 Influencia de μ_c en R_c

En las figuras 7.10a y 7.10b se muestra la influencia de μ_c del S1GL, considerando un valor constante de $\alpha_s=3\%$ y $\alpha_c=-10\%$, en la mediana de R_c correspondientes a los conjuntos EP14 y SS64, respectivamente. En ambos casos, se puede observar que la capacidad de deformación de una estructura es benéfica en incrementar las ordenadas de R_c . Una comparación similar para un sistema con $\alpha_c=-50\%$ se muestra en las figuras 7.11a y 7.11b. Por ejemplo, para un sistema con ductilidad alta ($\mu_c=4.0$) los valores de R_c son 1.3 veces mayor en toda la zona espectral con respecto a un sistema con ductilidad baja ($\mu_c=1.5$) para el conjunto de EP14 y el doble para el conjunto de SS64. Es decir, una estructura con capacidad de deformación alta ($\mu_c=4.0$) requiere una menor capacidad de resistencia en comparación con una estructura con capacidad de deformación baja ($\mu_c=1.5$) aún para valores altos de la pendiente negativa (por ejemplo, $\alpha_c=-50\%$).

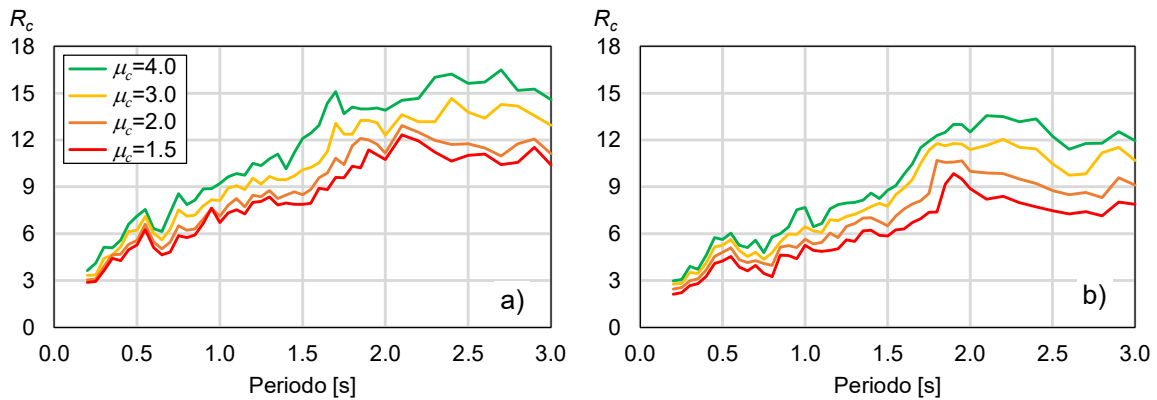


Figura 7.10. Influencia de μ_c en el espectro de R_c para un valor de $\alpha_c=-0.10$: a) EP14 y b) SS64.

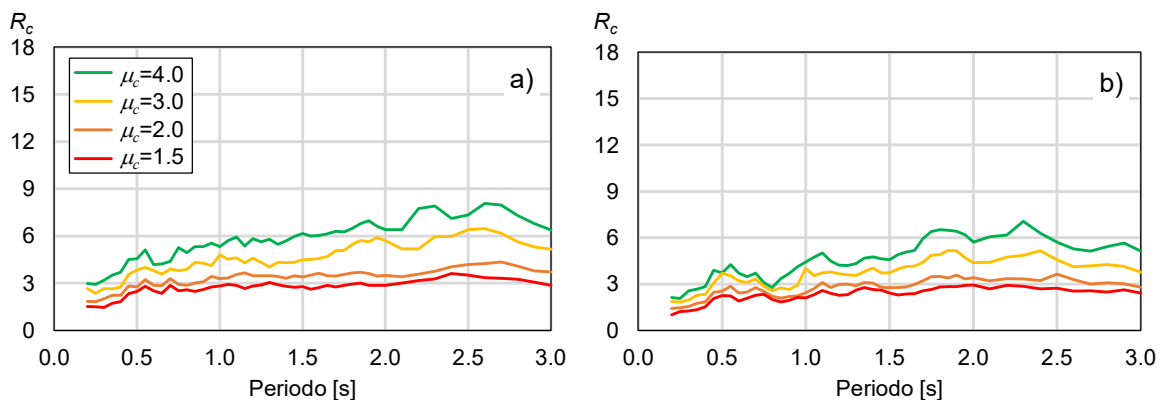


Figura 7.11. Influencia de μ_c en el espectro de R_c para un valor de $\alpha_c=-0.50$: a) EP14 y b) SS64.

7.5.2 Influencia de α_c en R_c

En las figuras 7.12a y 7.12b se muestra la influencia de α_c en R_c tanto para el conjunto EP14 como el conjunto de SS64, respectivamente, para un S1GL con $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=3\%$, y cinco valores de α_c ($\alpha_c=-10\%$, -20% , -30% , -40% y 50%). Una comparación similar considerando $\mu_c=4.0$ se presenta en las figuras 7.13a y 7.13b. A partir de las figuras, se puede observar que α_c tiene una influencia significativa en las ordenadas espectrales de R_c , dado que, para ambos valores de μ_c , R_c disminuye conforme se incrementa α_c . Sin embargo, la tasa de decremento no es constante y tiende a saturarse conforme se incrementa α_c . No obstante, los resultados obtenidos también muestran el efecto benéfico de μ_c , dado que los sistemas con $\mu_c=1.5$ conducen a valores menores de R_c que los correspondientes a $\mu_c=4.0$ para el mismo nivel de α_c .

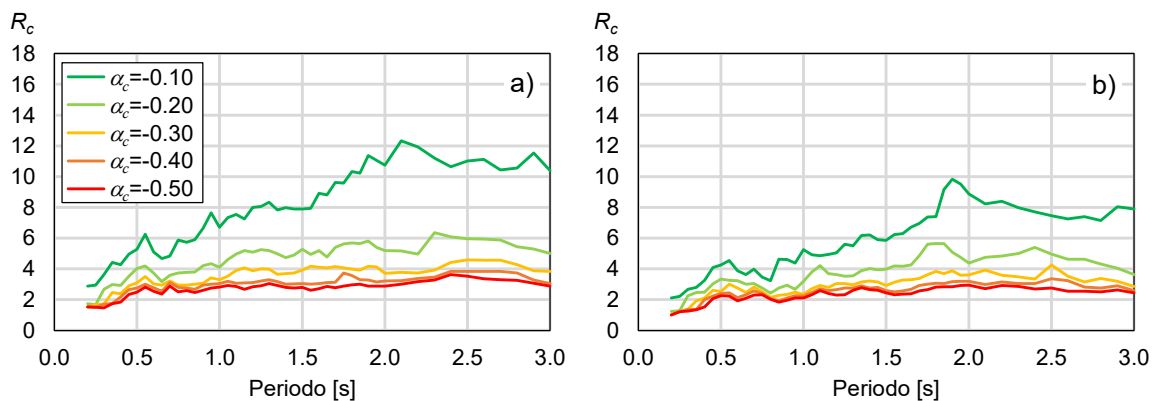


Figura 7.12. Influencia de α_c en el espectro de R_c para un valor de $\mu_c=1.5$: a) EP14 y b) SS64.

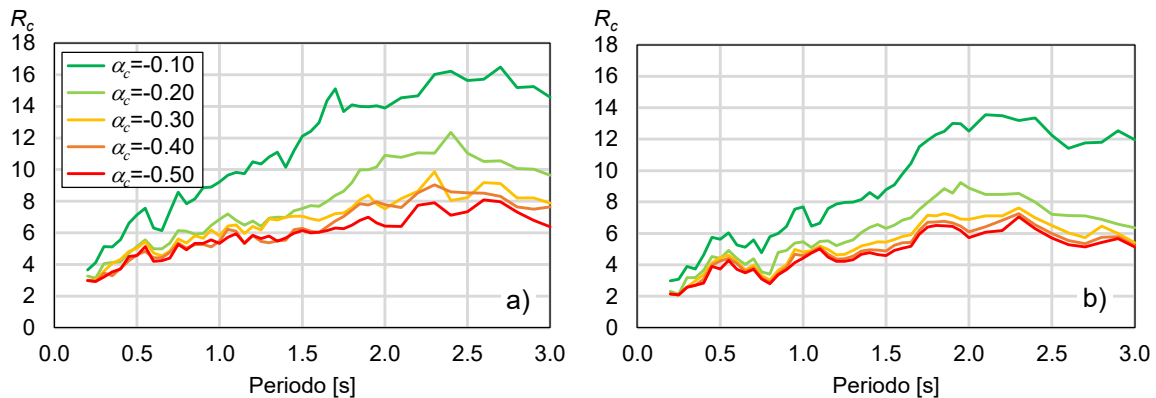


Figura 7.13. Influencia de α_c en el espectro de R_c para un valor de $\mu_c=4.0$: a) EP14 y b) SS64.

7.6 Predicción R_c

Para la estimación de R_c se realizó un estudio paramétrico considerando cuatro niveles de μ_c ($\mu_c=1.5, 2.0, 3.0$ y 4.0), una tasa de endurecimiento por deformación constante, $\alpha_s=3\%$, cinco valores de α_c ($\alpha_c=-10\%, 20\%, 30\%, 40\%$ y 50%) y 47 periodos natura de vibrar, T ($T=0.2$ a $3.0s$, con incrementos a cada $0.05s$). Una vez obtenidos los valores empíricos de R_c correspondientes a los dos conjuntos EP14 y SS64 se exploraron diferentes relaciones funcionales y, finalmente, se utilizó la relación funcional propuesta por Ruiz-García y Domínguez-Solórzano (2021) basada en la relación funcional propuesta en Terán y Arroyo (2006) dado que es la que cuenta con el mejor valor del coeficiente de determinación R^2 . A continuación, se describen las relaciones funcionales utilizadas para predecir R_c ante las secuencias sísmicas evento principal-réplica.

Ecuación para estimar R_c para el evento principal:

$$R_c = \frac{\theta_1 T^{\theta_2}}{\theta_3 + |T - a_1|} + \theta_4 \quad (7.2)$$

Ecuación para estimar R_c para la secuencia sísmica evento principal-réplica:

$$R_c = \frac{\theta_1 T^{\theta_2}}{\theta_3 + |T - a_2|} + \theta_4 \quad (7.3)$$

donde R_c es la resistencia lateral mínima para prevenir el colapso, T es el periodo natural de vibrar, θ_1 a θ_4 son los coeficientes correspondientes de la regresión no lineal, a_1 y a_2 corresponden a un valor constante donde $a_1=1.5$ para eventos intraplaca de profundidad intermedia y $a_2=1.9$ para la secuencia sísmica evento principal-réplica.

A continuación, en la figura 7.14 se muestra el ajuste de la ecuación (7.2) en la estimación de R_c para un S1GL con parámetros $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=0.03$ y $\alpha_c=-0.10$. Es decir, se muestran los valores empíricos de R_c , el ajuste de la ecuación (7.2), el intervalo de confianza del 95% correspondientes al conjunto EP14 y en la figura 7.14b se muestra la predicción para cada valor de α_c . Asimismo, en la figura 7.15a se muestra el ajuste de ecuación (7.3) en la estimación de R_c correspondiente al conjunto SS64 y en la figura 7.15b la predicción de R_c para cada valor de α_c considerado en este estudio.

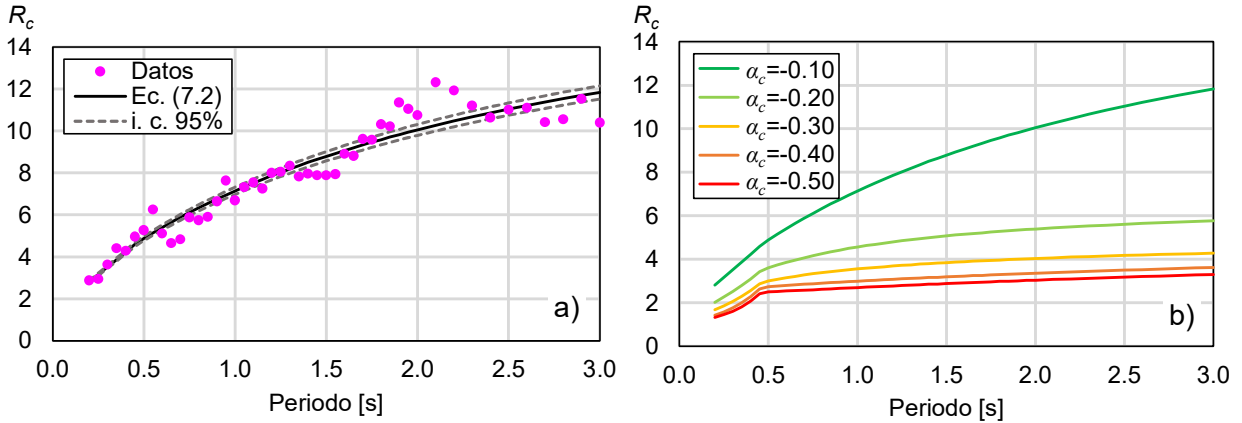


Figura 7.14. Estimación de R_c para el evento principal: a) ajuste ecuación (7.2) y b) predicción de R_c .

El procedimiento que se muestra en las figuras 7.14 y 7.15 se realiza para cada una de las combinaciones consideradas para el S1GL en la obtención de los valores de R_c tanto para los eventos interplaca e intraplaca como para la secuencia sísmica evento principal-réplica (SS64). Por lo tanto, en las tablas 7.1, 7.2 y 7.3 se presentan los valores de los coeficientes correspondientes a la ecuación (7.2), ecuación (7.3) y ecuación (7.4) respectivamente en función de la capacidad de deformación μ_c y la pendiente negativa α_c . Asimismo, en las figuras 7.16 y 7.17 se muestra un ejemplo de la influencia de la capacidad de deformación y la pendiente negativa en dos de los coeficientes θ_2 y θ_4 que forman parte de la ecuación (7.2) y ecuación (7.3)

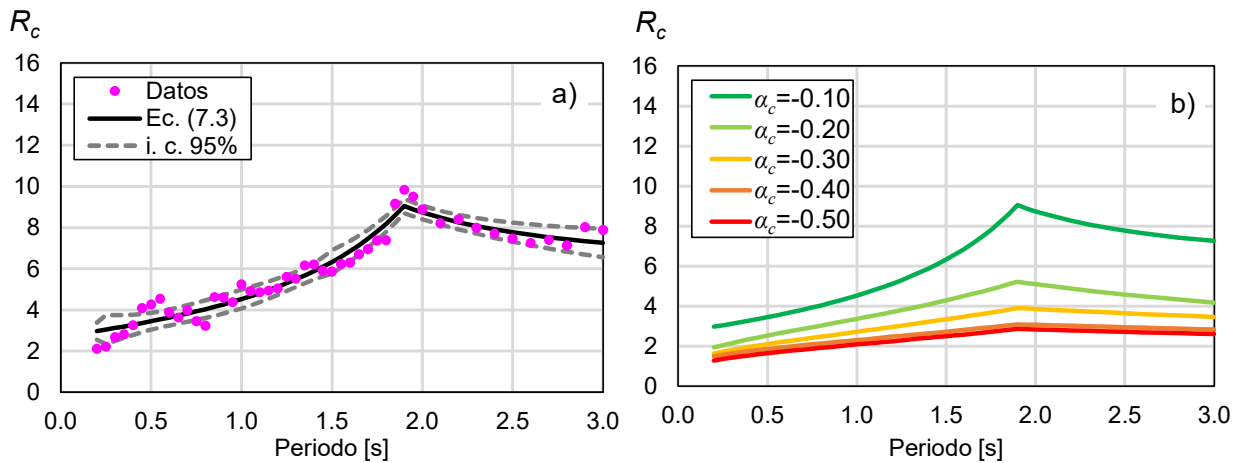


Figura 7.15. Estimación de R_c para la secuencia sísmica evento principal-réplica: a) ajuste ecuación (7.3) y b) predicción de R_c .

Tabla 7.1. Coeficientes para emplearse en la ecuación (7.2).

Parámetros del SIGL		Coeficientes				R^2
μ_c	α_c	θ_1	θ_2	θ_3	θ_4	
1.5	-0.10	23.91	25.83	32.45	36.89	0.92
	-0.20	5.68	6.48	16.28	20.09	0.88
	-0.30	3.05	3.67	9.35	11.79	0.88
	-0.40	1.78	2.28	4.97	6.56	0.87
	-0.50	1.48	1.94	3.91	5.13	0.86
2.0	-0.10	0.90	0.90	0.90	0.90	0.92
	-0.20	0.99	0.99	0.99	0.99	0.90
	-0.30	1.10	1.10	1.10	1.10	0.86
	-0.40	1.30	1.30	1.30	1.30	0.87
	-0.50	1.35	1.35	1.35	1.35	0.89
3.0	-0.10	3.59	3.59	4.02	4.02	0.95
	-0.20	1.15	1.15	3.39	3.39	0.91
	-0.30	0.73	0.73	2.23	2.23	0.86
	-0.40	0.40	0.40	1.08	1.08	0.87
	-0.50	0.36	0.36	0.78	0.78	0.86
4.0	-0.10	1.35	1.40	1.45	1.55	0.95
	-0.20	1.20	1.25	1.30	1.40	0.90
	-0.30	1.15	1.20	1.25	1.35	0.92
	-0.40	1.10	1.15	1.20	1.30	0.90
	-0.50	1.05	1.10	1.15	1.25	0.90

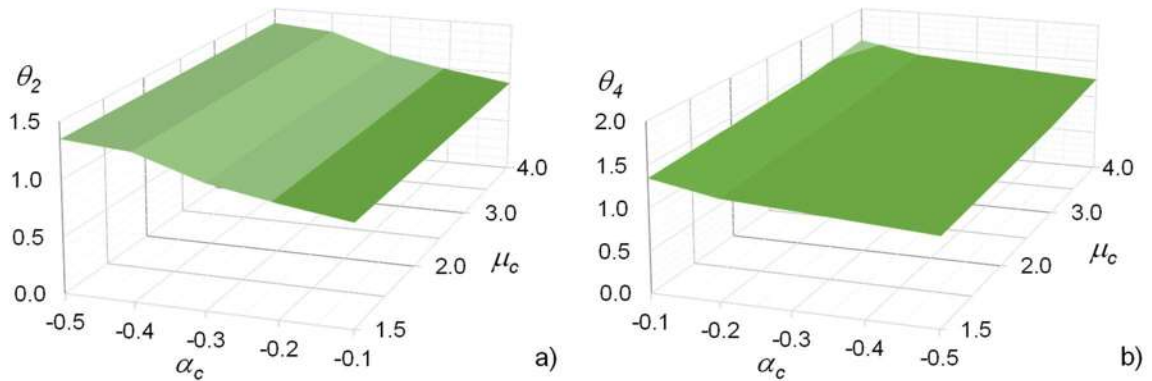


Figura 7.16. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes de la ecuación (7.2): a) θ_2 y b) θ_4 .

Tabla 7.2. Coeficientes para emplearse en la ecuación (7.3).

Parámetros del S1GL		Coeficientes				R^2
μ_c	α_c	θ_1	θ_2	θ_3	θ_4	
1.5	-0.10	3.52	0.91	0.99	2.67	0.94
	-0.20	10.20	0.27	2.50	0.37	0.84
	-0.30	10.50	0.29	2.60	0.39	0.80
	-0.40	10.70	0.25	4.60	0.36	0.80
	-0.50	10.70	0.25	4.65	0.16	0.79
2.0	-0.10	4.66	0.89	1.08	2.85	0.96
	-0.20	6.10	0.39	1.71	1.27	0.86
	-0.30	9.25	0.26	2.79	0.58	0.84
	-0.40	12.10	0.22	4.10	0.40	0.82
	-0.50	12.20	0.19	4.30	0.30	0.79
3.0	-0.10	6.46	0.93	1.30	3.03	0.97
	-0.20	7.21	0.44	1.72	1.60	0.89
	-0.30	8.98	0.30	2.17	0.91	0.87
	-0.40	8.98	0.30	2.17	0.91	0.86
	-0.50	8.36	0.29	2.55	0.95	0.83
4.0	-0.10	7.67	0.93	1.45	3.37	0.97
	-0.20	6.11	0.51	1.21	2.07	0.94
	-0.30	7.17	0.46	1.72	1.74	0.89
	-0.40	6.71	0.45	1.78	1.73	0.87
	-0.50	5.94	0.48	1.75	1.80	0.87

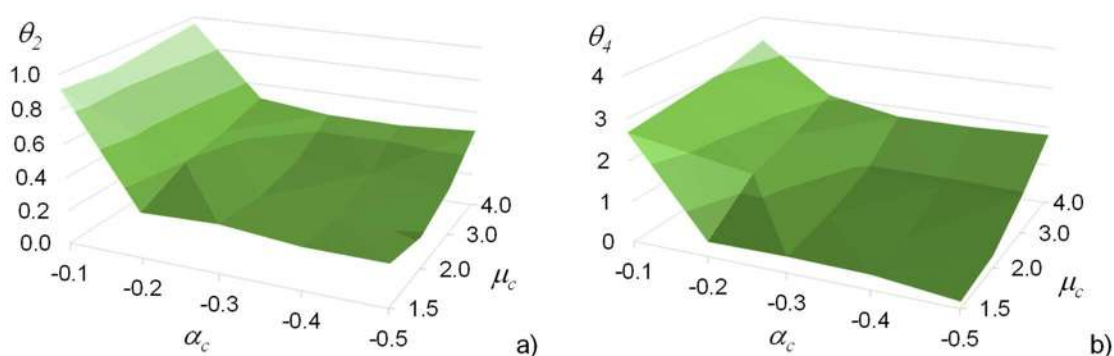


Figura 7.17. Influencia de μ_c y α_c en los coeficientes de la ecuación (7.3): a) θ_2 y b) θ_4 .

Como se puede apreciar en las figuras 7.16 y 7.17 existe una influencia de la capacidad de deformación y la pendiente negativa en la estimación de los coeficientes de la ecuación (7.2) y ecuación (7.3). Por lo tanto, con la finalidad de tener una función continua para estimar R_c se propone el uso de polinomios de tercer orden que relacionan los valores de μ_c y α_c para la estimación de θ_1 , θ_2 , θ_3 y θ_4 . En la ecuación (7.4) se describe la forma general del polinomio

empleado para la estimación de los coeficientes tanto para el evento principal como para la secuencia sísmica evento principal-réplica.

$$\theta_{1a4} = A + B\mu_c + C\alpha_c + D\mu_c\alpha_c + E\alpha_c^2 + F\mu_c\alpha_c^2 + G\alpha_c^3 \quad (7.4)$$

donde μ_c es la capacidad de deformación, α_c es la pendiente negativa, A, B, C, D, E, F y G son los coeficientes correspondientes de la regresión no lineal.

En las tablas 7.3 y 7.4 se muestran el resumen de los coeficientes de la ecuación (7.4) para cada uno de los coeficientes de la ecuación (7.2) y ecuación (7.3) respectivamente junto con el coeficiente de determinación R^2 como un indicador de la bondad de ajuste en la predicción en la estimación de cada uno de los coeficientes.

Tabla 7.3. Coeficientes para usar en la ecuación (7.4) correspondientes a la ecuación (7.2).

θ	Coeficientes							R^2
	A	B	C	D	E	F	G	
1	45.11	6.36	407.50	3.00	1059.00	-15.00	848.70	0.99
2	1.01	0.00	2.18	0.00	12.82	0.00	14.17	0.99
3	6.53	-0.28	43.92	-7.83	70.53	-14.31	14.58	0.94
4	1.51	0.08	3.52	0.00	8.93	0.00	8.33	0.99

Tabla 7.4. Coeficientes para usar en la ecuación (7.4) correspondientes a la ecuación (7.3).

θ	Coeficientes							R^2
	A	B	C	D	E	F	G	
1	-6.06	3.70	-87.60	26.50	-62.15	29.82	59.37	0.85
2	2.00	0.00	15.45	-0.42	40.81	-0.44	35.42	0.97
3	-1.23	0.89	-17.74	7.76	22.99	6.88	53.96	0.96
4	5.99	0.13	50.06	-2.23	123.70	-2.46	101.90	0.98

Como ejemplo en las figuras 7.18 y 7.19 se muestra la aproximación de la estimación del coeficiente θ_2 correspondiente a la ecuación (7.2) y la ecuación (7.3) respectivamente utilizando el polinomio de la ecuación (7.4) en función de la capacidad de deformación y la pendiente negativa.

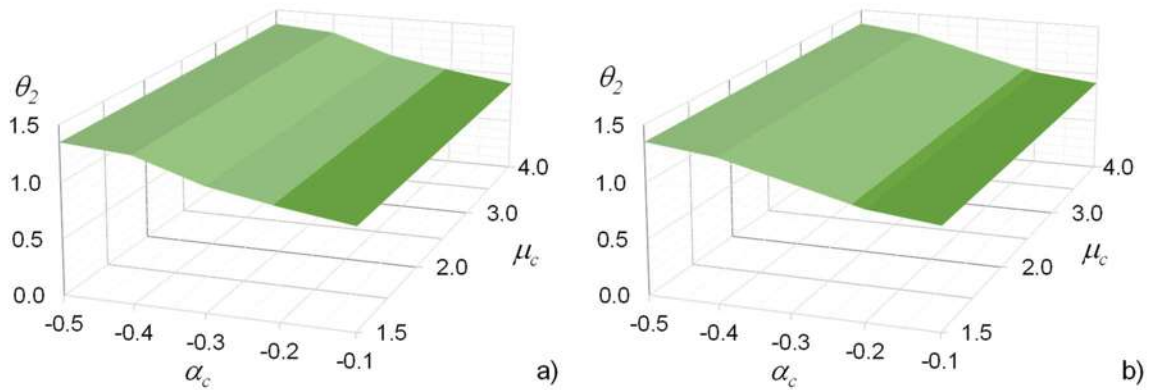


Figura 7.18. Estimación de los coeficientes de la ecuación (7.2): a) valores empíricos de θ_2 y b) estimación de θ_2 a partir de la ecuación (7.4).

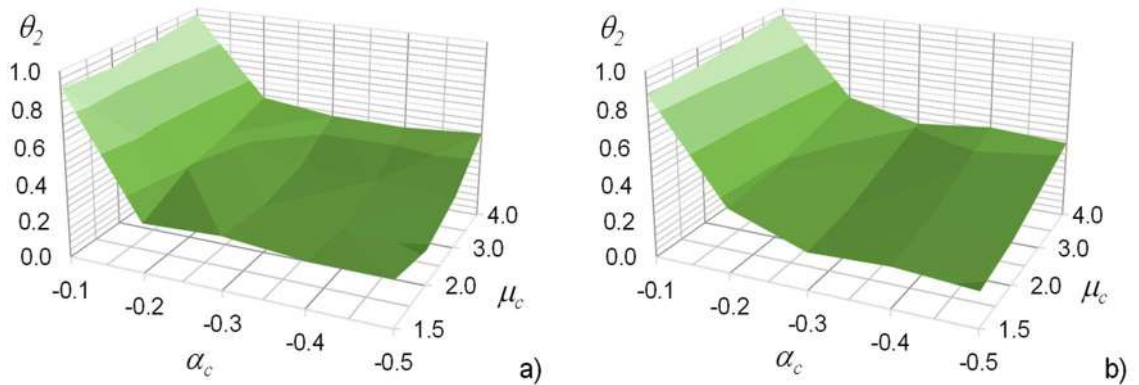


Figura 7.19. Estimación de los coeficientes de la ecuación (7.3): a) valores empíricos de θ_2 y b) estimación de θ_2 a partir de la ecuación (7.4).

Finalmente, en la figura 7.20 se muestra la aproximación de la estimación de los coeficientes a partir de la ecuación (7.4) implementada en la ecuación (7.2) y ecuación (7.3) que corresponden a la estimación de R_c del evento principal y la secuencias sísmica evento principal-réplica respectivamente. Los resultados de la figura corresponden a un S1GL con $\mu_c=1.5$, $\alpha_s=3\%$ y $\alpha_c=-10\%$, los resultados de la figura 7.20a muestran una aproximación adecuada de la función continua para el catálogo EP24. Sin embargo, en el caso de la figura 7.20b si bien el coeficiente de determinación R^2 es aproximadamente igual al utilizar la ecuación (7.4) en la ecuación (7.3) existe una diferencia del 10% en los valores de R_c en la zona espectral de periodo largo (es decir, para valores de $T>1.0s$) en comparación al utilizar solo la ecuación (7.3) en la estimación de R_c para secuencias sísmicas evento principal-réplica.

De acuerdo con los resultados mostrados en la figura 7.20a correspondientes a la estimación de R_c para el evento principal, en las figuras 7.21 y 7.22 se muestra un resumen graficando la superficie de R_c en función del periodo natural de vibrar, T , la pendiente negativa y dos valores constante de la capacidad de deformación μ_c ($\mu_c=1.5$ y 4.0). Donde se puede observar claramente la influencia significativa que tiene la pendiente negativa tanto en sistemas con baja ductilidad ($\mu_c=1.5$) y sistemas con alta ductilidad ($\mu_c=4.0$)

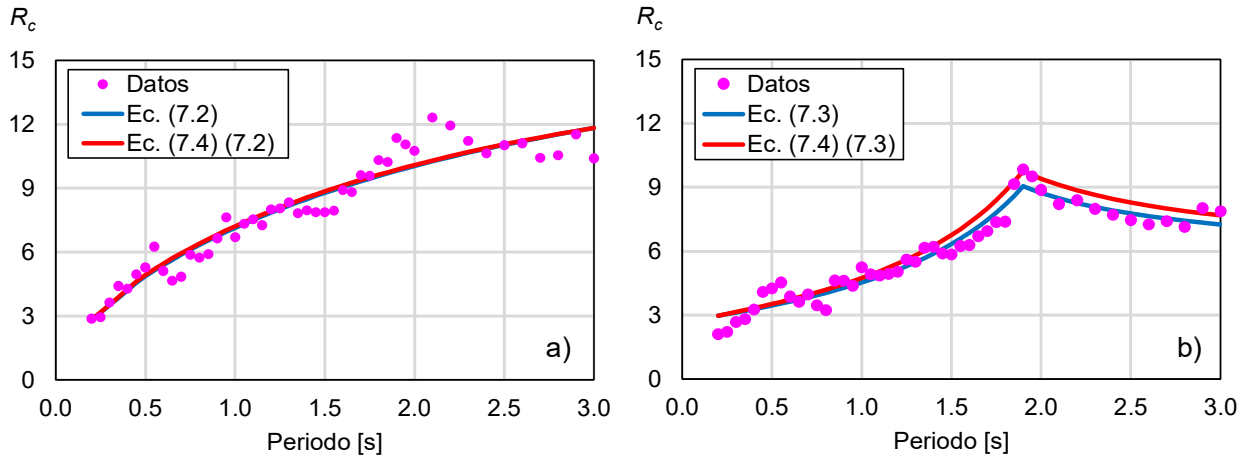


Figura 7.20. Estimación de R_c en función de la ecuación (7.2), ecuación (7.3) y ecuación (7.4): a) EP14 y b) SS64.

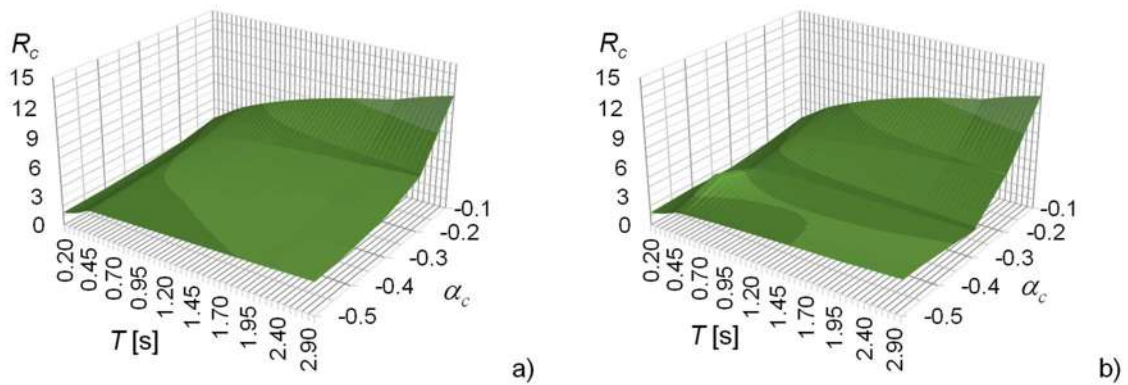


Figura 7.21. Estimación de R_c para el evento principal con $\mu_c=1.5$: a) ecuación (7.2) y b) ecuación (7.4) en ecuación (7.2).

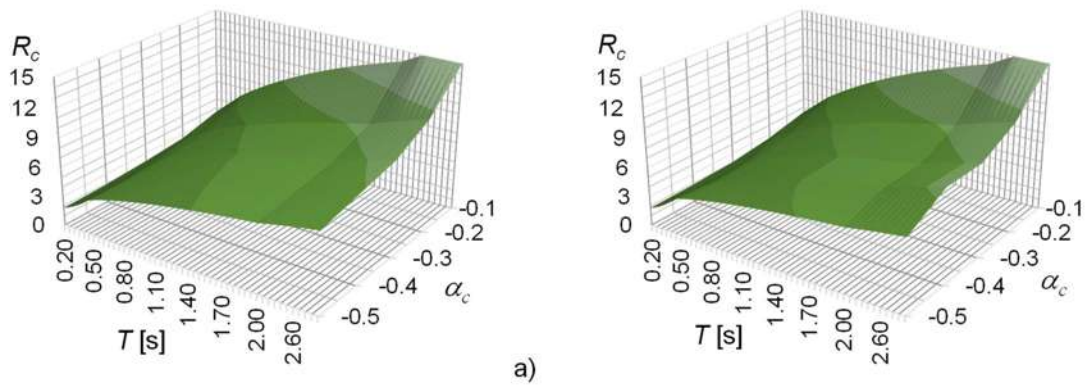


Figura 7.22. Estimación de R_c para el evento principal con $\mu_c=4.0$: a) ecuación (7.2) y b) ecuación (7.4) en ecuación (7.2).

Asimismo, en las figuras 7.23 y 7.24 se muestra la superficie de R_c para secuencias sísmicas evento principal-replica (SS64) a partir de la ecuación (7.3) y la ecuación (7.4) en ecuación (7.3) respectivamente en función del periodo natural de vibrar, pendiente negativa y dos valores de ductilidad ($\mu_c=1.5$ y 4.0). Como se puede observar de igual manera que en las figuras 7.21 y 7.22 la pendiente negativa disminuye significativamente los valores de R_c principalmente para valores de $\alpha_c < -30\%$ en toda la zona espectral. Sin embargo, sistema con capacidad de deformación alta ($\mu_c = 4.0$) aumentan los valores de R_c aun para pendiente negativas altas ($\alpha_c = -50\%$) garantizando que la estructura sea menos propensa a sufrir de inestabilidad dinámica en comparación con una estructura con capacidad de deformación baja ($\mu_c = 1.5$).

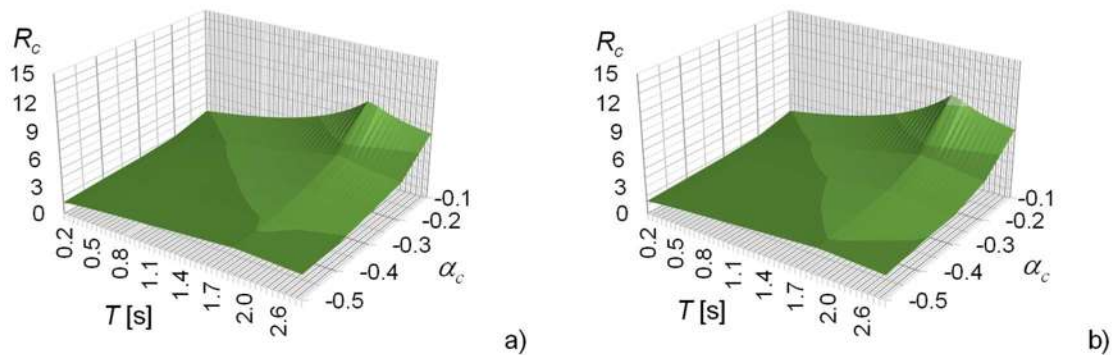


Figura 7.23. Estimación de R_c para secuencias sísmicas con $\mu_c=1.5$: a) ecuación (7.3) y b) ecuación (7.4) en ecuación (7.3).

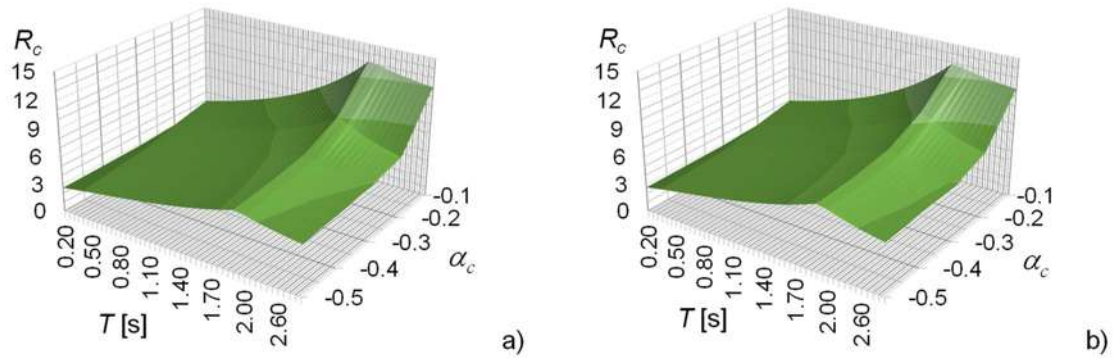


Figura 7.24. Estimación de R_c para secuencias sísmicas con $\mu_c=4.0$: a) ecuación (7.3) y b) ecuación (7.4) en ecuación (7.3).

7.7 Resumen

En este capítulo se estudió la influencia de las réplicas intensas en las ordenadas espectrales de R_c a partir de un análisis estadístico en S1GL con comportamiento degradante. Asimismo, se realizó un estudio paramétrico en la respuesta dinámica del S1GL ante el evento principal y secuencias sísmicas evento principal-réplica, donde se observó lo siguiente:

- 1) Las ordenadas espectrales de R_c tienden a disminuir ante réplicas intensas, es decir, cuando la relación $AMT_{R/EP} > 0.8$ las ordenadas de R_c decrecen ante una secuencia sísmica evento principal-réplica en comparación con el R_c del evento principal. En consecuencia, una estructura deberá contar con un C_y en comparación con el C_y cuando solo se considera el evento principal para no ser susceptible a presentar inestabilidad dinámica ante una futura réplica intensa.
- 2) Se identificó que la capacidad de ductilidad es benéfica en las ordenadas espectrales de R_c ; es decir, R_c aumenta en relación con μ_c . Por lo tanto, estructuras con valores de $\mu_c > 3.0$ son menos propensas a experimentar inestabilidad dinámica ante una futura réplica intensa.
- 3) Se observó que α_c tiene una influencia significativa en las ordenadas de R_c . En particular, las ordenadas de R_c disminuyen significativamente tanto para el evento principal como para la secuencia sísmica para valores de $\alpha_c < -30\%$. Es decir, estructuras con valores de $\alpha_c > -30\%$ son susceptibles a presentar inestabilidad dinámica en comparación de estructuras que exhiben una pendiente negativa suave.
- 4) Las ecuaciones propuestas para estimar R_c para eventos principales y secuencias sísmicas evento principal-réplica es adecuada para cada una de las combinaciones de los parámetros en la envolvente trilineal de S1GL con valores de $R^2 > 80\%$. Asimismo, la función continua en relación con μ_c y α_c es adecuada para calcular la mediana de R_c para el evento principal. Sin embargo, las ordenadas de R_c tienden a sobreestimarse

ligeramente en la estimación de la mediana de R_c para secuencias sísmicas, principalmente en la zona espectral de periodo largo, es decir, $T > 1.5s$.

Aplicación del método propuesto

8.1 Introducción

En este trabajo de tesis se propuso un método para evaluar la resiliencia sísmica de edificios con planta baja débil. Para tal fin, se desarrollaron investigaciones para desarrollar ecuaciones predictivas de la demanda máxima de desplazamiento espectral, S_d , del cociente de desplazamiento inelástico, C_R , y del periodo medio, T_m , para sitios rocosos debido a temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Asimismo, se investigó la resistencia lateral relativa mínima para evitar inestabilidad dinámica, asociada al colapso, en estructuras con comportamiento degradante tanto ante eventos principales, como ante secuencias sísmicas evento principal-réplica.

De esta manera, el objetivo de este capítulo consiste en ilustrar la aplicación del método propuesto para determinar la resiliencia sísmica de un edificio habitacional de tres niveles que cuenta con una configuración de planta baja débil, así como de un edificio escolar tipo UC de tres niveles. Cabe notar que ambos edificios son representativos de edificios existentes que fueron diseñados con en la época de los 90's y se encuentran ubicados en zonas de alto peligro sísmico.

8.2 Casos de estudio

8.2.1 Edificio habitacional

8.2.1.1 Descripción, análisis y diseño

Con la finalidad de aplicar el método propuesto, en este trabajo de investigación se diseñó un edificio de concreto reforzado de tres niveles, el cual fuera representativo de edificios existentes diseñados en la década de los 90's en la costa del Pacífico mexicano. Para ello, se supuso que el edificio se encuentra ubicado en un sitio rocoso de Puerto Vallarta, Jalisco. En la figura 8.1 se muestra la distribución en planta y la elevación de un marco exterior. El sistema estructural es a base de marcos de concreto reforzado; sin embargo, cuenta con muros de mampostería en los pisos superiores a la planta baja, como es típico en este tipo de edificaciones.

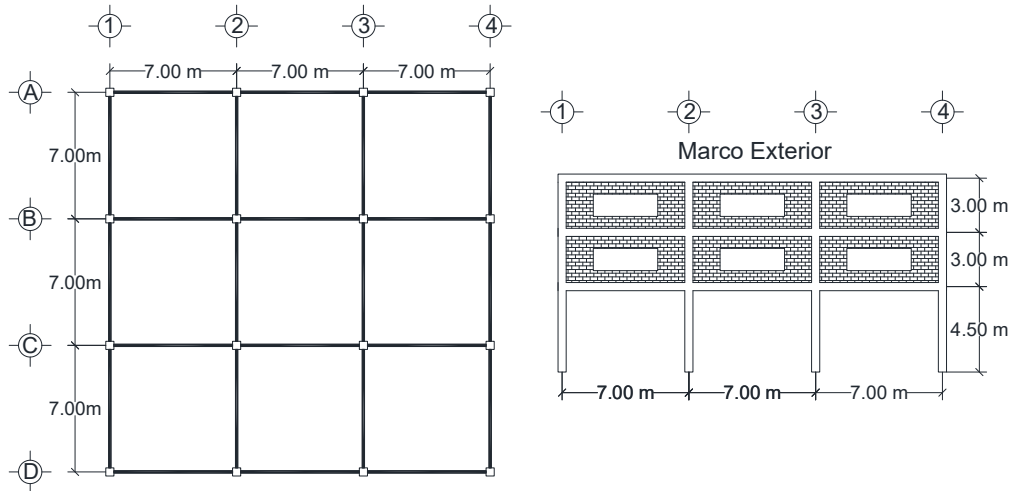


Figura 8.1. Distribución en planta y elevación del edificio de 3 niveles considerado en este estudio.

Para fines de análisis sísmico, se emplearon los lineamientos descritos en la edición 1993 del Capítulo de Diseño por Sismo del Manual de Obras Civiles de la Comisión Federal de Electricidad, MOC-CFE (1993). En la figura 8.2 se muestra el espectro elástico y de diseño considerando: 1) estructura Tipo 1; 2) Grupo B; 3) tipo de suelo 1; 4) zona sísmica D; 5) factor de comportamiento sísmico, $Q=4.0$; y 6) un factor reductor por ductilidad, $Q'=Q$, si $T>T_a$. De acuerdo con los criterios de regularidad de la sección 3.4.3 del MOC-CFE (1993) la estructura se clasifica como regular, por lo tanto, el valor de $Q'=Q$.

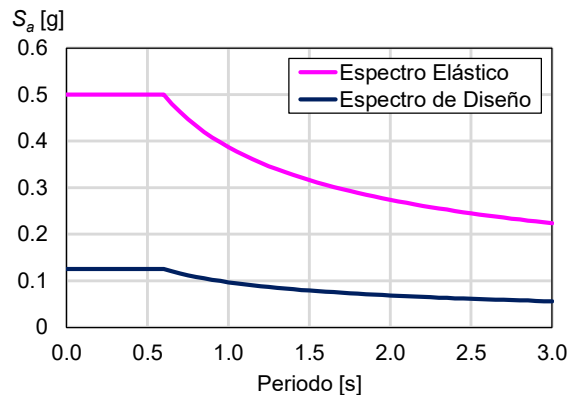
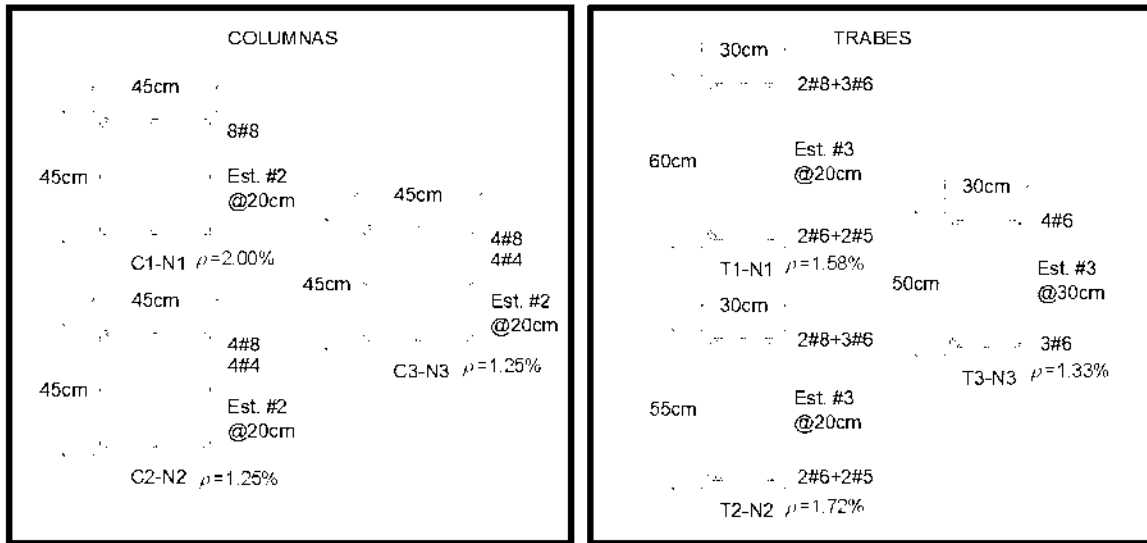


Figura 8.2. Espectro elástico y de diseño considerados para el análisis sísmico del edificio 3NPV empleando los criterios establecidos en el MOC-CFE (1993).

Es importante mencionar que durante el diseño de la estructura no se consideró la contribución de la rigidez de los muros de mampostería, la cual es una práctica común por los ingenieros civiles de la época. Finalmente, para el cálculo de la cuantía de acero para las columnas y vigas del edificio se utilizan las Normas Técnicas Complementarias de Diseño y Construcción de Estructuras de Concreto Distrito Federal (1987). En la figura 8.3 se muestran las secciones transversales, distribución del acero de refuerzo longitudinal y transversal, de las columnas y trabes del edificio.



(a) (b)
 Figura 8.3. Secciones transversales y detallado del acero de refuerzo longitudinal y transversal del edificio de 3 niveles considerado en este estudio: a) columnas, y b) trabes.

8.2.1.2 Modelado

Con la finalidad de evaluar la respuesta sísmica del edificio en estudio mediante análisis estático no lineal y análisis dinámicos no lineales, se desarrolló un modelo bidimensional empleando la plataforma computacional *OpenSees* (2023). Dada la simetría en planta, se consideró un marco exterior y un marco interior, por lo que sólo se consideró la mitad del peso total del edificio. Para fines de modelado, el marco externo y el marco interno se unieron con una trabe de liga articuladas en los extremos y con área e inercia muy grande comparada con la del resto de las secciones, con la finalidad de que los desplazamientos laterales fueran iguales en cada marco. Las columnas se supusieron empotradas en la base.

Para el modelado de los elementos estructurales se empleó el criterio de plasticidad concentrada. En particular, los elementos lineales (vigas y columnas) se modelaron mediante una viga equivalente que consiste de una viga con comportamiento elástico lineal con dos resortes rotacionales en los extremos, donde se concentra la no linealidad del elemento. Los resortes rotacionales se modelaron con el elemento *zerolength*, incluido en la biblioteca de *OpenSees* (2023). Cabe notar que a los elementos *zerolength* se les asignó un comportamiento histerético utilizando el modelo modificado de Ibarra-Medina-Krawinkler (Ibarra y otros, 2005), denominado modelo *IMK*, incluido en la biblioteca de *OpenSees*. Los parámetros necesarios para definir la envolvente trilineal del modelo de *IMK* se obtuvieron mediante la calibración de resultados experimentales de vigas que exhibían una falla por flexión y columnas que exhibían una falla por flexión-cortante. Una descripción del proceso de calibración se puede consultar en López (2021).

Para incorporar los muros de mampostería en los modelos analíticos se optó por emplear el método de puntales de compresión (Noh y otros, 2017). El método consiste en modelar el muro de mampostería como un puntal con propiedades geométricas equivalentes. Los puntales fueron colocados como elementos tipo *Truss*. A los elementos *Truss* se les asignó un comportamiento histerético descrito por el modelo modificado de *IMK*, cuya envolvente se calibró con resultados experimentales de muros de mampostería ensayados ante cargas laterales cíclicas reversibles. El proceso de calibración se describe detalladamente en López (2021).

Para fines del análisis dinámico, se consideró un amortiguamiento de Rayleigh, suponiendo un 5% del amortiguamiento crítico en los primeros dos modos de vibración. Una descripción detallada de la estrategia computacional empleada para modelar el edificio 3NPV con la plataforma computacional *OpenSees* (2023) se puede consultar en el apéndice B. En lo subsecuente, se denominará al edificio en consideración como 3NPV.

8.2.2 Edificio escolar

8.2.2.1 Descripción, análisis y diseño

Para fines de esta investigación, se consideró un edificio escolar tipo UC, de acuerdo a la tipología utilizada por el Instituto de Infraestructura Física para la Educación del Estado de Michoacán (IIFEEM) para clasificar los edificios escolares a base de marcos de concreto reforzado ubicados en zonas urbanas. En la figura 8.4 se muestra la distribución en planta y elevación del edificio escolar de tres niveles. Se puede apreciar que configuración en planta es rectangular, con una crujía en el sentido corto con separación entre columnas de 8 metros mientras que en el sentido largo se consideraron 13 crujías con una separación a ejes de columnas de 3.24 metros. Se consideró que existían muros de relleno de mampostería confinada de altura parcial entre las columnas de concreto reforzado en el sentido longitudinal. La altura de entrepiso típica es de 3.35m. La ubicación del edificio escolar se consideró en la Lázaro Cárdenas, Michoacán.

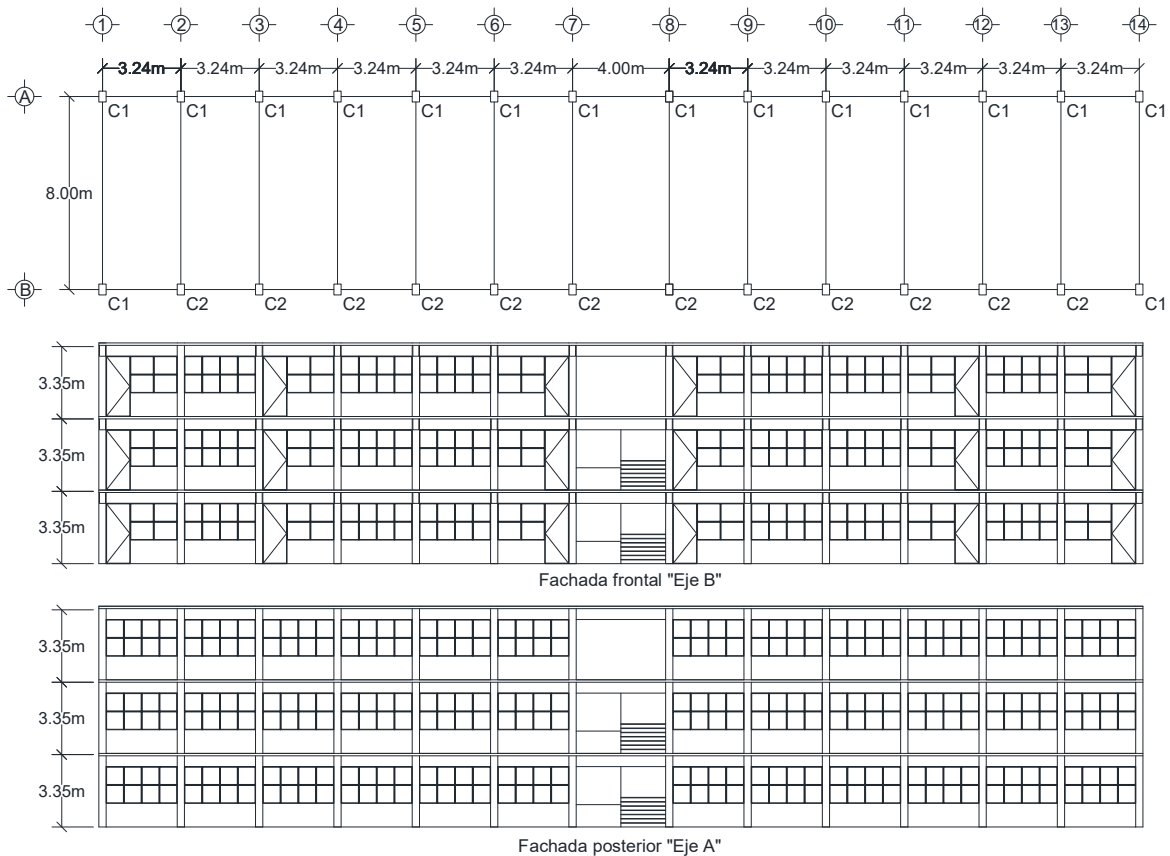


Figura 8.4. Distribución en planta y elevación del edificio escolar de tres niveles considerado en este estudio.

Dado que no se contaba con información detallada de las secciones, así como del refuerzo transversal y longitudinal, Olvera (2020) realizó su análisis sísmico conforme al Manual de Obras Civiles de la Comisión Federal de Electricidad en su capítulo Diseño por Sismo edición 1993, MOC-CFE (1993), así como el diseño de los elementos con las Normas Técnicas Complementarias de Diseño y Construcción de Estructuras de Concreto del Distrito Federal (1987). De esta manera, la intención consistió en contar con un edificio escolar representativo de la práctica en los 90's.

Para fines de análisis sísmico, el edificio escolar se clasificó como estructura tipo 1 y por ser una estructura esencial se clasifica en el grupo A. De acuerdo a la ubicación del edificio escolar le corresponde la zona sísmica D. Finalmente se considera que el edificio se desplanta sobre terreno firme (terreno tipo 1). Para obtener el espectro de diseño, a partir del espectro elástico, se utilizó un factor de comportamiento sísmico, Q , igual 2 y un factor de reducción $Q'=Q$. Sin embargo, la estructura no cumple con una de las condiciones de regularidad de la sección 3.4.3 del MOC-CFE, donde, la relación de largo (42.88 metros) a ancho (8.00 metros) de la base no debe ser mayor de 2.5 (es decir, $5.36 < 2.5$). Por lo tanto, Q' se debe afectar por un valor constante de 0.8 (es decir, $Q'=0.8Q'$). Bajo las consideraciones anteriores, en la figura 8.5 se muestra el espectro elástico y el espectro de diseño empleado para obtener los elementos mecánicos para el diseño de las columnas y trabes.

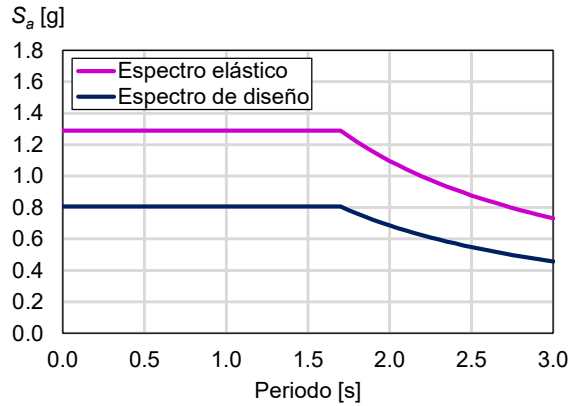


Figura 8.5. Espectro elástico y de diseño considerados para el análisis sísmico del edificio escolar de tres niveles empleando los criterios establecidos en el MOC-CFE (1993).

Con la finalidad de obtener un diseño representativo de edificios escolares típicos de la década de los 90's, no se consideró en el diseño la contribución de rigidez de los muros de mampostería, dado que era una práctica común por los ingenieros civiles de la época. Finalmente, para el cálculo del acero longitudinal y transversal para las columnas y trabes del edificio escolar se utilizó las Normas Técnicas Complementarias de Diseño y Construcción de Estructuras de Concreto del Distrito Federal (1987). En la figura 8.6 se muestran las secciones transversales de las columnas y en la figura 8.7 se muestran las secciones transversales de las trabes con la cuantía, distribución del acero transversal y longitudinal correspondientes al edificio escolar de tres niveles.

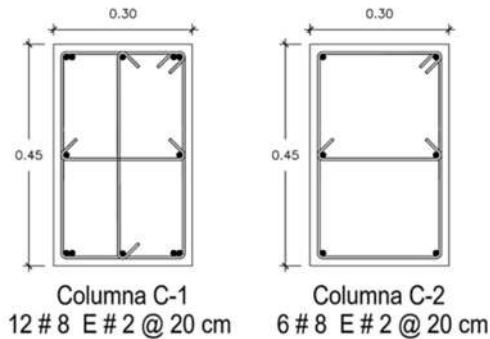


Figura 8.6. Secciones transversales y detallado del acero de refuerzo longitudinal y transversal de las columnas del edificio de 3 niveles (Tomado de: Olvera, 2020).

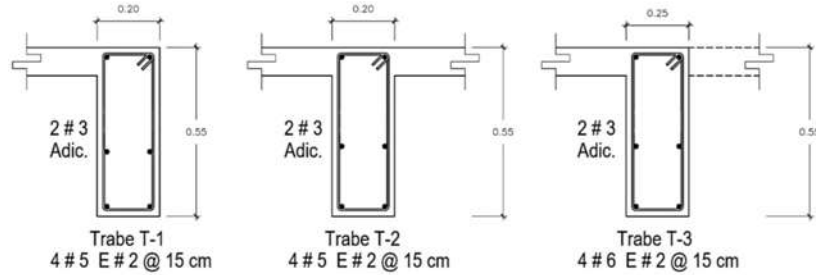


Figura 8.7. Secciones transversales y detallado del acero de refuerzo longitudinal y transversal de las traves del edificio de 3 niveles (Tomado de: Olvera, 2020).

8.2.2.2 Modelado

Para fines de modelado del edificio escolar, Olvera (2020) elaboró un modelo bidimensional utilizando la herramienta computacional *OpenSees* (2023). Para ello, se modeló el marco de la fachada principal y el marco de la fachada en paralelo, los cuales están unidos por barras con rigidez infinita ubicadas al nivel de la losa con la finalidad de garantizar que los desplazamientos sean iguales en ambos marcos. Las vigas y columnas se modelaron con el criterio de plasticidad concentrada. Para ello, se empleó una viga-columna equivalente que consiste de elemento lineal con resortes rotacionales de longitud cero en los extremos, donde se concentra la no linealidad del elemento. Para modelar el elemento elástico lineal se utilizó el elemento *elasticbeamcolumn*. Es importante mencionar que en la etapa de modelado se consideró la contribución de la rigidez de los muros de mampostería utilizando el método de puntales de compresión propuesto por Noh y colaboradores (2017). Es decir, el método consiste en modelar el muro de mampostería como un puntal con propiedades geométricas equivalentes, empleando el elemento *truss* en la biblioteca de *OpenSees* (2023). Para capturar el comportamiento no lineal de las columnas, vigas y muros mediante los resortes rotacionales se utilizó el modelo de Ibarra-Mediana-Krawinkler (2005). La calibración de las envolventes para los resortes se realizó a partir de pruebas experimentales para representar la falla a flexión en traves, la falla a flexión-cortante y falla a cortante en columnas esbeltas y cortas, respectivamente. Para representar el comportamiento no lineal de los muros de mamposterías se calibró la envolvente del modelo de Ibarra-Mediana-Krawinkler (2005) con el comportamiento histerético observado en muros de mampostería confinada. En la figura 8.8 se muestra un esquema de la estrategia de modelado. Una descripción detallada de la calibración de las envolventes del comportamiento histerético puede consultarse en López (2021) y Olvera (2020).

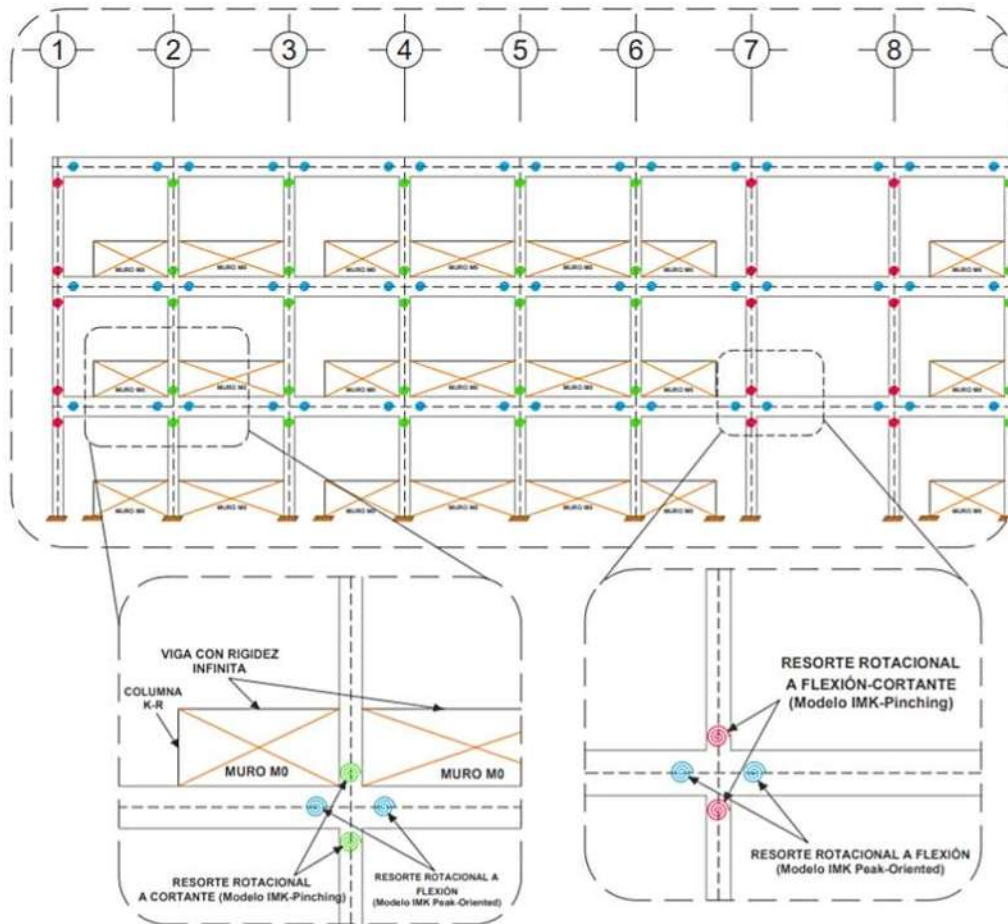


Figura 8.8. Técnica de modelado edificio escolar de 3 niveles (Adaptado de Olvera, 2020).

8.3 Estimación de la distorsión máxima de la columna corta, IDR_c

Para el caso del edificio escolar, debe notarse que la distorsión máxima del primer nivel, IDR_1 , no es igual a la distorsión máxima en la columna corta, IDR_c . Por ello, se propone una forma funcional lineal para estimar IDR_c en función de la IDR_1 . Para tal fin, se propone considerar la siguiente relación:

$$IDR_c = (h_1/h_c)IDR_1 \quad (8.1)$$

donde h_1 es la altura del entrepiso del primer nivel, h_c es la altura de la columna corta e IDR_1 es la distorsión máxima del primer nivel, calculada con la ecuación (2.12). Para validar la ecuación (8.1), se obtuvieron las demandas tanto de IDR_c como IDR_1 a partir de la respuesta del modelo 3N al ser sujeto a un conjunto a un conjunto de 40 historias de aceleración del terreno registradas en terreno rocoso durante temblores históricos interplaca. En la figura 8.9a se muestra la relación IDR_1 vs IDR_c obtenida para cada registro sísmico, así como el ajuste de la tendencia empírica con la siguiente ecuación:

$$IDR_c = 1.3988IDR_1 - 0.0039 \quad (8.2)$$

De esta manera, en la figura 8.9b se muestra una comparación de la predicción de IDR_c empleando las ecuaciones (8.1) y (8.2). Se puede apreciar que la ecuación (8.1) conduce a un coeficiente de determinación, R^2 , muy similar al obtenido empleando la ecuación (8.2), por lo que se concluye que la predicción de IDR_c con la ecuación (8.2) es adecuada para predecir IDR_c . El valor de IDR_c correspondiente a la respuesta del SMGL se calculó considerando solo la distorsión correspondiente a la columna corta, es decir, se resta la distorsión correspondiente al muro como se muestra en la ecuación (8.3).

$$IDR_c = \frac{\Delta_{h_1} - \Delta_m}{h_c} \quad (8.3)$$

donde Δ_{h_1} es el desplazamiento del primer nivel, Δ_m es el desplazamiento del muro y h_c es la altura de la columna corta.

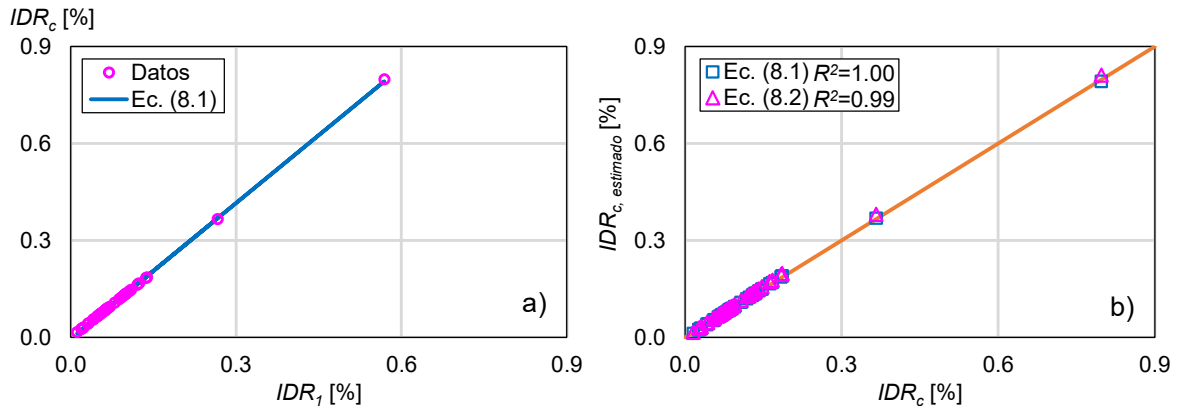


Figura 8.9. a) Predicción de IDR_c con la ecuación (8.1), y b) comparación de la predicción de IDR_c con las ecuaciones (8.1) y (8.2).

8.4 Coeficiente de distorsión residual, COD_r

Para obtener una predicción de la distorsión máxima permanente, $RIDR_{max}$, es necesario contar con una estimación del coeficiente de distorsión residual, COD_r , el cual relaciona la distorsión máxima permanente, $RIDR_{max}$, entre la distorsión máxima de azotea, IDR_{azotea} (es decir, $COD_r = RIDR_{max} / IDR_{azotea}$). Para obtener información de la tendencia de COD_r , se calculó el COD_r a partir de la respuesta dinámica de los modelos 3NPV y 3N al ser sujetos a un conjunto de 40 historias de aceleración registradas en terreno rocoso durante temblores interplaca. De esta manera, en la figura 8.10a se muestra el valor de COD_r calculado para el edificio 3NPV para cada registro con respecto a su correspondiente resistencia lateral relativa, R , obtenida con la ecuación (2.8). Asimismo, en la figura 8.10b se presenta una figura similar obtenida para el modelo del edificio 3N. Se puede apreciar COD_r sigue una tendencia sensiblemente lineal, con ligeros cambios respecto a R . Considerando la tendencia empírica de COD_r , se obtuvieron las siguientes ecuaciones para predecir COD_r para el edificio habitacional y escolar, respectivamente:

$$COD_r = 0.0246R + 0.4565 \quad (8.4)$$

$$COD_r = 0.0143R + 0.3920 \quad (8.5)$$

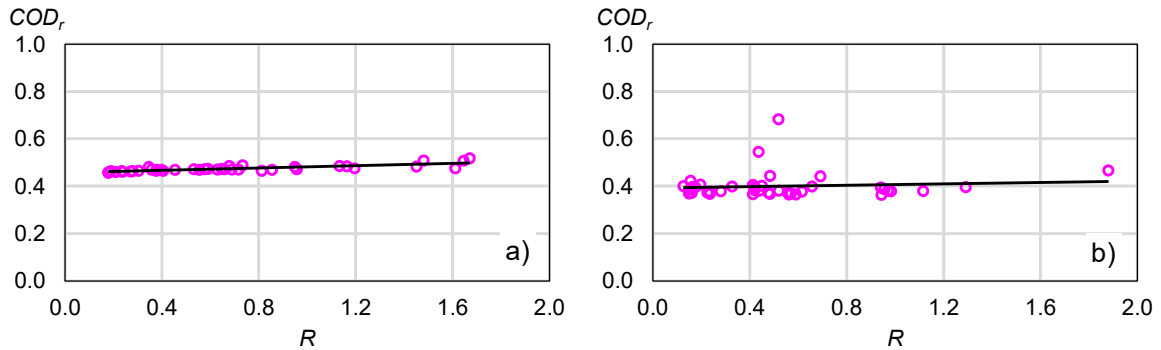


Figura 8.10. Valores empíricos y predicción de COD_r : a) edificio habitacional y b) edificio escolar.

8.5 Aplicación del método

8.5.1 Edificio habitacional

A continuación, se presenta la aplicación de la metodología descrita en la sección 2.3 del Capítulo 2 para el edificio 3NPV, considerando un escenario sísmico interplaca. Se supone una magnitud de momento $M_w=7.6$ y un valor de la distancia más cercana a la ruptura $R_{rup}=50\text{km}$.

Paso 1. En la figura 8.11 se muestra la estrategia de modelado del edificio 3NPV empleando la plataforma computacional *OpenSees* (2022). Una descripción detallada de las suposiciones de modelado se puede consultar en el apéndice B.

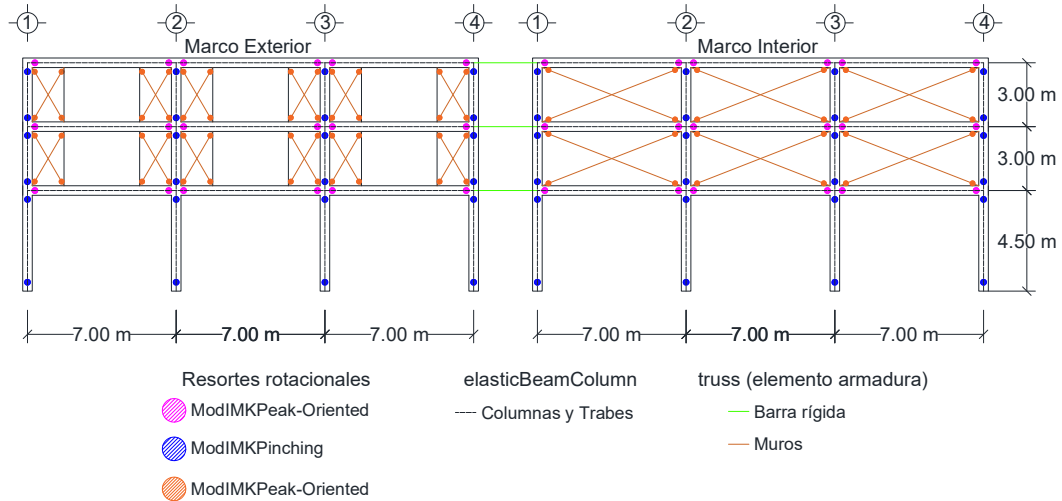


Figura 8.11. Estrategia de modelado para el 3NPV considerado en este estudio.

Paso 2. Al desarrollar un análisis modal del edificio 3NPV se obtuvo que $T_1=0.66s$. En la figura 8.12 se muestra el perfil del factor de participación modal normalizado asociado al primer modo de vibrar, el cual es el modo dominante. El valor de $\Gamma_1\phi_{1,azotea}$ es igual a 1.03, mientras que el valor de $\Gamma_1\phi_{1,1}$ es igual a 0.95.

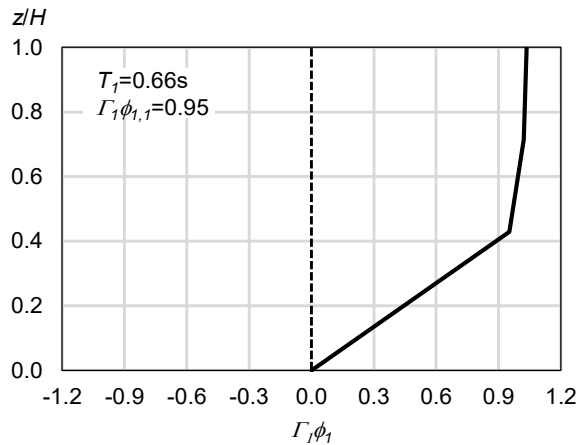


Figura 8.12. Distribución en la altura del factor de participación modal asociado al primer modo de vibrar, $\Gamma_1\phi_1$.

Paso 3. A partir de M_w y R_{rup} se calcula la distancia modificada, R^* :

$$R^* = \sqrt{R^2 + \Delta^2} = \sqrt{50^2 + (0.0075 \times 10^{0.507(7.6)})^2} = 73.22 km$$

Considerando los valores de los coeficientes c_1 a c_4 y la desviación estándar total, σ , correspondientes a T_1 , se calcula $S_d(T_1)$ con la ecuación (2.3):

$$\ln[S_d(T_1 = 0.66s)] = -7.1740 + 1.3390(7.6) - 0.0081 \cdot (73.22) - 0.4344 \ln(73.22) + 0.70$$

$$\therefore S_d(T_1 = 0.66s) = 2.80cm$$

Paso 4. A partir de un análisis estático no lineal, se obtiene la curva de capacidad del edificio 3NPV que se muestra en la figura 8.13, así como su envolvente idealizada trilineal empleando el criterio de igual energía. A partir de la idealización trilineal, se obtienen los valores de C_y , θ_y , μ_c , α_h , y α_c . En forma alterna, se obtiene un valor de $C_y=0.21$ empleando las ecuaciones descritas en FEMA P-2018 (sección 4.3.2.1; 4.4; 5.6.1 y 5.7).

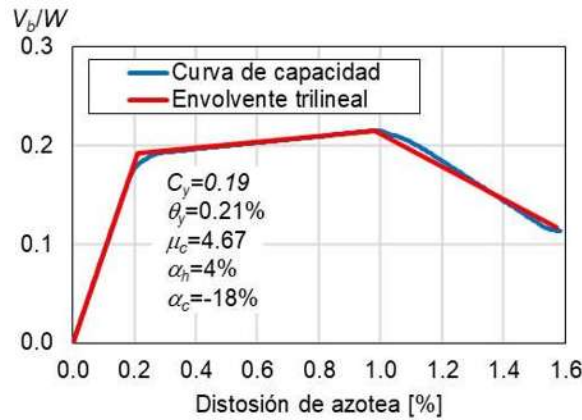


Figura 8.13. Comparación de la curva de capacidad del edificio 3NPV y su envolvente idealizada trilineal.

Paso 5. A partir de $S_d(T_1)$ y $C_y=0.19$, se calcula R con la ecuación (2.8):

$$R = \frac{S_a(T_1)/g}{C_y} = \frac{S_a(2\pi/T_1)^2/g}{C_y} = \frac{[2.80(2\pi/0.66)^2]/981}{0.19} = \frac{0.26}{0.19} = 1.37$$

Para revisar si se presenta inestabilidad dinámica, se calcula R_c con la ecuación (2.14), donde las constantes θ_1 a θ_5 se calculan a partir de R , μ_c y α_c :

$$R_c = \frac{\theta_1 T_1^{\theta_2}}{\theta_3 + |T_1 - \theta_5|} + \theta_4 = \frac{13.3164(0.66)^{0.6762}}{4.2210 + |0.66 - 1.3076|} + 1.7778 = 3.84$$

$R = 1.37 < R_c = 3.84 \therefore$ no se presenta inestabilidad dinámica.

Se calcula T_m con la ecuación (2.10) y se calcula el cociente T/T_m :

$$\ln(T_m) = -4.0599 + 0.4055(7.6) + 0.409; \therefore T_m = 0.57s$$

Por lo tanto, la relación T/T_m es:

$$T_1/T_m = 0.66s/0.57s = 1.16$$

Para un valor de $R=1.37$ y $T/T_m=1.16$, se calcula $C_R=1.0$ con la ecuación (2.7).

Paso 6. Estimación de IDR_I con la ecuación (2.12):

$$IDR_1 = \frac{\Gamma_1 \phi_{1,1} \times C_R \times S_d(T_1)}{h_1} = \frac{0.95 \times 1.0 \times 2.80}{450} = 0.59\%$$

Paso 7. Empleando el valor de $IDR_I=0.59\%$, se estima que la probabilidad de alcanzar, o exceder, el estado de daño ED1 (agrietamiento ligero), ED2 (agrietamiento severo), ED3 (falla por cortante) y ED4 (pérdida de la capacidad de carga axial) en las columnas es del 92%, 34%, 2.0%, y 0.4%, respectivamente, como se muestra en la figura 8.14.

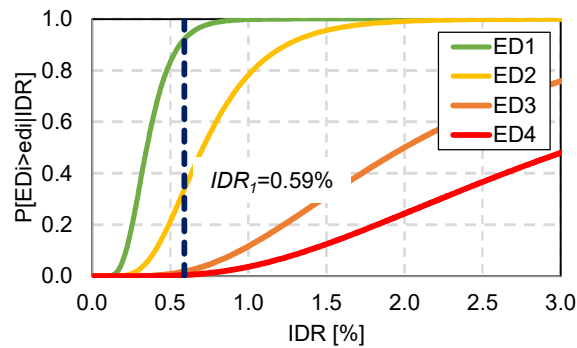


Figura 8.14. Estimación de la probabilidad de alcanzar, o exceder, cada estado de daño en columnas con falla flexión-cortante mediante las funciones de fragilidad basadas en distorsión propuestas por Aslani y Miranda (2005).

Paso 8. Se estima $RIDR_{max}$ con la ecuación (2.13):

$$COD_r = 0.0246(1.37) + 0.4565 = 0.49 \text{ con la ecuación (8.4)}$$

$$RIDR_{max} = \frac{\Gamma_1 \phi_{1,azotea} \times C_R \times S_d(T_1)}{H} \times COD_r = \frac{1.03 \times 1.0 \times 2.80}{1050} \times 0.49 = 0.13\%$$

El valor estimado de 0.13% es menor que la distorsión permanente de 0.5% asociada a la sensación de incomodidad por los ocupantes, y puede ser reparable el edificio ya que es mucho menor a la distorsión permanente límite de 1.0% recomendada en FEMA P-58 (2012).

Paso 9. Con base en las probabilidades de alcanzar cada estado de daño i , se pueden construir las funciones de recuperación que se muestran en la figura 8.15, donde la pérdida de funcionalidad, p_f , se puede expresar como $p_f=1-P[ED_i \geq ed_i | IDR]$:

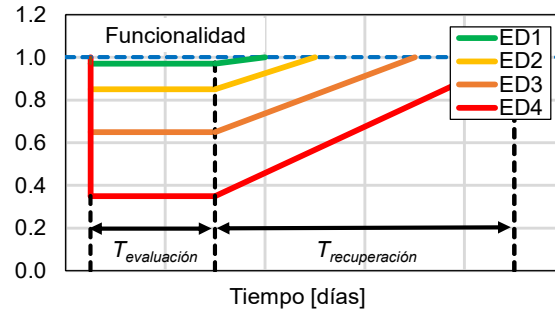


Figura 8.15. Funciones de recuperación para las columnas de planta baja asociadas a cada estado de daño.

8.5.2 Edificio escolar

A continuación, se presenta la aplicación de la metodología descrita en capítulo 2 para el edificio escolar de tres niveles, E3N, considerando un escenario sísmico interplaca. Se supone una magnitud de momento $M_w=7.6$ y un valor de la distancia más cercana a la ruptura $R_{rup}=50\text{km}$.

Paso 1. En la figura 8.16 se muestra la estrategia de modelado del edificio E3N empleando la plataforma computacional *OpenSees* (2022). Una descripción detallada de las suposiciones de modelado se puede consultar en Olvera (2020).

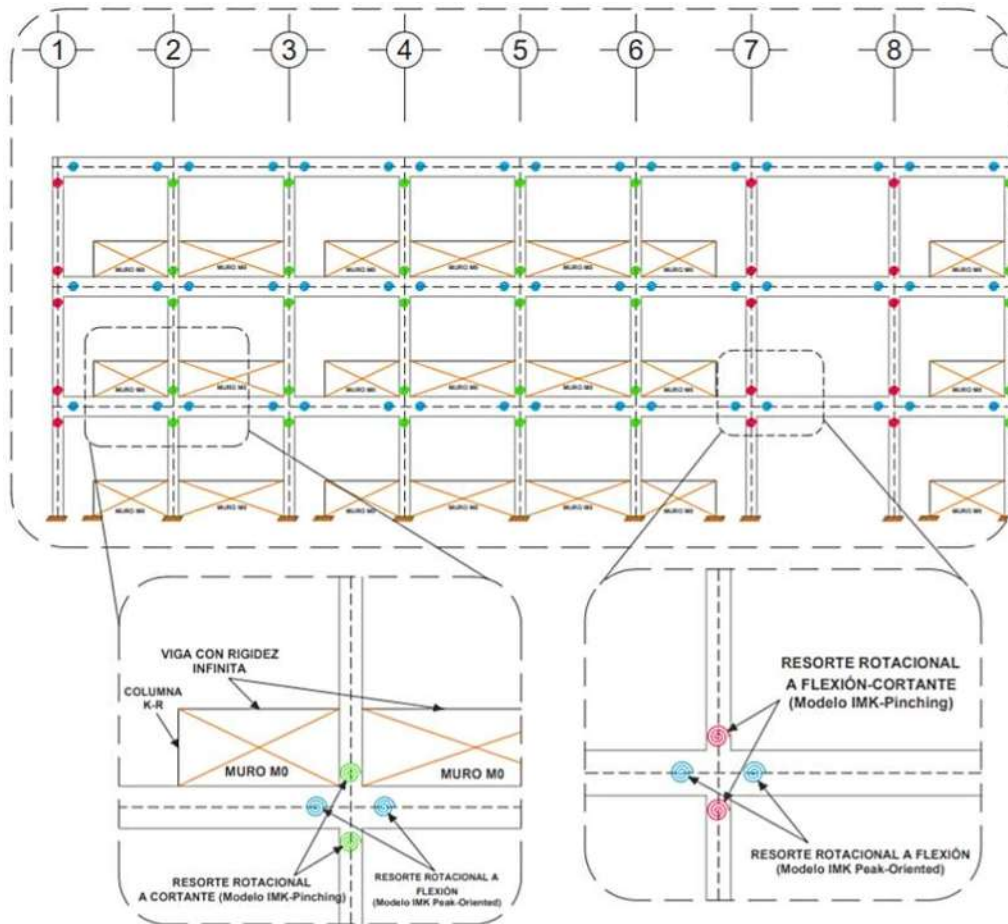


Figura 8.16. Estrategia de modelado para el E3N considerado en este estudio (Tomado de: Olvera, 2020).

Paso 2. Al desarrollar un análisis modal del edificio E3N se obtuvo que $T_1=0.38s$. En la figura 8.17 se muestra el perfil del factor de participación modal normalizado asociado al primer modo de vibrar, el cual es el modo dominante. El valor de $\Gamma_1 \phi_{1,azotea}$ es igual a 1.24, mientras que el valor de $\Gamma_1 \phi_{1,1}$ es igual a 0.52.

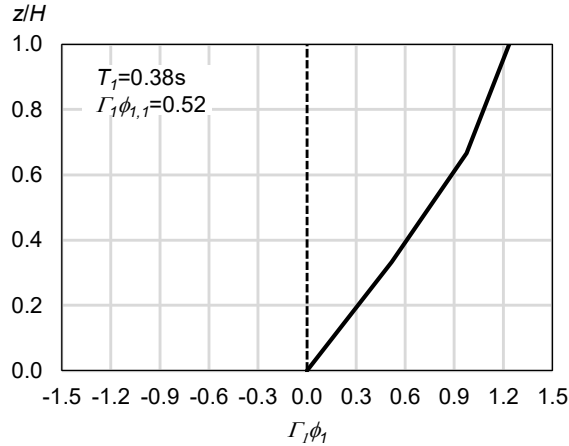


Figura 8.17. Distribución en la altura del factor de participación modal asociado al primer modo de vibrar, $\Gamma_1 \phi_1$.

Paso 3. A partir de M_w y R_{rup} se calcula la distancia modificada, R^* :

$$R^* = \sqrt{R^2 + \Delta^2} = \sqrt{50^2 + (0.0075 \times 10^{0.507(7.6)})^2} = 73.22 \text{ km}$$

Considerando los valores de los coeficientes c_1 a c_4 y la desviación estándar total, σ , correspondientes a T_1 , se calcula $S_d(T_1)$ con la ecuación (2.3):

$$\ln[S_d(T_1 = 0.38s)] = -6.1655 + 1.0995(7.6) - 0.0069 \cdot (73.22) - 0.4694 \ln(73.22) + 0.71$$

$$\therefore S_d(T_1 = 0.38s) = 1.47 \text{ cm}$$

Paso 4. A partir de un análisis estático no lineal, se obtiene la curva de capacidad del edificio E3N que se muestra en la figura 8.18, así como su envolvente idealizada trilineal empleando el criterio de igual energía. A partir de la idealización trilineal, se obtienen los valores de C_y , θ_y , μ_c , α_h , y α_c . En forma alterna, se obtiene un valor de $C_y=0.33$ empleando las ecuaciones descritas en FEMA P-2018 (sección 4.3.2.1; 4.4; 5.6.1 y 5.7).

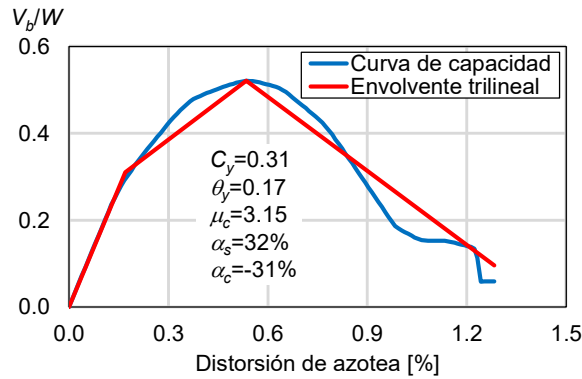


Figura 8.18. Comparación de la curva de capacidad de edificio E3N y su envolvente idealizada trilineal.

Paso 5. A partir de $S_d(T_1)$ y $C_y=0.31$, se calcula R con la ecuación (2.8):

$$R = \frac{S_a(T_1)/g}{C_y} = \frac{S_d(2\pi/T_1)^2/g}{C_y} = \frac{[1.47(2\pi/0.38)^2]/981}{0.31} = \frac{0.41}{0.31} = 1.32$$

Para revisar si se presenta inestabilidad dinámica, se calcula R_c con la ecuación (2.14), donde las constantes θ_l a θ_5 se calculan a partir de R , μ_c y α_c :

$$R_c = \frac{\theta_1 T_1^{\theta_2}}{\theta_3 + |T_1 - \theta_5|} + \theta_4 = \frac{21.9122(0.38)^{0.5450}}{9.5884 + |0.38 - 0.9000|} + 1.3222 = 2.60$$

$R = 1.32 < R_c = 2.60 \therefore$ no se presenta inestabilidad dinámica.

Se calcula T_m con la ecuación (2.10) y se calcula el cociente T/T_m :

$$\ln(T_m) = -4.0599 + 0.4055(7.6) + 0.409; \therefore T_m = 0.57s$$

Por lo tanto, la relación T/T_m está dada por:

$$T_1/T_m = 0.38s/0.57s = 0.67$$

Para un valor de $R=1.32$ y $T/T_m=0.67$, se calcula $C_R=1.0$ con la ecuación (2.7).

Paso 6. Estimación de IDR_l e IDR_c a partir de las ecuaciones (2.12) y (8.2), respectivamente:

$$IDR_1 = \frac{\Gamma_1 \phi_{1,1} \times C_R \times S_d(T_1)}{h_1} = \frac{0.52 \times 1.0 \times 1.47}{335} = 0.23\%$$

$$IDR_c = (335/235)0.23 = 0.33\%$$

Paso 7. Empleando el valor de $IDR_c=0.33\%$, se estima que la probabilidad de alcanzar, o exceder, el estado de daño ED1 (agrietamiento ligero), ED2 (agrietamiento severo), ED3 (falla por cortante) y ED4 (pérdida de la capacidad de carga axial) en las columnas “cortas” con falla a cortante es del 79%, 3%, 0.04% y 0.07% respectivamente, como se muestra en la figura 8.19.



Figura 8.19. Estimación de la probabilidad de alcanzar, o exceder, cada estado de daño en columnas con falla a cortante mediante las funciones de fragilidad basadas en distorsión (Ruiz-García y Ramos-Cruz, 2023).

Paso 8. Se estima $RIDR_{max}$ con la ecuación (2.13):

$$COD_r = 0.0143(1.32) + 0.3920 = 0.41 \text{ con la ecuación (8.5)}$$

$$RIDR_{max} = \frac{\Gamma_1 \phi_{1,azotea} \times C_R \times S_d(T_1)}{H} COD_r = \frac{1.24 \times 1.0 \times 1.47}{1050} * 0.41 = 0.07\%$$

El valor estimado de 0.07% es menor que la distorsión permanente de 0.5% asociada a la sensación de incomodidad por los ocupantes, y puede ser reparable el edificio ya que es mucho menor a la distorsión permanente límite de 1.0% recomendada en FEMA P-58 (2012).

Paso 9. Con base en las probabilidades de alcanzar cada estado de daño i , se pueden construir las funciones de recuperación que se muestran en la figura 8.20, donde la pérdida de funcionalidad, p_f , se puede expresar como $p_f=1-P[ED_i \geq ed_i | IDR]$:

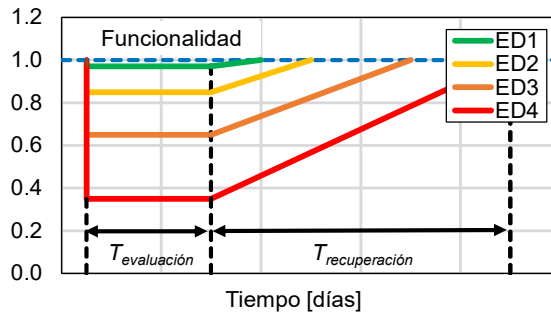


Figura 8.20. Funciones de recuperación para las columnas de planta baja del edificio escolar asociadas a cada estado de daño.

8.6 Evaluación del método simplificado

Finalmente, para evaluar la aproximación del método simplificado en la predicción de IDR_I se compara con el IDR_I de la respuesta dinámica del SMGL calculado a partir de análisis dinámico en la historia del tiempo de un conjunto de 40 historias de aceleración registradas en sitio rocoso durante temblores interplaca. La primera predicción de IDR_I utiliza la ecuación (2.12) considerando el desplazamiento espectral, S_d , y el periodo medio, T_m , de cada registro a este resultado se identifica como $IDR_{I,registros}$. La segunda predicción de IDR_I utiliza la ecuación (2.12) considerando la estimación S_d y T_m a partir de modelos predictivos del movimiento del terreno propuestos en esta tesis doctoral a este resultado se identifica como $IDR_{I,estimado}$. Finalmente, con las propiedades dinámicas (es decir, $T_I=0.66s$ y $\Gamma I \phi_{I,1}=0.95$) y mecánicas (es decir, $C_y=0.19$, $\mu_c=4.67$ y $\alpha_c=-18\%$) del edificio habitacional se obtuvo un valor máximo de $R=1.67$ y un $R_c=3.84$ calculado con la ecuación (2.14). Es decir, como $R < R_c$ el edificio habitacional no es susceptible a exhibir inestabilidad dinámica ante el conjunto de 40 registros interplaca. Finalmente, con el valor de R calculado para cada registro (es decir $R=[S_d(T_I=0.66s)/g]/C_y$) se obtuvo una estimación de C_R , donde, se observó que para el conjunto de 40 registros el valor de $C_R=1.00$ utilizando la ecuación (2.7). Con la finalidad de evaluar la predicción del método propuesto se calculó el error estándar medio, ε , con la siguiente ecuación:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^N (IDR_{1,obs} - IDR_1)^2} \quad (8.5)$$

donde $IDR_{1, obs}$ se refiere a $IDR_{1,registros}$ y $IDR_{1, estimado}$. En la figura 8.21 se ilustra el ε para $IDR_{1,registros}$ y $IDR_{1, estimado}$, los cuales corresponden a valores de 0.37 y 0.47, respectivamente. De acuerdo a estos resultados, el aumento del error se atribuye a la incertidumbre inherente en las MPMT para predecir T_m y S_d .

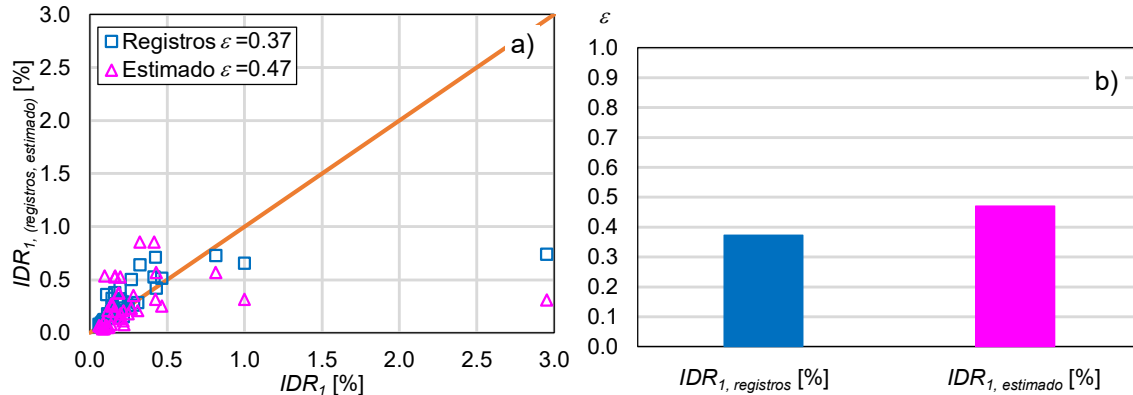


Figura 8.21. a) evaluación en la predicción de IDR_1 , b) error estándar medio, ε , para IDR_1 , registros y IDR_1 , estimado.

Como se puede observar en la figura 8.21a un valor de IDR_1 está alejado de la tendencia con respecto a los 39 restantes el cual tiene una influencia significativa en el cálculo de ε . Por lo tanto, en la figura 8.22 se muestra el cálculo de ε al omitir el valor de $IDR_1=2.95\%$ para posteriormente un nuevo valor de ε solo considerando la predicción de IDR_1 para 39 registros. Donde se puede observar una disminución significativa del error en un 65% en la estimación de IDR_1 utilizando los valores de S_d y T_m de cada registro; y en un 54% cuando se utilizan los modelos predictivos del movimiento del terreno.

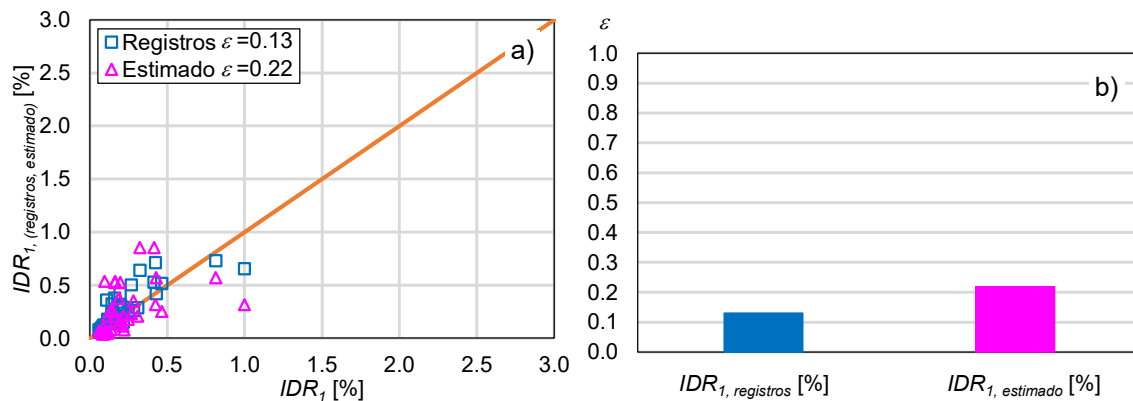


Figura 8.22. a) evaluación en la predicción de IDR_1 , b) error estándar medio, ε , para IDR_1 , registros y IDR_1 , estimado.

De forma similar se evalúa la predicción del método simplificado propuesto utilizado para predecir IDR_1 y la distorsión máxima de la columna corta del primer nivel, IDR_c considerando el mismo conjunto de 40 registros interplaca durante el análisis dinámico en la historia del tiempo del SMGL para obtener IDR_1 . Asimismo, con las propiedades dinámica (es decir, $T_1=0.66s$ y $\Gamma I \phi_{1,1}=0.52$) y mecánicas (es decir, $C_y=0.31$, $\mu_c=3.15$ y $\alpha_c=-31\%$) del edificio escolar se obtuvo un valor máximo de $R=1.88$ y un $R_c=2.60$ calculado con la ecuación (2.14). Es decir, como $R < R_c$ el edificio escolar no es susceptible a exhibir inestabilidad dinámica ante el conjunto de 40 registros interplaca. Finalmente, con el valor de R obtenido de cada registro (es decir $R=[S_d(T_1=0.38s)/g]/C_y$)

se calcula una estimación de C_R , donde, se observó que para el conjunto de 40 registros el valor de $C_R=1.00$ a partir de la ecuación (2.7). En la figura 8.23a se muestra los pares de IDR_I del SMLG vs $IDR_{I, registros}$ e $IDR_{I, estimado}$ y la figura 8.23b la estimación del error donde se puede observar que el ε aumenta un 40% al utilizar los MPMT. Asimismo, en la figura 8.24 se muestra de IDR_c vs $IDR_{c, registros}$ e $IDR_{c, estimado}$. De acuerdo a estos resultados, el aumento del error se atribuye a la incertidumbre inherente en las MPMT para predecir T_m y S_d .

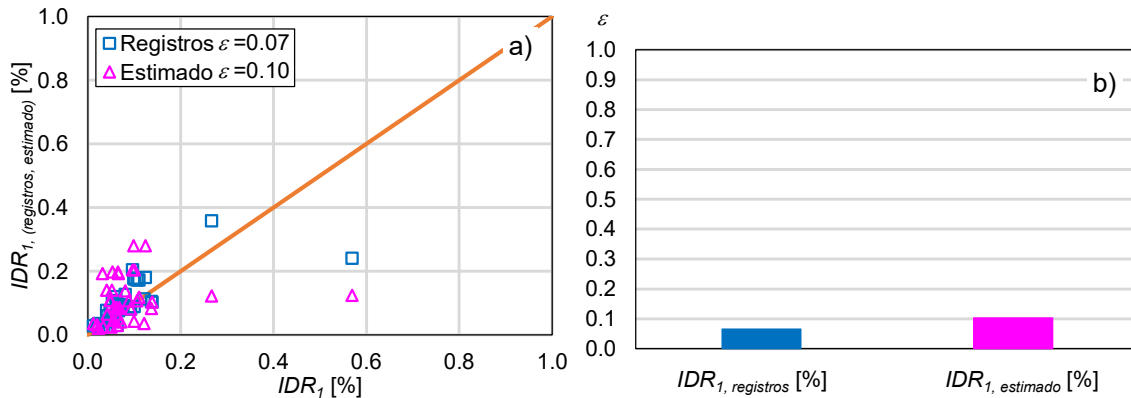


Figura 8.23. a) evaluación en la predicción de IDR_I , b) error estándar medio, ε , para $IDR_{I, registros}$ y $IDR_{I, estimado}$.

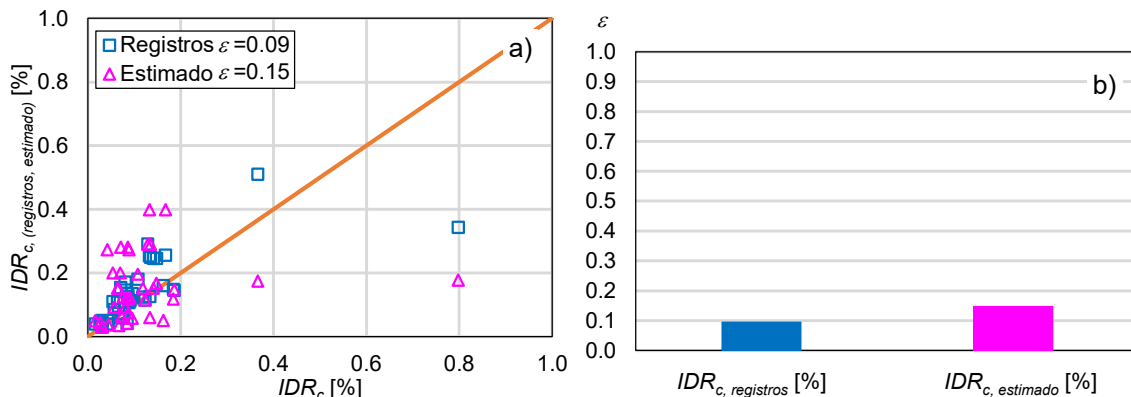


Figura 8.24. a) evaluación en la predicción de IDR_c , b) error estándar medio, ε , para $IDR_{c, registros}$ y $IDR_{c, estimado}$.

Asimismo, en las figuras 8.25 y 8.26 se muestra la comparación del error estándar medio en la predicción de $RIDR_{max}$ para 3NPV (edificio habitacional) y E3N (edificio escolar) respectivamente. En la figura 8.25 se muestra la dispersión de los pares $RIDR_{max}$ obtenido de la respuesta dinámica del SMGL sometido a las mismas 40 historias de aceleración vs $RIDR_{max, registros}$ y $RIDR_{max, estimado}$ utilizando la ecuación (2.13). En la figura 8.25b se muestra el cálculo de ε , donde se puede observar que el error es de un 14% empleando los MPMT en la estimación de $RIDR_{max}$ y de un 11% empleando los valores directos del registro (es decir, S_d y T_m). Sin embargo, en la figura 8.26b se puede observar que el error es del 8% en la estimación de $RIDR_{max}$ empleando los valores de S_d y T_m de cada registro como utilizando los MPMT. Además, en las figuras 8.25a y 8.26a se puede observar que en la predicción de $RIDR_{max}$ utilizando los MPMT en la ecuación 2.13 subestima el

valor de $RIDR_{max}$. Por otra parte, cuando se utilizan los valores de S_d y T_m de cada registro para estimar $RIDR_{max}$ la predicción se sobreestima. Sin embargo, es importante mencionar la complejidad que existe en tratar de replicar el fenómeno físico de la respuesta dinámica de una estructura sometida ante un evento sísmico y a su vez la influencia de la variabilidad que existe registro a registro. Por lo tanto, la predicción de $RIDR_{max}$ utilizando la ecuación (2.13) a partir de los MPMT proporcionan una predicción razonable.

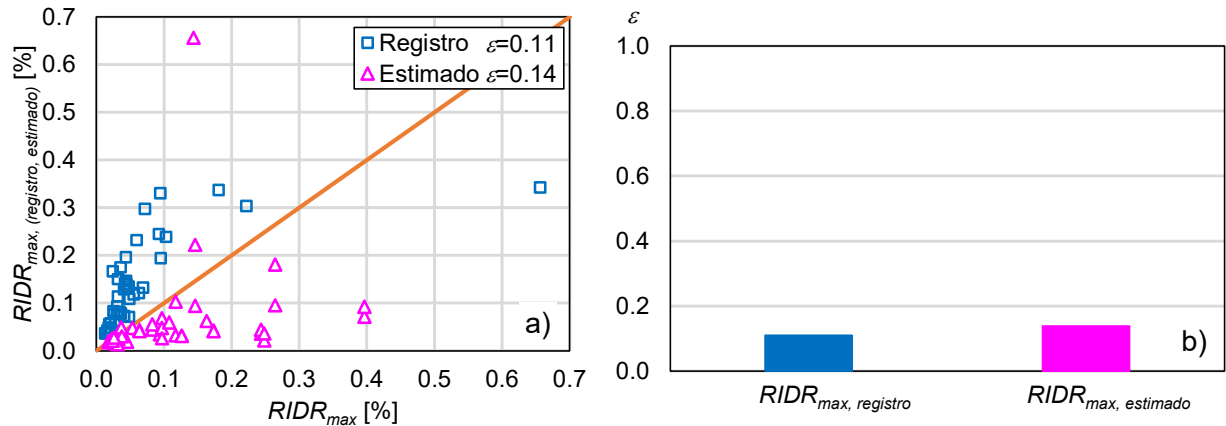


Figura 8.25. Predicción de $RIDR_{max}$ correspondiente al edificio 3NPV: a) evaluación de la predicción de $RIDR_{max}$, b) error estándar medio, ε , para $RIDR_{max, registros}$ y $RIDR_{max, estimado}$.

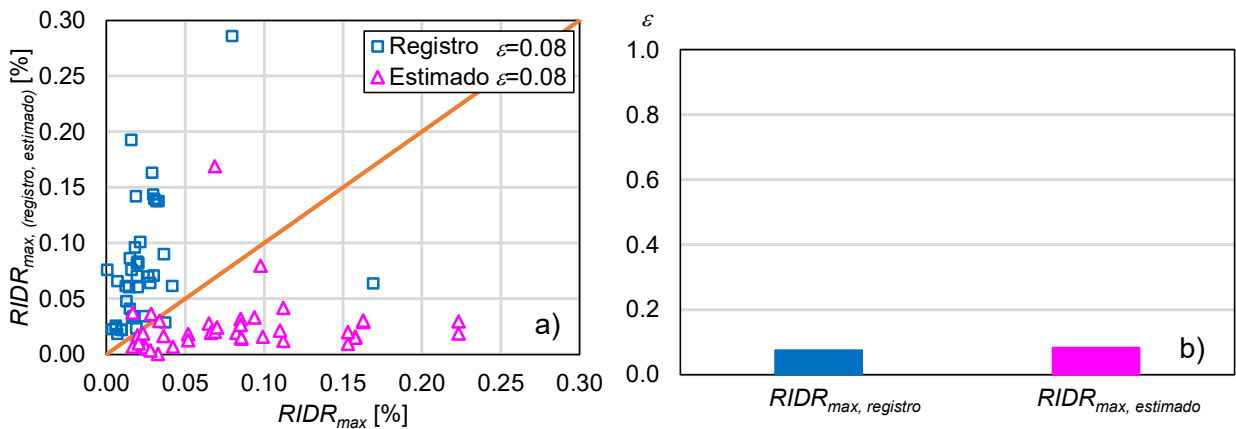


Figura 8.26. Predicción de $RIDR_{max}$ correspondiente al edificio 3NPV: a) evaluación de la predicción de $RIDR_{max}$, b) error estándar medio, ε , para $RIDR_{max, registros}$ y $RIDR_{max, estimado}$.

8.7 Resumen

En este capítulo se presentó la implementación del método propuesto en esta tesis doctoral, mediante dos casos de estudio. El primero corresponde a un edificio de uso habitacional ubicado en Puerto Vallarta, Jalisco, y el segundo corresponde a un edificio escolar ubicado en Lázaro Cárdenas, Michoacán. Ambos edificios se diseñaron con el MOC-CFE (1993), con la finalidad de contar con edificios representativos de la década de los 90's. A partir de Donde se tienen las siguientes observaciones:

- 1) El método simplificado tiene una aproximación aceptable en la estimación de la distorsión máxima del primer nivel edificios que por irregularidad de rigidez con respecto a su altura son susceptibles a presentar una concentración de la demanda de desplazamiento en el primer nivel.
- 2) La estimación de distorsión máxima del primer nivel IDR_1 utilizando los modelos predictivos del movimiento del terreno es adecuada al tratar de representar un fenómeno físico complejo como lo es el comportamiento dinámico de una estructura ante eventos sísmico. Es decir, el error estándar medio al utilizar la predicción de IDR_1 empleando los MPMT es del 0.22 y de un 0.13 se utiliza los valores de S_d y T_m directamente de cada registro para el caso de estudio del edificio habitacional. Sin embargo, para el segundo caso de estudio correspondiente al edificio escolar la predicción de IDR_1 utilizando MPMT es del 0.10 y de 0.07 si se utiliza los valores de S_d y T_m de cada registro.
- 3) La relación de altura entre la columna corta y la altura del entrepiso para estimar la distorsión máxima de la columna corta a partir de la distorsión máxima del primer nivel (es decir, $IDR_c=(h_1/h_c)IDR_1$) su implementación es adecuada.
- 4) A diferencia del edificio habitacional donde es evidente la concentración de la demanda de desplazamientos en el primer nivel al observar la distribución del factor de participación modal con respecto a la altura del edificio. Para el edificio escolar no se presenta esta condición, sin embargo, el efecto de la columna corta propicia la concentración la demanda de desplazamiento en el primer nivel. Es decir, el edificio escolar es susceptible a presentar el mecanismo de colapso por planta baja débil por el efecto de la columna corta.
- 5) La estimación del daño a partir de funciones de fragilidad para columnas de fallan a flexión-cortante y cortante que relacionan la probabilidad de alcanzar o exceder un estado de daño específico en relación con IDR , es consistente con los daños observados en edificios habitaciones y escolares ubicados en terreno firme.
- 6) La predicción de $RIDR_{max}$ utilizando la ecuación 2.13 se obtiene error del 14% para el edificio habitacional y de un 8% para el edificio escolar el cual es un valor razonable debido a lo complejidad del fenómeno físico.

Resumen y Principales Contribuciones

9.1 Resumen

El objetivo principal de este trabajo de investigación doctoral consistió en proponer y evaluar un nuevo método para evaluar la resiliencia de edificios con planta baja débil ante eventos sísmicos. Particularmente, se consideraron eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia que afectan a numerosos centros urbanos y a una gran densidad de población en México.

La metodología se basa en la estimación de dos parámetros de demanda ingenieril: 1) la distorsión máxima de entrepiso del primer nivel, IDR_I , y 2) la distorsión máxima permanente de entrepiso, $RIDR_{max}$. La IDR_I está íntimamente relacionada con el daño estructural (por ejemplo, las columnas de planta baja), mientras que $RIDR_{max}$ puede relacionarse con la funcionalidad del edificio después del evento sísmico, así como con la toma de decisión de reparar o demoler el edificio. Para tal fin, en el Capítulo 2 se presentó la formulación para la estimación de IDR_I y $RIDR_{max}$, donde se identifica la necesidad de contar con una predicción del desplazamiento máximo espectral, S_d , el periodo medio, T_m , y el cociente de desplazamiento inelástico, C_R , para eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Asimismo, el método contempla identificar la resistencia mínima para evitar la inestabilidad dinámica, asociada al colapso, del edificio tanto para eventos principales, como ante réplicas intensas que forman parte de una secuencia sísmica.

A continuación, se resaltan las principales contribuciones científicas desarrolladas y descritas en los capítulos de esta tesis doctoral.

9.2 Principales contribuciones

9.2.1 Predicción del desplazamiento máximo elástico

Para contar con una estimación de S_d , se propusieron modelos predictivos del movimiento del terreno, MPMT, tanto para temblores interplaca como temblores intraplaca de profundidad intermedia. Para tal fin, se ensamblaron dos catálogos de acelerogramas registrados en sitios rocosos que consideran ambos escenarios sísmicos en México. El primer catálogo incluye 484 historias de aceleración registradas durante temblores históricos interplaca, mientras que el segundo catálogo incluye 300 historias de aceleración registradas durante eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia. Los coeficientes de los MPMT se obtuvieron mediante un método de regresión efectos mixtos. Asimismo, se realizó la predicción de S_d mediante un método no paramétrico denominado máquina de vector de soporte, MVS, el cual es un algoritmo de aprendizaje supervisado profundo. Las conclusiones más importantes de este estudio fueron:

- 1) La forma funcional del MPMT para eventos interplaca es adecuada para predecir S_d , de acuerdo al análisis de los residuales. Su forma funcional solo depende de la magnitud de

momento, M_w , y la distancia modificada R^* . Cabe notar que su desviación estándar total es comparable a otros MPMT desarrollados en México para predecir, por ejemplo, la aceleración espectral.

- 2) La forma funcional del MPMT para eventos intraplaca de profundidad intermedia es adecuada de acuerdo a lo observado en el análisis de residuales. Su forma funcional depende de M_w , R^* y la profundidad focal, H_D . Nuevamente, se pudo apreciar que su desviación estándar total es comparable a otros MPMT desarrollados en México para predecir, por ejemplo, la duración del movimiento del terreno.
- 3) La implementación del algoritmo MVS en la estimación de S_d demostró tener una mejor predicción al reducir la desviación estándar total en un 33% para eventos interplaca y un 22% para eventos intraplaca de profundidad intermedia. De esta manera, puede emplearse como una alternativa a los tradicionales MPMT.

9.2.2 Predicción del cociente de desplazamiento inelástico

Con la intención de predecir C_R , se desarrolló un estudio estadístico C_R a partir de la respuesta dinámica de sistemas de un grado de libertad, S1GL, con comportamiento histerético degradante (es decir, considerando deterioro de rigidez y degradación de resistencia en el ciclo) sujetos a dos subconjuntos de 40 historias de aceleración del terreno cada uno ensamblados a partir de los catálogos para temblores interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. El primer subconjunto considera 40 historias de aceleración del terreno registradas en sitios rocosos durante temblores interplaca. En particular, las historias de aceleración del terreno tienen un periodo medio, T_m , mayor que 0.3s. A partir del estudio estadístico, se propuso una forma funcional para estimar C_R en función de la relación del periodo de vibración y el periodo medio, T/T_m , la resistencia lateral relativa del sistema, R , así como de la capacidad de ductilidad, μ_c , y la pendiente negativa posterior a la resistencia, α_c , en la curva envolvente del sistema degradante. Las conclusiones más importantes de este capítulo son:

- 1) Las ordenadas espectrales de C_R son influenciadas por el periodo medio, T_m , del movimiento del terreno. En particular, se observó que las ordenadas de C_R tienden a ser mayores que 1 conforme disminuye el cociente T/T_m , en la zona espectral donde la relación $T/T_m < 1.5s$, tanto para eventos interplaca como intraplaca de profundidad intermedia.
- 2) En general, se observó un incremento en la variabilidad registro-a-registro en las ordenadas de C_R para valores de R mayor que 3. Lo anterior, se puede atribuir a la presencia de inestabilidad dinámica del S1GL.
- 3) La inestabilidad dinámica del S1GL se observó también para S1GL con capacidad de ductilidad baja (es decir, $\mu_c < 2.0$) y pendiente negativa post-pico pronunciadas (es decir, $\alpha_c > -30\%$). Por ello, se identificó la necesidad de predecir la resistencia lateral relativa mínima para evitar la inestabilidad dinámica, R_c .
- 4) La forma funcional para predecir la tendencia empírica de C_R es adecuada para ambos escenarios sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Lo anterior se

sustenta en un valor del coeficiente de regresión múltiple, R^2 , mayor al 80% para cada valor de R ($R=1.5, 2.0, 3.0$ y 4.0), así como también para cada una de las combinaciones del S1GL.

9.2.3 Predicción del periodo medio del movimiento del terreno

En la estimación de C_R se identificó la influencia del periodo medio, T_m , en las ordenadas espectrales principalmente para relación $T/T_m < 1.5$. Si bien, T_m se puede calcular directamente de un registro sísmico empleando la ecuación propuesta por Rathje y colaboradores (1998 y 2004), el objetivo es mantener un método simplificado. Por lo tanto, es importante contar con un modelo predictivo de movimiento del terreno para obtener una predicción de T_m para eventos sísmicos interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Para tal fin, se emplearon los dos catálogos previamente ensamblados utilizados en el MPMT para S_d . Es decir, el primer catálogo cuenta con 484 registros interplaca y el segundo cuenta con 300 registros intraplaca de profundidad intermedia. Para la obtención de los coeficientes de la forma funcional del MPMT se realiza un método de regresión paramétrico de efectos mixtos. Asimismo, se realiza un método de regresión no paramétrico a partir de una máquina de vector de soporte, MVS, el cual es un algoritmo de aprendizaje supervisado. Las conclusiones más importantes de este capítulo son:

- 1) Las formas funcionales correspondiente a los MPMT para predecir T_m para los dos escenarios sísmicos considerados en este estudio es adecuado de acuerdo a lo observado en el análisis de los residuales.
- 2) El MPMT para predecir T_m para eventos sísmicos interplaca solo depende de la magnitud de momento, M_w , dado que, al emplear la forma funcional que solo depende de M_w tiene el mismo valor de la desviación estándar total, σ , que la forma funcional que depende de magnitud y distancia. Sin embargo, el MPMT para predecir T_m para eventos intraplaca de profundidad intermedia depende de M_w , la distancia modificada, R^* , y la profundidad modificada H^* . Asimismo, el valor obtenido de σ es similar a los obtenidos en MPMT propuestos en la literatura en la estimación de la súa aceleración espectral
- 3) El uso de la MVS demostró tener una mejor aproximación en comparación de reducir la desviación estándar total en un 30% para eventos sísmicos interplaca y en un 25% para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia en comparación con los MPMT. Por lo tanto, el uso de MVS es una buena alternativa al uso de los MPMT.

9.2.4 Predicción de la resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso ante eventos principales

En el cálculo estadístico de C_R se observó una variabilidad en la tendencia de la mediana de C_R tanto para evento sísmicos interplaca como intraplaca de profundidad intermedia para el S1GL con comportamiento histerético degradante. Dado que, el S1GL con comportamiento degradante captura la degradación cíclica de rigidez y resistencia post-pico es susceptible a presentar inestabilidad dinámica (es decir, el S1GL ha perdido su capacidad de resistencia ante cargas laterales ante un evento sísmico). Lo anterior, se observó principalmente para valores de $R > 3.0$,

una capacidad de ductilidad, $\mu_c < 2.0$, y una pendiente negativa, $\alpha_c > -30\%$ (es decir, un sistema débil). Por lo tanto, se realizó un estudio de la resistencia lateral relativa mínima, R_c , para que una estructura no sea susceptible a presentar inestabilidad dinámica. Las conclusiones más importantes de este capítulo son:

- 1) Las ordenas espectrales de R_c son menores para eventos sísmicos interplaca que el R_c para eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia, lo que significa, que una estructura expuesta a un ambiente sísmico interplaca son susceptibles a presentar inestabilidad dinámica en comparación a un ambiente sísmico intraplaca de profundidad intermedia.
- 2) La capacidad de ductilidad es benéfica en las ordenas espectrales de R_c principalmente para valores de $\mu_c > 2.0$ para ambos ambientes sísmicos. Es decir, estructura con una capacidad de ductilidad mayor a 2.0 son menos propensas a presentar inestabilidad dinámica en comparación si cuentan con un valor de $\mu_c < 2.0$.
- 3) La pendiente negativa que presenta la degradación de rigidez y resistencia post-pico tiene una influencia significativa en las ordenadas espectrales de R_c donde se puede observar una disminución del

9.2.5 Predicción de la resistencia lateral relativa mínima para prevenir el colapso ante secuencias sísmicas evento principal-réplica

Con la intención de tomar en cuenta la influencia de réplica en las ordenadas espectrales de R_c , se realizó un estudio estadístico para un conjunto de secuencias sísmicas evento principal-réplica registradas en sitios rocosos durante temblores interplaca. En análisis estadístico se desarrolló empleando S1G1 con comportamiento histerético degradante. Las conclusiones más importantes de este capítulo son:

- 1) La influencia de réplica tiene influencia en las ordenadas espectrales de R_c cuando el cociente de la aceleración máxima del terreno de la réplica y el evento principal es mayor que 0.8 (es decir, AMT_R/AMT_{EP}). De acuerdo, con lo anterior se identificaron 8 secuencias sísmica correspondientes a la secuencia sísmica del 19 de septiembre de 1985 (evento principal) y 20 de septiembre de 1985 (réplica).
- 2) La capacidad de ductilidad es benéfica en las ordenadas de R_c , es decir, estructuras con capacidad de ductilidad, $\mu_c > 3.0$, son menos propensas a presentar inestabilidad dinámica ante una futura réplica intensa.
- 3) La pendiente negativa α_c que captura la degradación de rigidez y resistencia post-pico tiene una influencia significativa en las ordenadas de R_c , donde para valores de $\alpha_c > -30\%$ la estructura es susceptible a presentar inestabilidad dinámica ante una futura réplica intensa.

- 4) La estimación de R_c para secuencias sísmicas evento principal-réplica es una buena medida para evaluar la inestabilidad dinámica de una estructura existente como en proceso de diseño ante una futura réplica intensa. Es decir, para una estructura de diseño se puede tener una estimación del C_y necesario que tiene que contar la estructura para soportar un evento principal y no presentar inestabilidad dinámica ante una futura réplica.

9.2.6 Método propuesto

La aplicación del método se desarrolló utilizando dos edificios, el primero de uso habitacional ubicado en Puerto Vallarta, Jalisco y el segundo un edificio escolar ubicado en Lázaro Cárdenas, Michoacán donde se consideró una $M_w=7.6$ y $R_{rup}=50\text{km}$. Las conclusiones más importantes de este capítulo son:

- 1) En la estimación de IDR_I , el método propuesto demostró tener un error del 20% al compararlo con el IDR_I obtenido del sistema de múltiples grados de libertad.
- 2) El método propuesto es una alternativa a los análisis dinámicos en la historia del tiempo y los análisis dinámicos incrementales en la estimación de IDR_I .
- 3) El método propuesto permite tener una evaluación rápida de una estructura existente o en proceso de diseño al requerir solo sus propiedades dinámicas y mecánicas para tener una estimación de IDR_I .

9.3 Investigaciones sugeridas

El trabajo de esta tesis doctoral se enfocó en desarrollar un método para evaluar la resiliencia sísmica de edificios con planta baja débil ante evento sísmico interplaca e intraplaca de profundidad intermedia. Los modelos analíticos empleados se modelaron en dos dimensiones considerando la contribución del marco interior. Principalmente estructuras ubicadas en sitios rocoso, por lo tanto, las investigaciones sugeridas como líneas futuras de investigación son:

- 1) Realizar un estudio para estructuras con planta baja débil con diferentes periodos fundamentales de vibrar para obtener una predicción del cociente del desplazamiento residual, COD_r , en función de R y T .
- 2) Proponer un modelo predictivo del movimiento del terreno para obtener una estimación directa del desplazamiento máximo inelástico para S1GL con comportamiento degradante.

Apéndice A

Catálogo de eventos sísmico

A.1 Eventos sísmicos interplaca

Tabla A.1. Lista de eventos sísmicos interplaca.

Evento	Fecha (dd/mm/aa)	M_w	Ubicación			Registros
			Latitud (°)	Longitud (°)	H_D (km)	
1	19/09/85	8.0	18.08	-102.94	15	4
2	21/09/85	7.6	18.02	-101.48	15	2
3	30/04/86	7.0	18.02	-103.06	20	3
4	08/02/88	5.9	17.49	-101.16	19	6
5	10/03/89	5.4	17.45	-101.09	18	5
6	25/04/89	6.9	16.60	-99.40	19	5
7	02/05/89	5.5	16.64	-99.51	13	4
8	13/01/90	5.3	16.82	-99.62	12	3
9	11/05/90	5.5	17.05	-100.84	12	5
10	31/05/90	6.0	17.11	-100.89	16	2
11	14/01/91	5.5	17.84	-101.85	25	3
12	15/05/93	6.0	16.43	-98.74	20	3
13	24/10/93	6.7	16.54	-98.98	19	2
14	29/10/94	5.0	16.97	-99.89	24	2
15	10/12/94	6.5	18.02	-101.56	20	2
16	14/09/95	7.4	16.31	-98.88	22	2
17	13/03/96	5.1	16.52	-99.08	18	4
18	15/07/96	6.8	17.45	-101.16	20	3
19	18/07/96	5.4	17.54	-101.20	20	3
20	11/01/97	7.2	17.91	-103.04	16	5
21	08/05/97	5.0	17.32	-100.44	12	7
22	09/05/98	5.2	17.34	-101.41	18	3
23	05/07/98	5.3	16.83	-100.12	5	3
24	30/09/99	7.5	15.95	-97.03	16	3
25	09/08/00	6.5	17.99	-102.66	16	2
26	08/10/01	5.9	16.94	-100.10	4	3
27	27/08/02	5.0	16.04	-97.59	15	2
28	25/09/02	5.3	16.86	-100.12	5	2
29	08/11/02	5.2	16.21	-98.14	4	2
30	10/12/02	5.5	17.41	-101.26	26	2
31	10/01/03	5.2	16.97	-100.30	30	3
32	01/01/04	6.1	17.34	-101.42	6	2
33	13/01/04	5.5	15.99	-97.15	16	2
34	14/06/04	5.9	16.22	-98.16	10	2
35	31/07/06	5.3	18.83	-104.11	10	3
36	13/08/06	5.3	18.23	-103.62	13	4
37	19/11/06	5.5	18.49	-104.44	18	2
38	19/04/07	5.3	17.21	-101.37	24	2
39	28/04/07	5.1	16.94	-99.82	9	3
40	31/05/07	5.1	18.66	-104.14	11	2
41	06/11/07	5.4	17.08	-100.14	9	3

Tabla A.1. Continuación

Evento	Fecha (dd/mm/aa)	M_w	Ubicación			Registros
			Latitud (°)	Longitud (°)	H_D (km)	
42	20/10/08	5.2	17.25	-102.09	25	3
43	27/03/09	5.3	17.35	-100.82	30	6
44	27/04/09	5.8	16.90	-99.58	7	5
45	16/04/10	5.3	16.14	-98.41	10	2
46	25/05/10	5.1	17.11	-101.20	15	2
47	30/06/10	6.3	16.22	-98.03	8	2
48	30/06/10	5.5	16.71	-99.69	7	3
49	26/04/11	5.7	16.61	-98.91	11	3
50	05/05/11	5.2	16.92	-99.60	26	2
51	18/06/11	7.4	16.25	-98.52	16	2
52	20/03/12	6.0	16.27	-98.47	10	2
53	02/04/12	6.5	17.90	-103.06	16	2
54	11/04/12	5.3	16.10	-95.87	20	2
55	18/12/12	5.6	18.60	-104.04	5	3
56	20/02/13	5.3	17.08	-100.82	17	2
57	05/04/13	6.0	17.87	-102.19	10	2
58	22/04/13	5.2	16.54	-98.59	20	2
59	16/08/13	5.3	16.73	-99.70	11	3
60	21/08/13	6.2	16.79	-99.56	20	4
61	21/08/13	5.1	16.81	-100.11	10	2
62	06/10/13	7.2	16.83	-100.10	10	5
63	18/04/14	6.4	17.11	-100.87	17	5
64	08/05/14	6.0	17.06	-100.95	12	5
65	10/05/14	5.7	16.21	-98.42	18	2
66	24/05/14	5.0	17.09	-100.84	10	2
67	04/08/14	5.5	15.97	-95.61	10	2
68	11/10/14	5.4	17.83	-101.52	30	2
69	30/09/15	5.6	16.86	-98.94	10	3
70	23/11/15	5.0	17.00	-99.73	9	2
71	13/02/17	5.0	16.50	-99.06	16	2
72	12/05/17	6.1	16.50	-95.15	22	4
73	23/09/17	5.0	16.97	-99.84	22	3
74	25/12/17	5.8	18.95	-104.81	4	2
75	09/02/18	7.2	16.22	-98.01	16	4
76	16/02/18	5.0	16.07	-97.80	10	2
77	17/02/18	5.2	16.26	-98.11	13	2
78	17/02/18	5.8	15.84	-97.99	24	2
79	17/02/18	5.9	16.25	-97.78	10	2
80	19/02/18	5.9	18.88	-105.27	16	2
81	30/06/18	5.1	18.14	-103.52	5	2
82	17/07/18	5.0	16.48	-99.06	5	2
83	25/09/18	7.4	15.78	-96.12	23	2
84	23/06/20	7.0	16.78	-99.93	10	4

A.2 Eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia

Tabla A.2. Lista de eventos sísmicos intraplaca de profundidad intermedia.

Evento	Fecha (dd/mm/aa)	M_w	Ubicación			Registros
			Latitud (°)	Longitud (°)	H_D (km)	
1	23/05/94	6.2	18.02	-100.57	50	10
2	10/12/94	6.4	17.98	-101.52	50	9
3	11/01/97	7.2	18.34	-102.58	40	5
4	22/05/97	6.5	18.37	-101.82	54	3
5	20/04/98	5.9	18.35	-101.19	64	3
6	15/06/99	6.9	18.13	-97.54	61	8
7	21/06/99	6.3	18.15	-101.70	53	6
8	30/09/99	7.4	16.03	-96.96	47	10
9	29/12/99	5.9	18.00	-101.63	50	4
10	21/07/00	5.9	18.11	-98.97	50	2
11	05/03/01	5.3	17.15	-100.11	35	5
12	06/03/01	5.2	17.14	-100.11	38	4
13	30/01/02	5.9	18.15	-95.98	118	2
14	20/04/04	5.6	17.34	-95.66	138	2
15	07/08/04	5.9	17.05	-95.43	110	2
16	18/08/04	5.9	16.24	-95.15	51	4
17	11/08/06	6.1	18.32	-101.27	51	3
18	08/11/06	5.1	16.05	-96.54	45	3
19	13/04/07	5.3	17.27	-100.27	51	3
20	12/02/08	6.5	16.19	-94.54	90	2
21	30/07/08	5.3	15.98	-96.10	49	2
22	22/05/09	5.6	18.22	-98.26	45	4
23	11/12/11	6.5	17.89	-99.84	58	15
24	01/05/12	5.7	18.20	-101.01	51	5
25	16/06/13	5.8	18.25	-99.18	60	2
26	21/05/14	5.8	17.11	-95.07	121	2
27	29/07/14	6.4	17.97	-95.69	117	5
28	28/04/15	5.5	17.03	-95.19	113	2
29	08/09/17	8.2	14.85	-94.11	58	10
30	19/09/17	7.1	18.40	-98.72	57	13
31	14/10/17	5.5	16.00	-95.07	63.2	3

Referencias

Abrahamson N, Gregor N y K Addo (2010), “BC hydro ground motion prediction equations for subduction earthquakes”, *Earthquake Spectra*; 32: 23–44.

Akkar S D y J Bommer (2007), “Prediction of elastic displacement response spectra in Europe and the Middle East”, *Earthquake Engineering Structural and Dynamics*; 36:1275–1301.

Atkinson G M y Boore D M (2003), “Empirical ground-motion relations for subduction-zone earthquakes and their application to Cascadia and other regions”, *Bulletin of the Seismological Society of America*; 93: 1703–1729.

Arroyo D, García D, Ordaz M, Mora M A, y Singh S K (2010), “Strong ground-motion relations for Mexican interplate earthquakes”, *Journal of Seismology*; 14:769–785.

ASCE/SEI 41-06 (2006), “Seismic rehabilitation of existing building”, American Society of Civil Engineers, *Structural Engineering Institute*, Reston, Virginia.

ASCE/SEI 41-13 (2013), “Seismic rehabilitation of existing building”, American Society of Civil Engineers, *Structural Engineering Institute*, Reston, Virginia.

ASCE/SEI 41-17 (2017), “Seismic evaluation and retrofit of existing buildings” American Society of Civil Engineers, *Structural Engineering Institute*, Reston, Virginia.

ASCE/SEI 41-17 (2017), “Seismic rehabilitation of existing building”, American Society of Civil Engineers, *Structural Engineering Institute*, Reston, Virginia.

Aslani H y E Miranda (2005), “Probabilistic earthquake loss estimation and loss disaggregation in buildings”, The John A. Blume Earthquake Engineering Center; Report No. 157, Stanford, CA.

ATC-40 (1996), “Seismic evaluation and retrofit of concrete buildings”, *Applied Technology Council*, Redwood City, California.

ATC-55 (2001), “Evaluation and improvement of inelastic seismic analysis procedures”, *Applied Technology Council*, Redwood City, California.

Bommer J J y Elnashai A S (1999), “Displacement spectra for seismic design”. *Journal of Earthquake Engineering*; 3(1):1–32.

Bravo-Haro M y A Y Elghazouli (2018), “Permanent seismic drifts in steel moment frames”, *Journal of Constructional Steel Research*; 148: 589–610.

M Bruneau, S E Chang, R T Eguchi, G C Lee, T D O’Rourke, A M Reinhorn, M Shinozuka, K Tierney, W A Wallace y D V Winterfeldt (2004), “A framework to quantitatively assess and enhance

the seismic resilience of communities”, *13th World conference on earthquake engineering*; Paper No. 2575, Vancouver, B.C., Canada.

H V Burton, G Deierlein, D Lallemand y T Lin (2015), “Framework for incorporating probabilistic building performance in the assessment of community seismic resilience”, *J. Struct. Eng.*; C4015007, DOI:10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001321.

CENAPRED (1999), “El sismo de Tehuacán del 15 de junio de 1999”, Centro Nacional de Prevención de Desastres, Coordinación de Investigación, *Área de Ingeniería Estructural y Geotecnia*, Informe técnico.

CANAPRED (2017), “¿Que es una comunidad resiliente?”, Centro Nacional de Prevención de Desastres (disponible en: <https://www.gob.mx/cenapred/articulos/estrategia-nacional-de-comunidades-resilientes>)

Centro Nacional de Prevención de Desastres (CENAPRED), <https://www.gob.mx/cenapred> [ultima consulta 31/10/2023]

Chenouda, M y A Ayoub (2008), “Inelastic displacement ratios of degrading systems”, *J. Struct. Eng.*; Vol. 134, No 6, pp. 1030-1045.

G P Cimellaro, A M Reinhorn y M Bruneau (2010), “Framework for analytical quantification of disaster resilience”, *Engineering structures*; 32, 3639-3649.

Craifaleanu I G (2011), “Investigation of the frequency content of ground motions recorded during strong Vrancea earthquakes, based on deterministic and stochastic indices”, *Eighth 24 International Conference on Structural Dynamics*; paper no. MS16-832, Leuven, Belgium.

Diario (2017), “Colapso del hotel Anhe” http://mobile.diario.mx/2017-09-08_41ba50ec/colapsa-hotel-en-istmo-por-temblor

Domínguez Solórzano, O.A. (2021), “Desarrollo de un método simplificado para la evaluación sísmica de edificios con planta baja débil”, Tesis de Maestría, Fac. de Ing. Civil. *Universidad Michoacana de San Nicolás de Hidalgo*; 133 pp.

Du W (2017), “An empirical model for the mean period (T_m) of ground motions using the NGA-West2 database”, *Bulletin Earthquake Engineering*; 15: 2673–2693.

El sol de puebla (2023), “Colapso de edificios habitacionales” <https://www.elsoldepuebla.com.mx/local/estado/se-cumplen-24-anos-del-sismo-de-6.7-grados-asi-lo-recuerdan-en-tehuacan-10226856.html>

Eurocode 8, Design of Structures for Earthquake Resistance (2004), “Part 1: General Rules, Seismic Actions, and Rules for Buildings”, *Comite Europeen de Normalisation*, Brussels.

Faccioli E, Paolucci R y J Rey (2004), “Displacement Spectra for Long Periods”, *Earthquake Spectra*; 20(2): 347–376.

Fan R E, Chen P H, y C J Lin (2005), “Working set selection using second order information for training support vector machines”, *The Journal of Machine Learning Research*; 6:1871–1918.

FEMA 273/274 (1997), “Guidelines for the seismic rehabilitation of building”, *Federal Emergency Management Agency*, Redwood City, California.

FEMA-356 (2000), “Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings”, *Federal Emergency Management Agency*, Redwood City, California.

FEMA 440 (2005) “Improvement of nonlinear static seismic análisis procedures”, *Federal Emergency Management Agency*; 94065, Redwood City, California.

FEMA P-58 (2012), “Seismic performance assessment of buildings, Vol. 1–2”, *Federal Emergency Management Agency*, Washington, D.C. (Disponibile en: <https://femap58.atcouncil.org/reports>).

FEMA P-2018 (2018), “Seismic evaluation of older concrete buildings for collapse potential”, *Federal Emergency Management Agency*, Whasinton, D.C.

Gaceta (2017) “Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo”, *Gaceta Oficial de la Ciudad de México*, 15 de diciembre de 2017.

Galvis F, Miranda E, Heresi P, Dávalos H, Ruiz-García J (2020), “Overview of collapsed buildings in Mexico City after the September 19, 2017 (Mw7.1) earthquake”, *Earthquake Spectra*; 36(2):83–109.

García D, Singh S K, Herráiz M, Ordaz M y J F Pacheco (2005), “Intraslab earthquakes of central Mexico: Peak ground motion parameters and response spectra”, *Bulletin of the Seismological Society of America*; 95: 2272–2282.

Gutenberg B y C F Richter (1942), “Earthquake magnitude, intensity, energy, and acceleration”, *Bulletin of the Seismological Society of America*; 32(3): 163–191.

Gutenberg B y C F Richter (1956), “Earthquake magnitude, intensity, energy and acceleration (second paper)”, *Bulletin of the Seismological Society of America*; 46(2):105-146.

HAZUS-MH MR5 (2014), “Multi-hazard loss estimation methodology-earthquake model”, *Dept. of Homeland Security*, Washington, DC.

Hotel Kalaki (2022) “Daños en el hotel Kalaki por el sismo del 19 de septiembre de 2022” <https://www.facebook/kalaki>.

Hosseini S., Ruiz-García J. y Massumi A., (2019), “Seismic response of RC frames under far-field mainshock and near-fault aftershock sequences”, *Structural Engineering and Mechanics*; vol. 72, no. 3, pp. 395-408.

Huang TM, Kecman V y I Kopriva (2006), “Kernel Based Algorithms for Mining Huge Data Sets: Supervised, Semi-Supervised, and Unsupervised Learning”, *Springer*, New York.

Ibarra L, RA Medina, H Krawinkler (2005), “Hysteretic models that incorporate strength and stiffness deterioration”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*; Vol. 34, pp. 1489–1511.

Iervolino I, E Chioccarelli, G Baltzopoulos (2012), “Inelastic displacement ratio of near-source pulse-like ground motions”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*; Vol. 41, pp. 2351-2357.

Jaimes M A y A D García-Soto (2020), “Ground-Motion duration prediction model from recorded Mexican interplate and intermediate-depth intraslab earthquakes”, *Bulletin of the Seismological Society of America*; 111: 258–273.

Joyner W B y D M Boore (1993), “Methods for regression analysis of strong-motion data”, *Bulletin of the Seismological Society of America*; 83:469–87.

Kumar M, Castro J, Stafford P y A Elghazouli (2011), “Influence of the mean period of ground motion on the inelastic dynamic response of single and multi-degree of freedom systems”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*; 40(3):237–256.

Kumar M, Castro J, Stafford P y A Y Elghazouli (2013), “Influence of ground motion characteristics on drift demands in steel moment frames designed to Eurocode 8”, *Engineering Structures*; 52: 502–517.

Lignos DG y H Krawinkler (2012), “Sidesway collapse of deteriorating structural systems under seismic excitations,” The John A. Blume Earthquake Engineering Research Center; Rep. No. 177, Stanford, CA.

López Barrón J A (2021), “Evaluación de la capacidad remanente y de demolición de edificios de concreto reforzado con planta baja débil”, Tesis de Maestría en Ingeniería Civil en el Área de Estructuras, Fac. Ing. Civil, *Universidad Michoacana de San Nicolas de Hidalgo*.

Málaga-Chuquitaype C y AY Elghazouli (2012), “Inelastic displacement demands in steel structures and their relationship with earthquake frequency content parameters”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*; 41: 831-852.

MATLAB. 8.5.0.197613 (R2017a). Natick, Massachusetts: *The MathWorks Inc.*

Miranda E (1993), “Site-dependent strength reduction factors”, *Journal of Structures Engineering ASCE*; 19(12):3505– 3519.

Miranda E (2000), “Inelastic displacement ratios for structures on firm sites”, *Journal of Structural Engineering*; Vol. 126, No 10, pp. 1150-1159.

Miranda E y J Ruiz-García (2002), “Evaluation of approximate methods to estimate maximum inelastic displacement demands”; 31(3):539-560.

Miranda E y S D Akkar (2003), “Dynamic instability of simple structural system”, *Journal of Structural Engineering*; Vol. 129, No 12, pp. 1722-1726.

MOC-CFE (1993), “Manual de obra civiles diseño por sismo”, *Comisión Federal de Electricidad, México.*

Noh N M, Liberatore L, Mollaioli F y S Tesfamariam (2017), “Modelling of masonry infilled RC frames subjected to cyclic loads: State of the art review and modelling with OpenSees”, *Engineering Structures*; Vol. 150, pp. 599-621.

NTC-DF (1987), “Normas técnicas complementarias para diseño y construcción de estructuras de concreto”, *Reglamento de construcciones para el D.F.*

Olvera Alejo R N (2020), “Evaluación de la resiliencia sísmica en edificios escolares del estado de Michoacán”, Tesis de Licenciatura en Ingeniería Civil, Fac. Ing. Civil, *Universidad Michoacana de San Nicolas de Hidalgo.*

OpenSees. Open System for Earthquake Engineering Simulation – Home Page. [ultima consulta: 12/05/2022].

Pablo Ávila Martínez (2022), "Daños por el sismo del 19 de septiembre de 2022", [https://www.facebook.com/ Pablo Ávila Martínez](https://www.facebook.com/PabloÁvilaMartínez)

Platt J (1999), “Sequential Minimal Optimization: A Fast Algorithm for Training Support Vector Machines”, *Technical Report*; MSR-TR-98–14.

Ramos Cruz J M y J Ruiz García (2022a), “Cociente de desplazamiento inelástico para temblores de subducción”, *XXIII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica*, Juriquilla, Querétaro.

Rathje E, N Abrahamson y J Bray (1998), “Simplified frequency content estimates of earthquake ground motions”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*; Vol. 120, No 4, pp. 0150-0159.

Rathje E M, Faraj F y S Russell (2004), “Empirical relationships for frequency content Parameters of Earthquake Ground Motions”, *Earthquake Spectra*; 20(1):119-144.

Red Acelerográfica del Instituto de Ingeniería (RAII-UNAM). <https://aplicaciones.iingen.unam.mx/AcelerogramasRSM/>. [ultimo acceso: 14 de septiembre de 2023].

Ruiz-García J y E Miranda (2003) “Inelastic displacement ratios for evaluation of structures”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*; Vol. 32, pp. 1237–1258.

Ruiz-García J y E Miranda (2006), “Inelastic displacement ratios for evaluation of structures built on soft soil sites”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*; Vol. 35, pp. 679-694.

Ruiz-García J (2011), “Inelastic displacement ratios for seismic assessment of structures subjected to forward-directivity near-fault ground motions”, *Journal of Earthquake Engineering*; Vol. 15, No 3, pp. 449-468.

Ruiz-García J. (2012), “Mainshock-aftershock ground motion features and their influence in building's seismic response”, *Journal of Earthquake Engineering*; Vol. 16:5, pp. 719-737.

Ruiz-García J y E J González (2014), “Implementation of Displacement Coefficient method for seismic assessment of buildings built on soft soil sites”, *Engineering Structures*; 59: 1–12.

Ruiz-García J y Y Cárdenas (2021), “Seismic performance assessment of weak first-storey RC buildings designed with old and new seismic provisions for Mexico City”, *Engineering Structures*; Vol. 232, pp. 0141-0296.

Ruiz-García J y O Domínguez-Solorzano (2021), “Collapse strength ratios for weak first-story buildings under soft soil intraslab earthquakes”, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*; Vol. 151, 107004.

Ruiz-García J., Olvera R. y Frías A. (2021), “Seismic assessment of school buildings with short captive RC columns under subduction seismic sequences”, *Structures*; Vol. 34, pp. 2432-2444.

Ruiz-García J. y Domínguez-Solórzano O. (2021), “Collapse strength ratios for weak first-story buildings under soft soil intraslab earthquakes”, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*; Vol. 151, no. 107004.

Ruiz García J y López Barrón J A (2022), “Índices de capacidad remanente para evaluar la resiliencia sísmica de edificios”, *XXIII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica*, Juriquilla, Querétaro.

Ruiz García J y Ramos Cruz JM (2022), “El sismo de Coalcomán, Michoacán del 19 de septiembre de 2022 (M7.7)”, Informe preliminar, *Universidad Michoacana de San Nicolas de Hidalgo*.

Samadian et al., (2019), “Seismic resilience evaluation based on vulnerability curves for existing and retrofitted typical RC school buildings”, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*; 127 105844.

Seed H B, Idriss I M y FW Keifer (1969), “Characteristics of rock motions during earthquakes”, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*; 95 (5): 1199–1218.

SSN (2022), “Reporte especial Sismo del 19 de septiembre de 2022, Michoacán (M 7.7)”, Servicio Sismológico Nacional, *Universidad Nacional Autónoma de México*.

Tezcan J y Q Cheng (2012), “Support vector regression for estimating earthquake response spectra”, *Bulletin of Earthquake Engineering*; 10:1205–1219.

Tolis S y E Faccioli (1999), “Displacement design spectra”, *Journal of Earthquake Engineering*; 3: 107–125.

Tribunanoticias (2023) “El 15 de junio de 1999, el día que se paralizó Puebla” <https://tribunanoticias.mx/el-15-de-junio-de-1999-el-dia-que-se-paralizo-puebla/>

UBC (1976), “Uniform Building Code”, *International Council of Building Officials*, Whittier, California.

Vapnik V (1995), “The Nature of Statistical Learning Theory”, *Springer*, New York.

Vamvatsikos D., Akkar S. y Miranda E. (2009), “Strength reduction factors for the dynamic instability of oscillators with non-trivial backbones”, *ECCOMAS Thematic Conference on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering*, Rhodes, Greece.

Veletsos AS y NM Newmark (1960), “Effect of inelastic behavior on the response of simple systems to earthquake motions”, *Proceedings of the 2nd World Conference on Earthquake Engineering, Japan*; Vol. 2, 895–912.

Veletsos A S, Newmark N M y C V Chelapati (1965), “Deformation spectra for elastic and elastoplastic systems subjected to ground shock and earthquake motions”, *3rd World Conference on Earthquake Engineering*; 2:663–682, Auckland/Wellington, New Zealand.

Wen W, Zhang M, Zhai C y Liu W, (2019), “Resilience loss factor for evaluation and desing considering the effects of aftershocks”, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*; 116 43-49.

Yaghmaei-Sabegh S (2015), “New models for frequency content prediction of earthquake records based on Iranian ground-motion data”, *Journal of Seismology*; 19:831–848.

Yaghmaei-Sabegh S, Florin P, Shahvar M y SM Talha Qadri (2022), “Empirical frequency content models based on intermediate-depth earthquake ground-motions”, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*; 15:107173.

@fflores (2017), “Colapso del hotel Anhe, Matias Romero, Oaxaca”, <https://twitter.com/ffloresm/status/906146122682466306>.