

CIVIL

Universidad Nacional Autónoma de México

*División de Estudios de Posgrado
Facultad de Ingeniería*

***ANÁLISIS Y PREDICCIÓN DE COMPORTAMIENTO DINÁMICO DE
ESTRUCTURAS USANDO IDENTIFICACIÓN DE SISTEMAS Y
LINEALIZACIÓN EQUIVALENTE***

Ricardo González Alcorta

FALLA DE ORIGEN

TESIS DOCTORAL

Director de Tesis : Dr. Luis Esteva Maraboto

*Ciudad Universitaria
Noviembre, 1995*

**TESIS CON
FALLA DE ORIGEN**



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas Tesis Digitales Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS © PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

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

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

RESUMEN

En esta investigación se presenta una estrategia para la estimación de parámetros en sistemas estructurales, con base en un enfoque paramétrico para la caracterización del modelo matemático del sistema. Se estudió un conjunto de modelos matemáticos cuyo tipo y tamaño estuvo en función de los posibles modelos a aplicar en el análisis de edificios instrumentados, en donde se consideran características del movimiento que incluyen efectos de torsión, interacción suelo-estructura y modos superiores de vibrar. Se analizó la incertidumbre en la estimación de los parámetros de los modelos por el efecto de los valores iniciales de los parámetros y por la presencia de ruido.

Se propuso una nueva alternativa para modelar sistemas de múltiples grados de libertad, en donde se aprovechan las propiedades de ortogonalidad de las matrices estructurales a fin de disminuir el número de parámetros a evaluar en el proceso de estimación. En las simulaciones matemáticas realizadas con este modelo y en su aplicación al sistema físico estudiado se encontró que es eficiente para reproducir el comportamiento estructural asociado a modos superiores de vibrar, que es una limitante muy importante de los modelos de cortante.

Se juzgó la validez del uso del análisis por ventanas para la estimación de parámetros equivalentes de sistemas estructurales, encontrándose una correlación satisfactoria entre las respuestas de los sistemas reales y las provenientes de los modelos matemáticos utilizados considerando dicha hipótesis.

Se estableció un método para la predicción de respuesta sísmica en sistemas estructurales con comportamiento no lineal y deterioro acumulado en los parámetros que los caracterizan. La metodología toma en cuenta la información proveniente del comportamiento real de los sistemas para la calibración del modelo de predicción. La relativa simplicidad de su planteamiento y los resultados encontrados de la aplicación de la metodología propuesta, permiten concluir que su uso es promisorio para aplicaciones prácticas de diseño de estructuras sismorresistentes.

ABSTRACT

This investigation presents a strategy to estimate parameters in structural systems, using a parametric approach to characterize the system mathematical model. A set of models was studied, whose type and size was established as a function of typical models used in the analysis of instrumented buildings, taking into account torsion effects, soil-structure interaction movements and higher modes participation. The parameter estimation uncertainty was analyzed, caused by the parameter initial values and the presence of noise in the measurements. A new alternative was proposed to model multiple-degree-of-freedom systems, considering the orthogonality properties of the structural matrices to reduce the number of the unknown parameters in the estimation process. In a simulation study and a real system application, there was found that this alternative is efficient to reproduce the higher mode participation in the structural response, that is a very important limitation in shear building models.

The use of the time window analysis to estimate equivalent structural parameters was studied. A good correlation was found between the physical system response and the model response. A method was established to predict the structural seismic response in buildings, considering the nonlinear behavior of the system and its cumulative seismic damage. This method takes into account the real response information to calibrate the predictive model. Considering the relative simplicity of this methodology and the results observed, it was concluded that its use is promissory in the seismic structural analysis and design of buildings.

Capítulo 7 : Simulaciones Matemáticas : Predicción	69
7.1 Descripción de los sistemas	69
7.2 Metodología de simulación	70
7.3 Simulación de sistema A	71
7.4 Simulación de sistema B	74
Capítulo 8 : Predicción de Respuesta en Sistema Físico Real	77
8.1 Descripción del sistema	78
8.2 Ley de variación de parámetros	79
8.3 Modelo de deterioro	80
8.4 Predicción de respuesta con sismos moderados	81
8.5 Predicción de respuesta con sismos intensos	82
Capítulo 9 : Conclusiones, Recomendaciones y Necesidades Futuras	83
Referencias	87
Tablas y Figuras	

Introducción

Antecedentes. En la ingeniería estructural, importantes esfuerzos de ingenieros, científicos e investigadores se dirigen hacia la predicción del comportamiento dinámico de sistemas estructurales sujetos a cargas dinámicas. El punto clave de estos esfuerzos es la caracterización de un modelo matemático representativo capaz de determinar la respuesta dinámica del sistema. Desde un punto de vista teórico es posible determinar un gran número de modelos matemáticos para un sistema estructural, y sus soluciones proporcionarán la respuesta dinámica de la estructura en consideración con diferente grado de aproximación. El problema es como seleccionar el modelo más adecuado.

Un modelo matemático de un sistema físico sujeto a cargas variables en el tiempo puede establecerse con base en las leyes fundamentales de la dinámica y del análisis estructural. En este enfoque, conocido generalmente como el *problema directo*, se incorporan todos los aspectos que participan significativamente en el modelo con base en la importancia de cada parámetro. Los resultados de aplicar un modelo matemático determinado son muy sensibles a las características de dicho modelo, por lo que la incertidumbre asociada a tales características puede conducir a incertidumbres elevadas sobre la relación entre la respuesta real y la respuesta predicha.

Una manera de validar los modelos matemáticos disponibles consiste en registrar las excitaciones y las respuestas de sistemas físicos, y deducir de ambas la mejor manera de representar los sistemas involucrados. Este planteamiento se conoce como el *problema inverso*, que significa que la construcción del modelo matemático se basa en la respuesta experimental obtenida en el sistema físico real. Los datos experimentales se pueden obtener de registros de movimientos fuertes en estructuras instrumentadas, de ensayos de prototipos en laboratorio en pruebas sobre mesas vibratorias o de ensayos en estructuras usando mediciones de vibración ambiental o vibración forzada.

En cualquiera de los dos enfoques mencionados que se utilice, siempre el punto clave radica en establecer el mejor modelo. Es evidente que la aproximación del modelo dependerá de una adecuada selección de la forma y número de parámetros que se incorporen en él. La incorporación de un gran número de parámetros desconocidos en el modelo o de funciones desconocidas hace que el modelo sea más complejo y que la estimación de sus parámetros resulte excesivamente difícil e imprecisa. El uso de modelos simples, en donde los efectos de algunos de

los parámetros no significativos se desprecien, puede producir soluciones aproximadas adecuadas en aplicaciones prácticas.

La importancia de este problema en la ingeniería estructural se ha incrementado últimamente, dado el deseo de contar con una descripción más adecuada de las estructuras y de sus características dinámicas, para poder predecir su respuesta ante excitaciones externas y evaluar el grado de daño a través de la variación de sus parámetros.

La evaluación de la seguridad de estructuras existentes se ha convertido en un reto importante para la profesión. La importancia de este problema aumenta en la medida en la que escasean los recursos para la construcción de nuevos edificios y en que las estructuras existentes se acercan al final de su vida útil. Además, existen muchas estructuras importantes en operación las cuales han sido diseñadas con especificaciones menos rigurosas que las actuales, edificaciones antiguas cuyas propiedades han cambiado a través del tiempo y finalmente, edificios que involucran grandes riesgos debido al alto grado de ocupación o al costo de los equipos y sustancias que albergan. Además, los cálculos realizados para el diseño de una estructura pueden resultar insuficientes al tratar de considerar el deterioro y degradación de ésta con el tiempo.

Dadas las incertidumbres sobre el comportamiento real de los edificios ante excitaciones sísmicas, la instrumentación de edificios puede aportar información experimental muy valiosa, siendo la identificación de sistemas una herramienta matemática que puede ser el enlace entre el modelo matemático y los datos experimentales. La aplicación de técnicas de identificación de sistemas se ha convertido en un importante tópico de investigación en relación con la evaluación de la seguridad y de los niveles de daño en las construcciones, ya que los cambios en los parámetros de los modelos matemáticos que resultan de la aplicación de estas técnicas pueden reflejar las variaciones en el estado físico de la estructura real.

Planteamiento del problema propuesto. El criterio actual de diseño de edificios considera que los sistemas estructurales presenten daño severo durante sismos de gran magnitud, por lo que entender el comportamiento de las estructuras más allá de su límite elástico resulta trascendente. En la ciudad de México se han instrumentado algunos edificios con aparatos de registro sísmico de tipo permanente, a fin de evaluar el comportamiento real de las estructuras ante eventos sísmicos de gran intensidad y disminuir las incertidumbres que existen en el modelaje matemático de las mismas.

Los métodos de cálculo de respuesta dinámica de estructuras que se utilizan actualmente en la

práctica profesional en México se basan en el uso de programas de computadora desarrollados comercialmente, en donde se incorporan los elementos estructurales que participan significativamente en la rigidez y masa del edificio, con base en la importancia de estos elementos, suponiendo un comportamiento lineal de los sistemas. Esta metodología presenta la desventaja de carecer de un criterio riguroso para ajustar su modelo matemático representativo.

Mediante el análisis del comportamiento dinámico real de edificios instrumentados se ha comprobado que para elaborar modelos matemáticos representativos de las estructuras es necesario considerar que las propiedades dinámicas de los edificios pueden sufrir variaciones durante los movimientos sísmicos. Dada la complejidad del problema, es importante establecer criterios prácticos para predicción de respuesta sísmica, en donde se considere que los parámetros característicos del modelo sufren variaciones durante los eventos, así como el daño acumulado que presenten los sistemas.

Objetivos de la tesis. El objetivo fundamental de la investigación doctoral es el utilizar las técnicas de identificación de sistemas y linealización equivalente para formular modelos matemáticos representativos del comportamiento sísmico no lineal de estructuras. Se orientará la investigación al desarrollo de metodologías y estrategias aplicables a modelos que sean extrapolables a estructuras con características similares a aquellas a las que se realice el proceso de identificación. Con base en las metodologías propuestas se establecerán criterios para la predicción de respuesta sísmica de estructuras, en las cuales se considere que las características dinámicas de los edificios sufren variaciones significativas durante eventos sísmicos intensos, tomando en cuenta el daño acumulado de los sistemas. Como objetivos particulares destacan:

- a) Selección de algoritmos de estimación de parámetros de las relaciones que representen el comportamiento dinámico de sistemas no lineales de varios grados de libertad, con base en técnicas de identificación de tipo iterativo, a partir del método de optimación de Gauss-Newton modificado.
- b) Análisis de las características de convergencia y estabilidad de los métodos de identificación seleccionados, a partir de simulaciones de modelos matemáticos de diversa complejidad. Se establecerán las formas de evaluar los errores en la estimación de los parámetros de los modelos estudiados.
- c) Estudio de la aplicabilidad de las estrategias de identificación, mediante el análisis del comportamiento real de un edificio instrumentado utilizando diferentes modelos matemáticos,

en particular aquellos que consideran comportamiento tridimensional de la estructura y efectos de interacción suelo-estructura. Asimismo, se desarrollarán simulaciones en modelos matemáticos que consideren comportamiento no lineal de sistemas estructurales de múltiples grados de libertad.

- d) Establecimiento de criterios para la predicción de respuesta sísmica de modelos de distinto grado de refinamiento ante temblores dados o familias de temblores con características estadísticas similares. Se desarrollarán algoritmos de cómputo capaces de llevar a cabo dicho objetivo.
- e) Dar recomendaciones del uso y limitaciones de los procedimientos matemáticos y estrategias propuestas.

Organización del escrito. En esta investigación se abarcan dos tópicos fundamentales: a) el desarrollo de estrategias para la estimación de parámetros en sistemas estructurales (*capítulos 1 a 5*) y b) la metodología para establecer criterios de predicción de respuesta (*capítulos 6 a 8*). En el *capítulo 1* se presentan conceptos generales sobre la técnica de identificación de sistemas y se lleva a cabo una revisión bibliográfica de sus principales aplicaciones en la ingeniería estructural. En el *capítulo 2* se realiza una descripción del método de estimación de parámetros elegido para el análisis de los sistemas estudiados en la investigación. Se presentan simulaciones matemáticas que sirven para estudiar las características de estabilidad y convergencia de los métodos y los modelos propuestos, tanto para el caso lineal (*capítulo 3*) como para el caso no lineal (*capítulo 4*). Uno de los capítulos más importantes de la tesis es el *capítulo 5*, en donde se realiza una aplicación de las estrategias de estimación desarrolladas en un sistema físico real.

El *capítulo 6* se presenta el método de predicción de respuesta que se propone en la investigación. Se realizan simulaciones matemáticas de sistemas no lineales con deterioro de rigidez en las cuales se valida la estrategia (*capítulo 7*). En el *capítulo 8* se lleva a cabo una aplicación del método de predicción a un sistema físico real (el cual es el mismo sistema que el estudiado en el capítulo 5). Por último, en el *capítulo 9* se presentan las conclusiones finales de la investigación.

1.1 Conceptos generales

Antecedentes históricos. En el campo de la ciencia e ingeniería, observar el comportamiento de un sistema y medir su respuesta ante una excitación determinada es una herramienta fundamental para la construcción de un modelo matemático. El proceso de identificación consiste en establecer un modelo matemático para un sistema con base en un conjunto de observaciones disponibles, así como cualquier conocimiento *a priori* del sistema. El modelo identificado representa el comportamiento físico del sistema y consecuentemente puede ser utilizado para predecir o simular su comportamiento.

El uso de la identificación de sistemas en sistemas mecánicos deformables se remonta a finales de los años cincuenta. En ese entonces, la industria de la aviación realizó muchos ensayos en aviones reales para medir el comportamiento global de los mismos, así como el comportamiento de varios de sus componentes. Tales experimentos resultaban muy caros y demorados. Por otra parte, los modelos analíticos existentes no era capaces de representar adecuadamente el comportamiento real con el nivel de aproximación deseado. La brecha entre la teoría y la experimentación forzó a la industria a buscar métodos para mejorar sus modelos analíticos, siendo la identificación de sistemas uno de los métodos más socorridos y que proporcionó resultados promisorios como herramienta para simular y/o predecir el comportamiento de sistemas mecánicos flexibles.

La aplicación de las técnicas de identificación de sistemas en sistemas estructurales se remonta a principios de los años setenta, con el inicio de las campañas de instrumentación sísmica en países como Estados Unidos y Japón. La aplicación de estas técnicas para analizar el comportamiento real de edificios se ha incrementado en los últimos años gracias a los programas de instrumentación de tipo permanente en varios de los países con alto riesgo sísmico. La instrumentación de edificios en México es muy reciente, teniéndose en la actualidad alrededor de 10 edificios instrumentados.

El proceso de identificación. Existen dos enfoques para la descripción de un sistema determinado: a) un enfoque *no paramétrico* en el cual no se emplea explícitamente un vector de parámetros en el modelo matemático, sino que se determinan características del sistema a partir

de funciones de transferencia y, en general, mediante el auxilio de funciones espectrales (Bendat y Piersol, 1984), haciendo uso de la información entrada-salida del sistema en cuestión y b) un enfoque *paramétrico*, en donde se selecciona un modelo matemático y se establece un conjunto de parámetros que caracterizan al mismo, a partir de la información de entrada-salida.

Las principales etapas del proceso de identificación utilizando un enfoque paramétrico se pueden resumir en: (1) la propuesta de un modelo y el diseño del experimento para medir la respuesta del sistema (selección del modelo), (2) usando el modelo elegido y la respuesta medida estimar los parámetros desconocidos del modelo, y (3) validar y refinar el modelo si es necesario.

Selección del modelo. Un modelo es una representación de los aspectos esenciales de un sistema que contiene conocimiento del mismo de una manera entendible. La selección del modelo queda gobernada básicamente por tres elecciones: (1) la clase del modelo, (2) la estructura y tamaño del modelo, y (3) establecer los parámetros del modelo elegido. El uso que se pretenda dar al modelo generalmente dicta la clase del modelo. Si se desconocen los aspectos físicos del problema, el modelo tiene un carácter de *caja negra*. En la ingeniería estructural, afortunadamente, están relativamente bien establecidas las leyes que gobiernan el comportamiento físico de los sistemas y los términos y suposiciones que deben ser incluidos en el planteamiento matemático.

La elección del tamaño del modelo no es un problema trivial dado que el modelo debe incluir únicamente características esenciales del sistema para evitar introducir una complejidad innecesaria. El tamaño del modelo queda gobernado por la cantidad y calidad de información disponible, con la cual se establecen los grados de libertad del modelo y se aseguran aspectos como la identificabilidad del sistema y la unicidad de la solución [Beck (1978)].

Una vez propuesto el tipo de modelo, con el grado de refinamiento adoptado (comportamiento histerético, degradación de rigidez y/o resistencia, etc.), el paso final de esta etapa es evaluar los parámetros desconocidos a evaluar, generalmente asociados a la rigidez y amortiguamiento del sistema, así como a parámetros que definen las leyes constitutivas del mismo.

El principal objetivo al diseñar un experimento es proveer de la máxima información acerca de los parámetros del sistema a identificar. Existen muchos factores que se ven envueltos en el diseño de un experimento, entre los que destacan: el tipo de aplicación que se pretenda dar a los resultados, conocimientos *a priori* del sistema, la estructura del modelo y el método de estimación de parámetros utilizado. En el caso de sistemas estructurales, el diseño del experimento contempla aspectos como la selección del tipo de instrumento a colocar y la

ubicación de los mismos en los puntos críticos de la estructura.

Estimación de parámetros. La esencia en la elaboración de un modelo matemático es su capacidad para simular y/o predecir el comportamiento del sistema. El buen comportamiento de un modelo matemático puede ser evaluado por una función que indique que tan bien el modelo se ajusta a un objetivo preestablecido. La manera natural de realizar lo anterior es minimizar la diferencia entre las respuestas del modelo y las del sistema real al ajustar los parámetros del modelo. Así el objetivo principal es encontrar los parámetros que minimizan una medida escalar conocida como función criterio. Al procedimiento para la estimación de parámetros se le denomina el *estimador* de parámetros.

En la área de optimización matemática existe un gran número de métodos que se pueden usar como estrategia para el ajuste de los parámetros; sin embargo, en algunos de ellos no se encuentra una convergencia incondicional. Los métodos para la estimación de parámetros se pueden dividir en [Ljung (1987)]:

- a) *Métodos Iterativos*; en los cuales se asignan valores a los parámetros y se evalúa la función criterio para todo el intervalo de muestreo, de tal forma que iterativamente se busca el mínimo de la función. Para la estrategia de minimización se utilizan métodos como el de Newton, Newton-Raphson y Gauss-Newton, entre otros.
- b) *Métodos Recursivos*; con los cuales es posible realizar el ajuste de los parámetros en cada intervalo de tiempo. Estos métodos también son conocidos como "en línea" y "en tiempo real". Dentro de las principales estrategias destaca la del filtro de Kalman [Kalman (1960)], la cual ha sido aplicada para el estudio de sistemas con parámetros variantes en el tiempo.

Validar el modelo matemático. Un modelo obtenido a partir de un proceso de identificación tiene que ser validado para asegurarse que describe el sistema de una manera confiable. La prueba del modelo es una fase difícil del proceso de identificación y puede resultar muy subjetiva, si no se propone algún índice que evalúe cuantitativamente el ajuste o no se cuenta con un criterio adecuado para comparar la respuesta del modelo con la del sistema físico.

Un procedimiento comúnmente aceptado para validar el modelo y establecer si es una descripción simple y apropiada del sistema analizado es llevar a cabo simulaciones de su comportamiento ante excitaciones reales que no hayan sido utilizadas en el proceso de identificación y comparar las respuestas del modelo con las mediciones del sistema real. Entonces es posible realizar una

comparación ya sea visual o mediante alguna medida formal que evalúe el error.

1.2 Identificación de sistemas en la ingeniería estructural

Existe un gran número de aplicaciones de los métodos de identificación de sistemas a la ingeniería estructural, motivados fundamentalmente por el deseo de tener una descripción más adecuada de las estructuras y sus características dinámicas. Estas están enfocadas, en su gran mayoría, en desarrollar modelos constitutivos representativos de los edificios, con fines de predicción de respuesta ante excitaciones futuras. Existen en la literatura diversos artículos que llevan a cabo una revisión del estado del arte sobre el tema, en los que destacan, cronológicamente, los de *Bekey* (1970), *Sage* (1972), *Hart and Yao* (1977), *Kozin y Natke* (1986) y *Natke* (1990).

En la ingeniería estructural se han aplicado para la descripción y caracterización de los sistemas tanto enfoques no paramétricos como paramétricos, siendo estos últimos los que han tenido un auge mayor en los últimos años debido al desarrollo de métodos analíticos prácticos para la solución de los problemas y a los avances en la computación, para agilizar el procesamiento y análisis de las señales.

Aplicaciones con técnicas no paramétricas. Una de las ventajas que presentan las técnicas no paramétricas radica en que no se tiene que desarrollar un modelo matemático del sistema analizado, ya que con la correcta interpretación de las señales de entrada y salida del sistema es posible determinar las características dinámicas haciendo uso de funciones espectrales (espectros de Fourier, funciones de transferencia y coherencia), con las cuales es posible definir propiedades estructurales como frecuencias naturales de vibración, configuraciones modales y niveles de amortiguamiento. Estas técnicas han sido aplicadas para definir características de sistemas reales, ya sea mediante pruebas de vibración ambiental [*Trifunac* (1972), *Minami y Kashima* (1986), *Rodríguez y González* (1987), *Murià-Vila y González* (1993)], pruebas de tracción [*Murià et al.* (1991)], pruebas de vibración forzada [*Prince y Del Valle* (1978)] e inclusive a partir de la respuesta sísmica de edificios [*Murphy* (1973), *Udwadia y Trifunac* (1974), *Hart et al.* (1975), *Hart y Vasudevan* (1975), *González* (1989)].

En la práctica, el uso de técnicas no paramétricas presenta la dificultad de que no se definen con claridad las funciones de transferencia dada la presencia de numerosas crestas que no están relacionadas con las frecuencias naturales, sino que son función del ruido en la medición. El suavizado de los espectros de Fourier antes de definir el cociente espectral, o bien, de la función

de transferencia en sí, puede reducir esta variabilidad y hacer que las crestas asociadas a las frecuencias naturales sean más evidentes, aunque esto conduce a pérdidas de información y a sobrestimaciones en el nivel de amortiguamiento del sistema. En pruebas de vibración ambiental realizadas en México se ha encontrado que mediante análisis no paramétrico es posible estimar confiablemente las frecuencias de los modos más significativos del comportamiento estructural, así como el factor de amortiguamiento de los modos de los modos fundamentales de traslación [Murià-Vila y González, (1993)].

Aplicaciones con técnicas paramétricas. En sistemas estructurales en donde el objetivo fundamental radica en determinar un modelo matemático representativo del sistema real que pueda ser usado para predecir la respuesta del sistema ante excitaciones futuras, es necesario utilizar un enfoque paramétrico de identificación. Dada la gran diversidad de los enfoques teóricos y de las aplicaciones que han tenido las técnicas paramétricas en los últimos años, el establecer una clasificación para analizar el estado del arte sobre este tópico no es una tarea sencilla. En esta tesis se eligió clasificar a las aplicaciones en función del tipo de método utilizado para la estimación de los parámetros, es decir, las aplicaciones que presentan un enfoque iterativo de solución y las que presentan métodos recursivos. En cada uno de los grupos se describen las principales aportaciones y las aplicaciones más trascendentes dadas en la literatura.

1.2.1 Aplicaciones usando técnicas paramétricas iterativas

La gran mayoría de las aplicaciones dadas en la literatura que hacen uso de técnicas iterativas para la estimación de los parámetros de los modelos matemáticos están enfocadas al comportamiento lineal de los sistemas estructurales, en los cuales se considera que los sistemas son lineales e invariantes en el tiempo. Se distinguen claramente dos enfoques en las aplicaciones, según el tipo de parámetros que caracterizan el modelo matemático:

- a) *Enfoque modal*, en el cual no se determinan explícitamente los parámetros de rigidez y amortiguamiento del sistema, por lo que éste queda caracterizado por las frecuencias, amortiguamientos y factores de participación efectiva asociados a los diferentes modos de vibración.
- b) *Enfoque explícito*, en el cual se determinan explícitamente las matrices de rigidez y amortiguamiento del sistema analizado.

Aplicaciones con enfoque modal. Uno de los trabajos pioneros en esta línea de investigación fue el desarrollado por *Beck* (1978), en donde se propone un método llamado *minimización modal*, por medio del cual es posible encontrar secuencialmente las características modales de frecuencias y amortiguamientos para los diferentes modos de vibrar de los sistemas. Dado que este método supone la linealidad de las ecuaciones del modelo, sólo es aplicable para comportamiento lineal de los sistemas estudiados. *McVerry* (1980) aplicó la misma filosofía del método de minimización modal para identificar los parámetros de una estructura lineal de cortante, trabajando en el dominio de la frecuencia.

El método de minimización modal ha sido utilizado en un gran número de investigaciones dadas en la literatura. Dentro de los trabajos más trascendentes y recientes destacan los desarrollados en una estructura de 5 niveles con aislamiento sísmico en la base [*Papageorgiu y Lin* (1989)], en una edificación de 14 niveles con un efecto pronunciado de interacción suelo-estructura [*Papageorgiu y Lin* (1990)], en una estructura de mampostería con presencia de cuerpos anexos [*Gentile* (1990)], al analizar características de sistemas con modos no clásicos [*Tang y Cheng* (1993)], y en el estudio del comportamiento tridimensional de un edificio de concreto de 15 niveles [*Li y Mau* (1991)].

Se han hecho intentos por aplicar estas técnicas en sistemas con comportamiento no lineal, segmentando la respuesta y determinando los parámetros modales en cada segmento [*Iemura y Jennings* (1974)]. Sin embargo, estos métodos presentan la desventaja de que los parámetros estructurales así definidos son una caracterización promedio por segmento.

Aplicaciones con enfoque explícito. Las investigaciones más importantes haciendo uso de estas técnicas se remontan a mediados de los años setentas, la mayoría de ellas aplicadas a sistemas lineales con parámetros invariantes en el tiempo, destacándose los trabajos de *Raggett* (1974) para el análisis de la respuesta simulada en un sistema de cortante de 3 grados de libertad, *Distefano y Rath* (1974) en una estructura de acero de 3 niveles, *Beliveu* (1975) en un sistema con efectos de interacción suelo-estructura, *Kaya y McNiven* (1978) en modelos de diversa complejidad matemática para idealizar a un prototipo experimental de 3 niveles. Recientemente, *Sarkar et al.* (1994) han aplicado estas técnicas para determinar parámetros aerolásticos y *Banan y Hjelmstad* (1994) a partir de la respuesta estática de sistemas estructurales.

Para tomar en cuenta el comportamiento no lineal de los parámetros se han aplicado técnicas como la de analizar la respuesta por segmentos [*Agbabian et al.* (1991)], reglas de histéresis como las de Ramberg-Osgood [*Matzen y McNiven* (1976), *Jurukovski* (1987)], leyes para

considerar amortiguamiento no lineal [*Yar y Hammond (1987), Jurukvoski y Jovanovic (1990)*].

1.2.2 Aplicaciones usando técnicas paramétricas recursivas

El objetivo fundamental de estos métodos es el determinar los parámetros de los modelos matemáticos a cada instante, por lo que han encontrado sus mayores aplicaciones en sistemas que tiene parámetros que presentan variaciones significativas durante su respuesta. Dentro de las aplicaciones trascendentes destaca la de *Caravani et al. (1977)*, el cual propuso una técnica de mínimos cuadrados recursivos para la estimación de parámetros. Otros autores que han aplicado la técnica de Caravani para el análisis de estructuras reales son: *Aghabian et al. (1988)*, *Lin et al. (1990)*, *Loh y Chung (1993)* en una estructura de concreto de 4 niveles y en una estructura metálica de 1 nivel y *Loh y Tou (1995)* en un edificio de 47 niveles.

Otras de las técnicas que se han aplicado con éxito es la del *Filtro de Kalman Extendido*, el cual se basa en utilizar un vector de estado ampliado que incluye, además del vector de respuesta y sus derivadas, todos los parámetros a ser identificados. El vector de estado es recursivamente actualizado a partir de una propuesta inicial, con base en el formalismo matemático del Filtro de Kalman. Con esta técnica es posible considerar leyes histeréticas dentro del modelo matemático para caracterizar el comportamiento inelástico de sistemas estructurales. Entre los modelos histeréticos más usados destacan los bilineales y el modelo de Clough [*Loh y Tsaur (1988)*], el modelo de Wen [*Hosiya y Saito (1984), Koh et al. (1991), Loh y Lee (1992), Hosiya y Sutoh (1992), Loh y Chung (1993), Loh y Tou (1995)*], y el modelo de Iwan [*Iwan y Cifuentes (1986), Benzoni e Iwan (1990), Peng e Iwan (1992)*].

Capítulo 2

Método de Estimación de Parámetros

En sistemas estructurales, un modelo matemático se puede construir a partir de condiciones de equilibrio, cinemática de deformaciones y las características constitutivas de los materiales. El modelo matemático puede procesarse con herramientas numéricas como son el método de las rigideces, el método del elemento finito, el método de diferencias finitas, etc.. Haciendo uso de datos experimentales, las técnicas de estimación de parámetros pueden ajustar los modelos a fin de que se represente de mejor forma al comportamiento real de la estructura durante el evento evaluado. Dentro de los parámetros se pueden incluir las propiedades constitutivas, caracterizadas principalmente por la rigidez y el amortiguamiento del sistema.

En este capítulo se describe el tipo de modelos matemáticos propuestos para caracterizar los sistemas estructurales estudiados, así como el método de estimación aplicado. Se propone una estrategia para la estimación de parámetros en sistemas estructurales, con base en un enfoque paramétrico para la definición del sistema. Para la estimación de los parámetros de los modelos se utilizan métodos iterativos y se analiza el problema como uno de minimización de la diferencia entre la respuesta medida y la respuesta estimada a partir del modelo matemático.

Ecuación del modelo. El modelo matemático de sistemas estructurales sujetos a movimientos sísmicos se puede establecer a partir de las condiciones de equilibrio dinámico, mediante la siguiente ecuación general

$$M\ddot{x}(t) + C\dot{x}(t) + Kx(t) = F(t) \quad (2.1)$$

donde M , C y K son las matrices de masa, amortiguamiento y rigidez del sistema y $F(t)$ representa el vector de fuerzas efectivas. Los desplazamientos del sistema son una función del tiempo y se representan por el vector $x(t)$. La primera y segunda derivadas de $x(t)$ son la velocidad, $\dot{x}(t)$, y la aceleración, $\ddot{x}(t)$, respectivamente. Estos tres vectores, cada uno con dimensión n_d , caracterizan el estado del sistema en cualquier instante. La dimensión de las matrices M , C y K dependerá de los grados de libertad que sean considerados para establecer las condiciones de equilibrio dinámico.

En general, la respuesta del sistema que se registra en los edificios es incompleta tanto en tiempo

como en espacio. La respuesta medida es incompleta en tiempo dado que el muestreo se realiza en intervalos discretos de tiempo, Δt , mientras es incompleta en espacio dado que la respuesta se obtiene en los puntos de la estructura donde se localizan los aparatos de registro.

Selección de los parámetros. La manera más simple para establecer los parámetros del modelo es establecer n_d^2 parámetros por cada matriz estructural, lo cual no requiere ningún conocimiento *a priori* de la relación que guardan los parámetros entre sí, pero ocasiona que el modelo tenga un número de parámetros muy grande. A fin de disminuir el número de parámetros que definen el modelo es recomendable aprovechar la simetría que guardan las matrices de propiedades estructurales e, inclusive, suponer algunas hipótesis del tipo de comportamiento estructural, como es el caso de considerar estructuras de cortante o amortiguamiento proporcional. En esta tesis se considera que los parámetros asociados a la matriz de masas son conocidos, por ser los que presentan menor incertidumbre al ser calculados a partir de la geometría y condiciones de cargas del sistema.

2.1 Estimación de parámetros como un problema de minimización

Un modelo matemático realista debe ser capaz de reproducir una respuesta que se ajuste a la respuesta de una estructura real, cuando ambos se someten a la misma excitación. La función criterio (J) indica qué tan bien está hecho el ajuste entre las respuestas mencionadas.

La función criterio utilizada en esta tesis es una función integral que evalúa el error cuadrático de desplazamiento y velocidad. Si β es el vector de parámetros y T es el intervalo de integración, la función criterio se puede escribir como:

$$J(\beta, T) = \int_0^T \left\{ [\dot{x}(\beta, t) - \dot{y}(t)]^2 + [x(\beta, t) - y(t)]^2 \right\} dt \quad (2.2)$$

donde $\dot{x}(\beta, t)$ y $x(\beta, t)$ son las velocidades y los desplazamientos, respectivamente, calculados en el modelo matemático utilizando parámetros β y excitación $\ddot{x}_g(t)$; $\dot{y}(t)$ y $y(t)$ son las velocidades y desplazamientos de la estructura real, cuando se somete a la misma excitación. El límite inferior de la integración corresponde a las condiciones iniciales en el modelo matemático.

Se eligió en este trabajo el modelo β de Newmark para realizar la integración numérica [Newmark (1959)].

El siguiente paso en la estimación de parámetros es la selección de un algoritmo que sistemáticamente ajuste los parámetros en el modelo matemático, hasta que la función que evalúa el error se minimice. Conviene pensar que la función que evalúa el error queda descrita por una superficie n-dimensional dentro de un espacio de n+1 dimensiones. Esto es, que cada conjunto de n parámetros proporciona un punto (error) en la superficie. Desde este punto de vista, el objetivo consiste en encontrar las coordenadas (parámetros) del punto de la superficie que corresponde al mínimo de la función.

Existen muchas técnicas para resolver el problema de minimización, la gran mayoría de ellas caen dentro de lo que se conoce como métodos iterativos de minimización. Los algoritmos iterativos se pueden describir de la siguiente forma: se selecciona un vector de parámetros iniciales β_0 y el algoritmo se mejora seleccionando β_1 . El proceso se repite, en donde se encuentre un mejor vector β_2 . Si de esta manera se continua el proceso, se cuenta entonces con una secuencia de vectores $\beta_0, \beta_1, \beta_2, \dots, \beta_k$, hasta que se encuentre el vector solución β_* . En problemas reales, la secuencia nunca encuentra realmente el vector solución, dado que el proceso se termina cuando se encuentra un vector lo más cercano a la solución.

La ecuación fundamental del método iterativo que se considera es:

$$\beta_i = \beta_{i-1} + \alpha \bar{\delta}_{i-1} \quad (2.3)$$

donde: $\bar{\delta}_{i-1}$ es un vector de dirección y α es el tamaño del paso

El método de *descenso acelerado*, es uno de los más simples para resolver problemas de minimización no restringida, el cual usa para $\bar{\delta}_{i-1}$ el gradiente negativo, $\nabla \bar{J}(\beta_{i-1}, T)$, el que es por definición, la dirección del máximo decremento de la superficie. El tamaño del paso se encuentra al establecer una búsqueda unidimensional que minimice o al menos disminuya la función en esa dirección. Este método, aunque apropiado para muchas aplicaciones, tiene algunas desventajas, como lo son: la búsqueda para un valor apropiado de α , es tediosa; la convergencia se afecta por la transformación de variables (escala); y, tal vez, la más importante, la lentitud en la convergencia cerca del mínimo. Para eliminar estas desventajas, se decidió utilizar en esta tesis el método de Gauss-Newton modificado, que es más eficiente que el método descrito anteriormente.

Método de Gauss-Newton. El método de Gauss-Newton se deriva al desarrollar la función que evalúa el error en una serie de Taylor para un punto previo β_{i-1} (suponiendo que todas las

derivadas existen), considerando exclusivamente los primeros términos de la serie. En notación matricial se tiene:

$$J(\beta_i, T) = J(\beta_{i-1}, T) + \overline{\nabla J^T}(\beta_{i-1}, T)(\beta_i - \beta_{i-1}) + \frac{1}{2}(\beta_i - \beta_{i-1})^T \overline{\nabla^2 J}(\beta_{i-1}, T)(\beta_i - \beta_{i-1}) \quad (2.4)$$

donde: $\overline{\nabla J}(\beta_{i-1}, T)$ es el vector gradiente y $\overline{\nabla^2 J}(\beta_{i-1}, T)$ es la matriz Hessiana

Para minimizar $J(\beta, T)$, el gradiente con respecto a β_i se iguala al vector cero:

$$\overline{\nabla J}(\beta_{i-1}, T) + \overline{\nabla^2 J}(\beta_{i-1}, T)(\beta_i - \beta_{i-1}) = \vec{0} \quad (2.5)$$

o, si la matriz Hessiana es invertible:

$$\beta_i = \beta_{i-1} - \overline{\nabla^2 J}^{-1}(\beta_{i-1}, T) \overline{\nabla J}(\beta_{i-1}, T) \quad (2.6)$$

Esta ecuación, donde la inversa de la matriz Hessiana modifica tanto la magnitud como la dirección, define el método de Newton.

Para asegurar que el error decrezca en cada dirección, se inserta un escalar positivo α , de tal forma que el tamaño del paso se pueda ajustar separadamente. La ecuación resultante es:

$$\beta_i = \beta_{i-1} - \alpha \overline{\nabla^2 J}^{-1}(\beta_{i-1}, T) \overline{\nabla J}(\beta_{i-1}, T) \quad (2.7)$$

la cual define el método de Newton modificado.

Las componentes del vector gradiente y de la matriz Hessiana se encuentran al tomar las derivadas apropiadas de la función que evalúa el error. Por ejemplo, el j-ésimo componente del vector gradiente es:

$$\frac{\partial}{\partial \beta_j} J(\beta, T) = \nabla J(\beta, T) = 2 \int_0^T \left\{ [\dot{x}(\beta, t) - \dot{y}(t)] \frac{\partial \dot{x}(\beta, t)}{\partial \beta_j} + [X(\beta, t) - y(t)] \frac{\partial X(\beta, t)}{\partial \beta_j} \right\} dt \quad (2.8)$$

donde β_j se refiere al j-ésimo parámetro.

El jk-ésimo componente de la matriz Hessiana es:

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2}{\partial \beta_j \partial \beta_k} J(\beta, T) &= \nabla^2 J(\beta, T) \\ &= 2 \int_0^T \left[\frac{\partial \ddot{x}(\beta, t)}{\partial \beta_j} \frac{\partial \ddot{x}(\beta, t)}{\partial \beta_k} + \frac{\partial \ddot{x}(\beta, t)}{\partial \beta_j} \frac{\partial \ddot{x}(\beta, t)}{\partial \beta_k} \right] dt + 2 \int_0^T \left\{ [x(\beta, t) - \hat{x}(t)] \frac{\partial^2 \dot{x}(\beta, t)}{\partial \beta_j \partial \beta_k} + [x(\beta, t) - y(t)] \frac{\partial^2 x(\beta, t)}{\partial \beta_j \partial \beta_k} \right\} dt \end{aligned} \quad (2.9)$$

En el método de Gauss-Newton se desprecia la segunda integral de la matriz Hessiana. El jk -ésimo término de la matriz resultante está dado por:

$$AH_{jk}(\beta, T) = 2 \int_0^T \left[\frac{\partial \ddot{x}(\beta, t)}{\partial \beta_j} \frac{\partial \ddot{x}(\beta, t)}{\partial \beta_k} + \frac{\partial \ddot{x}(\beta, t)}{\partial \beta_j} \frac{\partial \ddot{x}(\beta, t)}{\partial \beta_k} \right] dt \quad (2.10)$$

Esta matriz simétrica, comúnmente conocida como matriz Hessiana aproximada, se acerca a la Hessiana conforme los errores tiendan a cero en el proceso iterativo y las segundas derivadas parciales no se incrementen más rápido que el decremento de los errores. El método de minimización resultante, llamado método de Gauss-Newton modificado debido a la presencia de α , se define como:

$$\beta_i = \beta_{i-1} - \alpha \overline{AH}^{-1}(\beta_{i-1}, T) \overline{\nabla J}(\beta_{i-1}, T) \quad (2.11)$$

Esta ecuación, la cual se aplica en los algoritmos utilizados en este trabajo, es ampliamente usada en optimación y tiene las ventajas de una rápida convergencia cerca del mínimo, sin tener la desventaja de calcular las segundas derivadas parciales.

Influencia de los valores iniciales. Al igual que todos los métodos iterativos, el estimador utilizado requiere de un conjunto de valores iniciales de las variables desconocidas para iniciar las iteraciones. La elección del punto de partida controla la convergencia del algoritmo y el esfuerzo computacional para llegar a la solución final. Es recomendable usar toda la información *a priori* del sistema y sus parámetros para una selección adecuada del punto de partida del proceso, ya que con una mala elección de este valor trae como consecuencia, en el mejor de los casos, un incremento significativo del número de iteraciones requerido, aunque normalmente provoca que la solución converja a un mínimo local de la superficie n -dimensional.

Asimismo, debe tenerse mucho cuidado al moverse de un punto a otro en el proceso iterativo, de tal forma que ninguno de los parámetros de ese nuevo punto viole las restricciones físicas conocidas del comportamiento estructural. Todos los parámetros considerados en este trabajo

presentan la siguiente restricción: los parámetros de amortiguamiento (c) y de rigidez (k) deben ser positivos.

Problemas de escala en los parámetros. Uno de los problemas que contribuyen a que el algoritmo converja a mínimos locales es la topografía de la función criterio, que puede presentar valles muy pronunciados, los cuales se presentan por las grandes discrepancias entre los órdenes de magnitud de las diferentes variables (problema de escala). En la estimación de parámetros de sistemas estructurales es muy común encontrar problemas de escala, dado que los parámetros de rigidez y amortiguamiento presentan ordenes de magnitud muy diferentes. En esta investigación todas las variables son escaladas para que guarden un mismo orden de magnitud, de tal forma que se asegure la convergencia del algoritmo.

2.2 Descripción del programa de computadora utilizado

En esta tesis se eligió como ambiente computacional el programa denominado MATLAB [Matlab (1985)], el cual sirvió para el desarrollo de las subrutinas que se utilizaron para la estimación de parámetros. Este programa es de uso general y tiene una serie de librerías especializadas para resolver problemas de control y de identificación de sistemas. En esta investigación se desarrollaron una serie de subrutinas para cada uno de los diferentes modelos matemáticos propuestos, en las cuales se especifican las relaciones que presentan los parámetros con base en el planteamiento de las ecuaciones de equilibrio de los sistemas.

Representaciones de estado. El programa utilizado requiere de un planteamiento de estado de las ecuaciones de equilibrio, el cual es una forma común de describir sistemas lineales [Decarlo (1989)]. En el planteamiento de estado las relaciones entre las señales de entrada, ruido y salida se definen como un sistema de ecuaciones diferenciales de primer orden o ecuaciones en diferencias, usando un vector auxiliar de estado [Ljung (1989)]. Para la mayoría de los sistemas físicos es más simple construir los modelos matemáticos con un planteamiento continuo en el tiempo, simplemente porque la mayoría de las leyes físicas (leyes del movimiento de Newton, relaciones en circuitos eléctricos, etc.) se expresan de esta forma. Esto significa que el modelo adquiere una representación

$$\dot{x}(t) = F(\beta) x(t) + G(\beta) u(t) \quad (2.12)$$

Donde F y G son matrices con dimensiones apropiadas ($n \times n$ y $n \times m$, respectivamente, para un

estado n -dimensional y una entrada m -dimensional), $x(t)$ es el vector de estado y $u(t)$ es la variable de entrada en el tiempo t . En este planteamiento β es un vector de parámetro que típicamente corresponde a coeficientes físicos de valores desconocidos (en este caso, valores de rigidez y amortiguamiento). Dentro del planteamiento de estado, las variables del vector de estado tienen un significado físico (desplazamiento, velocidad, etc.), de tal forma que la información experimental proporcione los valores reales de las variables.

Capítulo 3

Simulaciones Matemáticas : Caso Lineal

Con el fin de estudiar las características de estabilidad y convergencia de los algoritmos de estimación de parámetros desarrollados, se llevaron a cabo simulaciones matemáticas en modelos de diversa complejidad, considerando en esta etapa un comportamiento lineal de los sistemas.

El tipo y tamaño de los modelos matemáticos utilizados en las simulaciones se desarrollaron pensando en los posibles modelos a aplicar en el análisis de edificios instrumentados, considerando los arreglos típicos de instrumentos.

En cada una de las simulaciones matemáticas se presentan las ecuaciones de equilibrio dinámico del sistema y su planteamiento de estado. En las simulaciones se analizó la influencia que tienen los valores iniciales y el nivel de ruido en las señales en la convergencia de la estimación. Para evaluar los errores en la estimación se calcularon diversos índices estadísticos, los cuales se describen con amplitud más adelante.

3.1 Descripción de modelos

La instrumentación de un edificio básicamente se diseña para tener registros detallados de su movimiento durante eventos sísmicos. Entre las principales características del movimiento que son considerados para el diseño de una instrumentación destacan los efectos de torsión, interacción suelo-estructura y modos superiores de vibrar.

En la figura 1a se muestra la instrumentación típica que se encuentra en un edificio de características regulares en planta, elevación, distribución de rigidez, etc. Con la instrumentación que se muestra en la figura es posible considerar efectos como los mencionados en el párrafo anterior. Dependiendo de las características del movimiento que se consideren en el modelo matemático del sistema, se proponen los grados de libertad del modelo y por ende el tamaño del mismo. Los modelos matemáticos que se consideraron en las simulaciones son los siguientes:

- a) *Modelo de un grado de libertad (1GL)*, en donde se evalúan parámetros de rigidez y amortiguamiento de sistema, y es el que se utiliza en una instrumentación como la que se muestra en la figura 1b.
- b) *Modelo de tres grados de libertad (3GL)*, en donde se considera un sistema con participación de modos superiores de traslación. En esta simulación se estudia la posibilidad de discretizar con diferentes tipos de sistemas (sistemas de cortante, flexión, etc.). Este modelo puede ser usado para el análisis de un sistema con una instrumentación como la que se muestra en la figura 1c.
- c) *Modelo de tres grados de libertad (3GLISE)*, con un grado de libertad asociado a la estructura y dos grados relacionados con los efectos de interacción suelo-estructura (movimiento de traslación y cabeceo de la base), considerando una instrumentación como la que se presenta en la figura 1d. Se estudia la trascendencia de contar con la información completa en todos los grados de libertad en la estimación de los parámetros.
- d) *Modelo de cinco grados de libertad (5GL)*, con tres grados de libertad relacionados con la estructura y dos con el efecto de interacción suelo-estructura. Este modelo requiere de información proveniente de una instrumentación más completa (figura 1e), pero tiene la ventaja de considerar modos superiores de vibrar de la estructura y el efecto de interacción suelo-estructura.
- e) *Modelo de tres grados de libertad (3GLT)*, el cual considera comportamiento tridimensional del sistema, con dos grados de libertad asociados a movimientos de traslación horizontal y un grado de libertad relacionado con el efecto de torsión. Este modelo necesita contar con información proveniente de una instrumentación como la que se presenta en la figura 1f.

3.2 Metodología de simulación

En las simulaciones realizadas para cada uno de los modelos matemáticos se siguió la siguiente metodología:

1. Se establecieron las ecuaciones de equilibrio dinámico y el planteamiento de estado del sistema. Se elaboró el algoritmo matemático para la estimación de parámetros, teniendo como base las subrutinas especializadas del programa ambiente MATLAB.

2. Se propusieron valores a los parámetros que caracterizan a los modelos, es decir, las constantes de masa, amortiguamiento y rigidez. A estos valores se les denominará en lo sucesivo como los *parámetros reales* de la simulación. Al sistema que es caracterizado por los parámetros reales se le conocerá como *sistema real*.
3. Se calcularon las respuestas de desplazamiento, velocidad y aceleración para cada uno de los grados de libertad de los modelos, mediante un programa de computadora que realiza el análisis paso a paso con el algoritmo β de Newmark. A estas respuestas se les denominará *respuestas reales* de la simulación. Se utilizó como entrada del sistema una señal de excitación conocida.
4. Con la señal de excitación y con las respuestas reales de la simulación, se identificaron los parámetros de rigidez y amortiguamiento mediante los algoritmos propuestos. Las características de masa se dan por conocidas en todos los modelos matemáticos.
5. En los casos donde se analizó la influencia del ruido en la estimación (modelos 1GL y 3GLT), antes de la estimación de los parámetros se contaminaron las señales con diferentes niveles de ruido y se analizaron las tendencias estadísticas de la solución.

3.3 Valores iniciales y nivel de ruido

En un problema de estimación de parámetros se puede considerar que las mediciones que se obtienen del experimento tienen un componente aleatorio, por lo que los parámetros estimados son variables aleatorias. El problema principal es encontrar las propiedades estadísticas de la solución, en este caso, la estadística de los parámetros estimados, lo cual es particularmente difícil cuando el problema es no lineal o complejo. Un método de simulación que puede ser útil para este tipo de problemas es el método de Monte Carlo [Rubinstein, (1981)], que utiliza una secuencia de números aleatorios para cambiar los valores de algún aspecto aleatorio del problema para crear una muestra de la población. Los índices estadísticos de la solución se calculan fácilmente y proveen una estimación de las propiedades estadísticas de la solución aleatoria. En esta tesis se utilizaron simulaciones de Monte Carlo para analizar la incertidumbre en la estimación por los valores iniciales de los parámetros y por la presencia de ruido en las señales.

Valores iniciales. Para analizar la sensibilidad del modelo matemático respecto a los valores iniciales de los parámetros a estimar, se propone el siguiente índice de cercanía IC:

$$IC = 1 - \frac{|\beta_0 - \hat{\beta}|}{|\hat{\beta}|} \quad (3.1)$$

En donde β_0 es el vector de parámetros de los valores iniciales y $\hat{\beta}$ es el vector de parámetros de los valores reales. Este índice es igual a la unidad cuando los valores iniciales coinciden con los reales y toma valores menores a la unidad en caso contrario.

Se realizaron simulaciones matemáticas con diferentes índices de cercanía y se analizaron los índices estadísticos en la estimación. Se aplicó el método de Monte Carlo para proponer los valores iniciales de los parámetros en un determinado IC, tomando como punto de partida que el valor medio de los parámetros fuese el valor real de los mismos, con una desviación estándar de acuerdo al índice de cercanía analizado, considerando que se tiene una distribución gaussiana.

Influencia del ruido. Para analizar la influencia del ruido en la estimación se contaminaron las señales con diferentes niveles de ruido y se evaluaron las propiedades estadísticas de la solución. Se utilizaron valores iniciales de los parámetros con un IC que asegurara la convergencia del método, a fin de analizar exclusivamente el efecto del ruido en la estimación.

En las simulaciones, la señal contaminada por ruido x se genera al sumar un vector de ruido r a la respuesta calculada del modelo x_0

$$x = x_0 + r \quad (3.2)$$

donde r es un vector de ruido blanco gaussiano aleatorio con valor esperado cero y un valor finito conocido de varianza. Para el modelo matemático propuesto, la simulación de Monte Carlo utiliza una generación de números aleatorios con distribución normal para producir una secuencia de respuestas contaminadas, para un número n_s de simulaciones

$$x^s = x_0 + r^s \quad s = 1, 2, 3, 4, \dots, n_s$$

Para cada respuesta contaminada x^s , el algoritmo de estimación de parámetros calcula una estimación de parámetros $\hat{\beta}^s$ del modelo matemático. En la simulación se utilizó un error de tipo *proporcional*, que considera que el *rms* del ruido es una fracción del *rms* de la respuesta calculada. En la figura 2 se muestra un ejemplo típico de una señal antes y después de ser

contaminada con un ruido blanco gaussiano.

3.4 Índices estadísticos

En un ambiente contaminado, los parámetros que se estiman son variables aleatorias. Para estudiar los algoritmos propuestos y encontrar las tendencias en el comportamiento de los estimadores se utilizaron índices estadísticos para caracterizar los resultados. Los índices estadísticos que se utilizaron son:

a) *Valores medios*, definidos por

$$\bar{\beta}_i = \frac{1}{n_s} \sum_{s=1}^{n_s} \beta_i^s \quad (3.3)$$

donde β_i es el parámetro i -ésimo del vector de parámetros, n_s el número de simulaciones. Los valores medios son una aproximación de los valores esperados de la estimación de parámetros.

b) *Coefficiente de variación promedio*, definido por

$$\overline{CV} = \frac{1}{p} \sum_{i=1}^p \frac{\left(\frac{1}{n_s - 1} \sum_{s=1}^{n_s} (\beta_i^s - \bar{\beta}_i)^2 \right)^{1/2}}{\bar{\beta}_i} \quad (3.4)$$

en donde p es el número de parámetros. El coeficiente de variación promedio es una medida de la dispersión de la estimación alrededor del valor esperado.

c) Para medir la dispersión en la estimación de los parámetros con respecto a los valores reales se calculó el *error en la estimación promedio*. Se establecieron valores de este índice estadístico por separado tanto para los coeficientes de amortiguamiento (EEC) como para los de rigidez (EEK), así como para la totalidad de los parámetros (EE). El índice queda definido por

$$\overline{EE} = \frac{1}{p} \sum_{i=1}^p \frac{(|\bar{\beta}_i - \hat{\beta}_i|)}{\hat{\beta}_i} \quad (3.5)$$

d) *Error en la respuesta máxima promedio,*

$$\overline{ERM} = \frac{1}{h} \sum_{i=1}^h \frac{\left| |y_i^{max}| - |\hat{x}_i^{max}| \right|}{|\hat{x}_i^{max}|} \quad (3.6)$$

en donde y_i^{max} es la respuesta máxima asociada al grado de libertad i-ésimo, \hat{x}_i^{max} es la respuesta máxima real y h el número de historias consideradas.

e) *Error en la respuesta total promedio,* definido por:

$$\overline{ERT} = \frac{1}{h} \sum_{i=1}^h \left[\frac{\sum (y_i(t) - \hat{x}_i(t))^2}{\sum \hat{x}_i(t)^2} \right]^{1/2} \quad (3.7)$$

en donde $y_i(t)$ es la historia de la respuesta estimada asociada al grado de libertad i-ésimo y $\hat{x}_i(t)$ es la historia de la respuesta real.

3.5 Simulación de modelo 1GL

Se realizó la simulación de un modelo de 1 grado de libertad, donde los parámetros a evaluar son las constantes de rigidez k y de amortiguamiento c . En la figura 3 se presenta esquemáticamente el modelo 1GL. La ecuación de equilibrio del sistema se define como:

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = -m\ddot{x}_g \quad (3.8)$$

Si se establece la ecuación mediante un planteamiento de estado con variables

$$\begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

La ecuación de equilibrio queda descrita como

$$m\dot{x}_2 + cx_2 + kx_1 = -m\ddot{x}_g \quad (3.10)$$

o en la forma matricial

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{k}{m} & -\frac{c}{m} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ -1 \end{bmatrix} \ddot{x}_g \quad (3.11)$$

Valores reales. Los valores propuestos para los parámetros en esta simulación son

$$\begin{aligned} m &= 500 \text{ t s}^2 / \text{m} \\ k &= 10000 \text{ t / m} \\ c &= 3\% c_{cr} = 134 \text{ t s / m} \end{aligned}$$

Por lo que el vector de parámetros reales queda definido por

$$\hat{\beta}^T = \left[-\frac{k}{m} \quad -\frac{c}{m} \right] = [-20 \quad -0.268]$$

Influencia de los valores iniciales. A fin de analizar la importancia que tiene en la estimación de los parámetros el proponer valores iniciales cercanos a los teóricos, se realizaron una serie de simulaciones con diferentes índices de cercanía, con valores que variaban desde un IC=0.90 hasta un IC=0.50, con decrementos de 0.10. En cada caso se analizó un número total de 20 simulaciones. En la tabla 1 se presenta un resumen de la tendencia estadística de los resultados encontrados, donde se aprecia que para todos los IC analizados se logró la convergencia exacta a los parámetros teóricos, con la diferencia que conforme el IC se alejaba de la unidad se incrementaba significativamente el número de iteraciones necesario para lograr la convergencia. Esto muestra que el algoritmo es muy estable y convergente a la solución de este modelo. Los índices estadísticos muestran que la solución es adecuada aún para índices muy bajos de cercanía.

Influencia del ruido. Para analizar la influencia del ruido en la estimación se analizaron tres casos de posible presencia de ruido en las señales, dependiendo de su procedencia:

1. Que el ruido estuviera presente tanto en la entrada como en la salida del sistema.
2. Que sólo la entrada al sistema estuviera contaminada con ruido.
3. Que el ruido estuviera presente solamente en la salida.

En los tres casos estudiados se consideraron diferentes niveles de la relación ruido/señal (r/s), a

fin de estudiar la tendencia estadística de la solución. Los valores estudiados de la relación r/s fueron 2.5, 5, 10, 20 y 30 por ciento. Para cada una de las relaciones r/s se realizaron un total de 20 simulaciones, con un valor de IC de 0.90.

En la tabla 2 se presentan los índices estadísticos resultantes de las simulaciones, donde se observa que en los tres casos analizados tanto los errores asociados a los parámetros (*CV* y *EE*), como los relacionados con la respuesta (*ERM* y *ERT*) se mantuvieron dentro de valores menores de un 3 por ciento, aún para relaciones r/s de hasta 30 por ciento. El número promedio de iteraciones empleadas por el algoritmo de estimación no se vio afectado por la presencia del ruido.

3.6 Simulación de modelo 3GL

Ecuaciones de equilibrio. Existen varias formas de plantear las ecuaciones de equilibrio dinámico de un sistema de tres grados de libertad, como el que se muestra en la figura 4, dependiendo del grado de acoplamiento que exista entre los grados de libertad considerados. Es posible establecer las ecuaciones ya sea a través de modelos de cortante o bien de flexión. Un modelo de cortante se puede definir como un sistema en donde los elementos horizontales son infinitamente rígidos en flexión, por lo que las columnas se encuentran empotradas en ambos extremos, además de no presentarse deformación axial en las mismas. En su ecuación de equilibrio, que se muestra a continuación, puede observarse que son seis los parámetros a estimar del sistema: tres asociados al amortiguamiento (c_1 a c_3) y tres a la rigidez (k_1 a k_3), considerando la matriz de masa como conocida:

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & 0 \\ 0 & 0 & m_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \\ \ddot{x}_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1 & -c_1 & 0 \\ -c_1 & c_1 + c_2 & -c_2 \\ 0 & -c_2 & c_2 + c_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & -k_1 & 0 \\ -k_1 & k_1 + k_2 & -k_2 \\ 0 & -k_2 & k_2 + k_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} m_1 \\ m_2 \\ m_3 \end{bmatrix} \ddot{x}_g \quad (3.12)$$

Si bien, en algunos casos el modelo de cortante proporciona una aproximación aceptable de un sistema real, no todas las estructuras pueden ser representadas mediante este modelo, en particular, aquellas cuya respuesta tenga participaciones importantes de modos superiores de vibrar. El modelo de flexión, cuyas matrices dejan de ser tridiagonales y todos los grados de libertad presentan un acoplamiento entre sí, puede representar más adecuadamente la respuesta de estructuras en las condiciones mencionadas. Sin embargo, debido a la forma de sus matrices, el número de parámetros a estimar en este modelo se incrementa notablemente. En la ecuación de

equilibrio de este modelo, se observa que son 12 los parámetros a estimar en el sistema; seis asociados a coeficientes de amortiguamiento (c_1 a c_6) y seis a coeficientes de rigidez (k_1 a k_6):

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & 0 \\ 0 & 0 & m_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \\ \ddot{x}_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1 & c_2 & c_3 \\ c_2 & c_4 & c_5 \\ c_3 & c_5 & c_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & k_2 & k_3 \\ k_2 & k_4 & k_5 \\ k_3 & k_5 & k_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} m_1 \\ m_2 \\ m_3 \end{bmatrix} \ddot{x}_g \quad (3.13)$$

Dado el elevado número de parámetros a estimar en este tipo de modelo, se presenta el problema de lograr una adecuada convergencia en la solución.

Ya sea que se utilicen modelos de cortante o flexión para el planteamiento de las ecuaciones de equilibrio dinámico del sistema, una alternativa para disminuir el número de parámetros es considerar que la matriz de amortiguamiento cumple con las propiedades de ortogonalidad de los modos y es proporcional a la matriz de masas y rigideces del sistema. Por ejemplo, si se considera un amortiguamiento de tipo proporcional en un sistema de flexión, las ecuaciones de equilibrio dinámico resultan

$$M\ddot{x} + (\alpha_1 M + \alpha_2 K)\dot{x} + Kx = -M\ddot{x}_g \quad (3.14)$$

o bien, en forma explícita

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & 0 \\ 0 & 0 & m_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \\ \ddot{x}_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \alpha_1 m_1 + \alpha_2 k_1 & \alpha_2 k_2 & \alpha_2 k_3 \\ \alpha_2 k_2 & \alpha_1 m_2 + \alpha_2 k_4 & \alpha_2 k_5 \\ \alpha_2 k_3 & \alpha_2 k_5 & \alpha_1 m_3 + \alpha_2 k_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & k_2 & k_3 \\ k_2 & k_4 & k_5 \\ k_3 & k_5 & k_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} m_1 \\ m_2 \\ m_3 \end{bmatrix} \ddot{x}_g \quad (3.15)$$

en donde se observa que el número de parámetros a estimar es ocho, con seis parámetros de rigidez (k_1 a k_6) y dos a los coeficientes de proporcionalidad (α_1 y α_2), las cuales pueden definirse con las fórmulas de Rayleigh [Paz (1994)].

Modelo de proporciones. En esta tesis se propone una nueva alternativa para modelar este tipo de sistemas, con el objeto de disminuir el número de parámetros a evaluar, al aprovechar las propiedades de ortogonalidad de las matrices estructurales. A este modelo se le denominará en lo sucesivo como *modelo de proporciones*.

En el modelo de proporciones se parte de la hipótesis que las matrices de rigidez y amortiguamiento se establezcan a partir de una proporción entre los valores de los parámetros

fuera de la diagonal principal de cada renglón con respecto al valor de la diagonal principal, como se muestra en el siguiente planteamiento:

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & 0 \\ 0 & 0 & m_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \\ \ddot{x}_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1 & \alpha_1 c_1 & \alpha_2 c_1 \\ \alpha_1 c_1 & c_2 & \alpha_3 c_2 \\ \alpha_2 c_1 & \alpha_3 c_2 & c_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & \alpha_4 k_1 & \alpha_5 k_1 \\ \alpha_4 k_1 & k_2 & \alpha_6 k_2 \\ \alpha_5 k_1 & \alpha_6 k_2 & k_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} m_1 \\ m_2 \\ m_3 \end{bmatrix} \ddot{x}_g \quad (3.16)$$

Las constantes α_1 a α_6 se evalúan a partir de las matrices de rigidez y amortiguamiento calculadas con las frecuencias (ω_1 a ω_3), amortiguamientos (ξ_1 a ξ_3) y de sus respectivas formas modales (φ_1 a φ_3), obtenidas con la información experimental del sistema, mediante un análisis no paramétrico del mismo. Se supone, además, que las masas del sistema son conocidas.

De esta forma, si se supone que la matriz de amortiguamiento C posee las mismas propiedades de ortogonalidad que la matriz de rigidez K y de masa M , es posible demostrar que

$$[MM] = [\Phi]^T [M] [\Phi] = \begin{bmatrix} m_1^* & 0 & 0 \\ 0 & m_2^* & 0 \\ 0 & 0 & m_3^* \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

$$[KM] = [\Phi]^T [K] [\Phi] = \begin{bmatrix} k_1^* & 0 & 0 \\ 0 & k_2^* & 0 \\ 0 & 0 & k_3^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_1^2 m_1^* & 0 & 0 \\ 0 & \omega_2^2 m_2^* & 0 \\ 0 & 0 & \omega_3^2 m_3^* \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

$$[CM] = [\Phi]^T [C] [\Phi] = \begin{bmatrix} c_1^* & 0 & 0 \\ 0 & c_2^* & 0 \\ 0 & 0 & c_3^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2\xi_1 \omega_1 m_1^* & 0 & 0 \\ 0 & 2\xi_2 \omega_2 m_2^* & 0 \\ 0 & 0 & 2\xi_3 \omega_3 m_3^* \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

donde $[\Phi]$ es la matriz de formas modales y $[MM]$, $[KM]$ y $[CM]$ las matrices de masa, rigidez y amortiguamiento modales, respectivamente.

Una vez calculadas las matrices de rigidez y amortiguamiento modales, es posible obtener las matrices buscadas $[C]$ y $[K]$, con las cuales se obtendrán los coeficientes de proporción. Dichas matrices quedan definidas por

$$[K] = \{[\Phi]^T\}^{-1} [KM] \{[\Phi]\}^{-1} \quad (3.20)$$

$$[C] = \{[\Phi]^T\}^{-1} [CM] \{[\Phi]\}^{-1} \quad (3.21)$$

Una limitación importante de este modelo es que se debe garantizar que las proporciones entre las frecuencias de los modos superiores con respecto al modo fundamental se mantengan constantes durante el evento analizado. Si el sistema presenta un comportamiento lineal, la hipótesis mencionada puede ser justificable; sin embargo, existe evidencia experimental que muestra que las proporciones entre las frecuencias pueden sufrir fuertes variaciones cuando los sistemas tienen un comportamiento no lineal. En el caso de existir variaciones entre las proporciones de las frecuencias durante el evento, debe realizarse un análisis por ventanas, en donde se considere que dichas proporciones se mantienen constantes en cada una de las ventanas.

Simulaciones. Se realizaron una serie de simulaciones matemáticas a fin de evaluar los modelos propuestos para el sistema de tres grados de libertad, estudiando la capacidad de cada modelo para estimar los periodos y amortiguamientos modales, así como para reproducir la respuesta del sistema real. El sistema real considerado proviene de un modelo matemático de múltiples grados de libertad modelado en un programa comercial de análisis estructural [Ortíz (1994)], para lo cual se condensó a tres grados de libertad la matriz de rigidez global del sistema, considerando una matriz de amortiguamiento proporcional. Los parámetros y características dinámicas del sistema real utilizado en la simulación son:

$$M = \begin{bmatrix} 1.819 & 0 & 0 \\ 0 & 3.334 & 0 \\ 0 & 0 & 2.719 \end{bmatrix}; C = \begin{bmatrix} 0.3864 & -0.6321 & 0.3019 \\ -0.6321 & 1.4692 & -1.1401 \\ 0.3019 & -1.1401 & 2.4240 \end{bmatrix}; K = \begin{bmatrix} 321.96 & -564.29 & 269.53 \\ -564.29 & 1269.36 & -1017.74 \\ 269.53 & -1017.74 & 2129.45 \end{bmatrix}$$

$$T_1 = 1.61 \text{ s} \quad ; \quad \xi_1 = 0.4 \%$$

$$T_2 = 0.37 \text{ s} \quad ; \quad \xi_2 = 1.0 \%$$

$$T_3 = 0.20 \text{ s} \quad ; \quad \xi_3 = 1.8 \%$$

A fin de analizar la influencia que tiene el contenido de frecuencias de la señal de entrada del sistema en la estimación de los parámetros, se efectuaron simulaciones con dos señales de diferente contenido de frecuencia; una de ellas (S_1) tiene la frecuencia dominante cercana a la frecuencia fundamental del sistema y la otra (S_2) presenta una frecuencia dominante cercana a la frecuencia del segundo modo de vibrar del mismo. En la figura 5 se muestran las señales de

entrada y sus respectivos espectros de Fourier.

Estimación con modelo de cortante

Se estimaron los parámetros de rigidez y amortiguamiento del sistema considerando un comportamiento de cortante, para las dos señales de excitación mencionadas. Los resultados de la estimación son

Con señal de entrada $S_1 \Rightarrow \beta^T = \{k_1, k_2, k_3, c_1, c_2, c_3\}$

$$\beta^T = \{71.58, 133.66, 393.75, 0.46, 0.27, 0.24\}$$

$$T_1 = 1.60 \text{ s} \quad ; \quad \xi_1 = 0.53 \%$$

$$T_2 = 0.74 \text{ s} \quad ; \quad \xi_2 = 2.20 \%$$

$$T_3 = 0.44 \text{ s} \quad ; \quad \xi_3 = 0.85 \%$$

Con señal de entrada $S_2 \Rightarrow \beta^T = \{k_1, k_2, k_3, c_1, c_2, c_3\}$

$$\beta^T = \{75.00, 122.00, 432.00, 0.03, 0.13, 19.70\}$$

$$T_1 = 1.62 \text{ s} \quad ; \quad \xi_1 = 1.45 \%$$

$$T_2 = 0.73 \text{ s} \quad ; \quad \xi_2 = 3.85 \%$$

$$T_3 = 0.43 \text{ s} \quad ; \quad \xi_3 = 23.1 \%$$

Como se aprecia en la estimación de las características dinámicas del sistema, la estimación del periodo es muy cercana a los valores reales, independientemente del contenido de frecuencias de la excitación; sin embargo, el nivel de amortiguamiento fue sobrestimado cuando se utilizó la señal de excitación S_2 . En donde se aprecian diferencias significativas es cuando el modelo de cortante estima las características dinámicas de modos superiores de vibrar, aún en el caso que la entrada al sistema excite el segundo modo de vibrar. En las figuras 6 y 7 se presenta una comparación entre las señales reales de desplazamiento y velocidad, respectivamente, con respecto a las señales obtenidas con el modelo de cortante para las señales de entrada S_1 . En este caso, donde la señal de entrada excita fundamentalmente el primer modo de vibrar del sistema, se aprecia que el modelo de cortante logra reproducir satisfactoriamente la respuesta real en todos los grados de libertad; sin embargo, cuando la señal de excitación presenta un contenido de

frecuencias tal que se excita el segundo modo de vibrar, el modelo de cortante no logra reproducir adecuadamente la respuesta del sistema real, como se aprecia en las figuras 8 y 9.

Estimación con modelo de flexión

Se estimaron los parámetros de rigidez y amortiguamiento del sistema considerando que el sistema es de flexión, para las dos señales de excitación consideradas. Los resultados de las estimaciones mostraron que la solución es prácticamente la misma independientemente del contenido de frecuencias de la excitación; sin embargo, cabe hacer mención que para lograr la convergencia de la solución se tuvo que utilizar un IC de 0.95, lo que indica la problemática que tiene este modelo con respecto a los valores iniciales de los parámetros. La solución que se encontró en el vector de parámetros concuerda prácticamente con el vector de parámetros reales.

Estimación con modelo de proporciones

Se realizó la estimación de los parámetros considerando el modelo de proporciones para las dos señales de excitación mencionadas. Los valores de las proporciones α_1 a α_6 se calcularon a partir de las matrices del sistema real; los datos para el cálculo de las constantes son

$$\begin{aligned} m_1 &= 1.819 & \omega_1 &= 3.90 \text{ rad/s} & \xi_1 &= 0.4 \% \\ m_2 &= 3.334 & \omega_2 &= 17.09 \text{ rad/s} & \xi_2 &= 1.0 \% \\ m_3 &= 2.719 & \omega_3 &= 31.42 \text{ rad/s} & \xi_3 &= 1.8 \% \end{aligned}$$

$$\Phi = \begin{bmatrix} 0.569 & -0.437 & 0.188 \\ 0.341 & 0.323 & -0.282 \\ 0.093 & 0.335 & 0.497 \end{bmatrix}; MM = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; KM = \begin{bmatrix} 15.21 & 0 & 0 \\ 0 & 292.07 & 0 \\ 0 & 0 & 987.22 \end{bmatrix}; CM = \begin{bmatrix} 0.0312 & 0 & 0 \\ 0 & 0.3418 & 0 \\ 0 & 0 & 0.6284 \end{bmatrix}$$

Las proporciones utilizadas en el modelo de proporciones fueron las siguientes

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= -1.636 & \alpha_4 &= -1.753 \\ \alpha_2 &= 0.781 & \alpha_5 &= 0.837 \\ \alpha_3 &= 0.776 & \alpha_6 &= 0.800 \end{aligned}$$

resultado el siguiente vector de parámetros

$$\begin{aligned} \beta^T &= \{k_1, k_2, k_3, c_1, c_2, c_3\} \\ \beta^T &= \{317, 1243, 2090, 0.425, 1.574, 2.376\} \end{aligned}$$

con las siguientes características dinámicas

$$\begin{aligned} T_1 &= 1.61 \text{ s} & ; & \quad \xi_1 = 0.40 \% \\ T_2 &= 0.37 \text{ s} & ; & \quad \xi_2 = 1.05 \% \\ T_3 &= 0.20 \text{ s} & ; & \quad \xi_3 = 1.87 \% \end{aligned}$$

Como se aprecia en los valores de las características dinámicas, el modelo de proporciones reproduce adecuadamente las características del sistema real, aún para modos superiores de vibrar. En las figuras 10 a 13 se muestra una comparación de la respuesta real y la proveniente del modelo de proporciones para las dos excitaciones consideradas, con una correlación muy alta entre las respuestas.

Influencia de los valores iniciales. Se llevaron a cabo simulaciones matemáticas para estudiar la influencia de los valores iniciales en las características de convergencia y precisión de los modelos de flexión y de proporciones. Se encontró que el modelo de flexión es muy sensible a los valores iniciales, dado que presenta inestabilidades aún para valores de IC de 0.90. El modelo de proporciones se comportó de una manera mucho más estable, aceptando valores de IC hasta de 0.80, por lo que es una de las ventajas que presenta este modelo con respecto al de flexión, además de que la precisión de que se logra es mucho mayor, lo cual puede verificarse al analizar la tabla 3 donde se aprecian los índices estadísticos de la solución de ambos modelos.

3.7 Simulación de modelo 3GLISE

En este modelo se considera que el sistema tiene tres grados de libertad, como se muestra esquemáticamente en la figura 14, y representa a una estructura con un grado de libertad asociado a la traslación de la misma y dos relacionados con los movimientos de traslación horizontal y cabeceo de la base, con lo cual se simula el efecto de interacción suelo-estructura. Este sistema queda definido por las siguientes ecuaciones de movimiento

$$\begin{bmatrix} m_e & 0 & 0 \\ 0 & m_0 & 0 \\ 0 & 0 & J \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{x}_0 \\ \ddot{\varphi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_e & -c_e & -c_e h \\ -c_e & (c_o + c_e) & c_e h \\ -c_e h & c_e h & (c_r + c_e h^2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{x}_0 \\ \dot{\varphi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_r & -k_e & -k_e h \\ -k_e & (k_o + k_e) & k_e h \\ -k_e h & k_e h & (k_r + k_e h^2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ x_0 \\ \varphi \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} m \\ m_0 \\ 0 \end{bmatrix} \ddot{x}_g \quad (3.22)$$

donde m_e , m_0 y J son las propiedades de masa traslacional de la estructura, masa traslacional de la base y momento de inercia de la base, respectivamente; c_e , c_o y c_r los coeficientes de

amortiguamiento asociados a los grados de libertad; k_e , k_o y k_r los coeficientes de rigidez del sistema y h la altura de la masa de la estructura con respecto a la base.

Valores iniciales. Los valores reales de este modelo en simulación son los siguientes:

$$\begin{aligned} m_e &= 10 \text{ t } \frac{s^2}{m} & k_e &= 1000 \frac{\text{t}}{m} & c_e &= 8 \text{ t } \frac{s}{m} \\ m_o &= 2 \text{ t } \frac{s^2}{m} & k_o &= 500 \frac{\text{t}}{m} & c_o &= 10 \text{ t } \frac{s}{m} \\ J &= 30 \text{ t m s}^2 & k_r &= 4000 \text{ t } \frac{m}{\text{rad}} & c_r &= 139 \text{ t s m} \end{aligned}$$

Se calculó la respuesta real de este sistema utilizando como excitación en la base del modelo uno de los sismos registrados en el terreno libre del edificio JAL [Quaas y Almora (1993)]. Con la señal de entrada al sistema y con la respuesta real se realizó la estimación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento del sistema, con parámetros de masa conocidos, con seis variables a identificar; k_e , c_e , k_o , c_o , k_r , c_r .

Casos estudiados. En el modelo se evaluó la importancia de contar con la información completa de la respuesta del sistema. Se analizaron los siguientes casos:

- Caso 1: Se conoce la respuesta de desplazamiento y velocidad en los tres grados de libertad.
- Caso 2: Se conoce la respuesta de desplazamiento y velocidad en la estructura y en la traslación de la base, desconociendo la respuesta en rotación de la base.
- Caso 3: Se conoce la respuesta en la estructura, sin contar con la respuesta asociada a los efectos de ISE.

Se estimaron los parámetros para cada uno de los casos estudiados, obteniéndose los valores que se presentan en la tabla 4. En la tabla se aprecia que al conocer la respuesta en los tres grados de libertad, la estimación en los valores de los parámetros es muy satisfactoria; sin embargo, como se aprecia en los casos 2 y 3, el no contar con la respuesta en alguno de los grados de libertad, puede ocasionar diferencias significativas en los valores de los parámetros estimados. Al comparar las características dinámicas de vibrar del sistema real con las obtenidas en los casos estudiados, se detecta que la estimación de las características del primer modo de vibrar es muy satisfactoria para los casos estudiados; sin embargo, se encuentran diferencias significativas en la estimación de características dinámicas para modos superiores en los casos 2 y 3. Se concluye que el no contar con información completa del sistema conduce a no tener soluciones únicas del

conjunto de parámetros, además de proporcionar malas estimaciones en los parámetros de los subsistemas, como es el caso de los parámetros de rigidez (k_r) y amortiguamiento (c_r) de la estructura.

En las figuras 15 a 20 se comparan las señales teóricas y las obtenidas con los parámetros estimados en los casos estudiados, donde se muestra una correlación muy alta entre las respuestas cuando la excitación presenta un contenido de frecuencias tal que se excita principalmente el modo fundamental de vibración.

5.8 Simulación de modelo 5GL

Se realizó un estudio de simulación con un modelo matemático de cinco grados de libertad, con tres grados de libertad asociados a la estructura y dos grados de libertad relacionados con el efecto de interacción suelo-estructura, compuesto por un movimiento traslacional de la base y por una rotación de la base debida al cabeceo, como se muestra esquemáticamente en la figura 21, donde se presenta una descripción de cada una de las variables de este modelo.

Modelo de cortante. Si se parte que la estructura se puede representar adecuadamente con un sistema de cortante, en este modelo existen diez parámetros a evaluar, cinco de ellos relacionados con coeficientes de rigidez (k_1, k_2, k_3, k_0, k_r) y cinco asociados a coeficientes de amortiguamiento (c_1, c_2, c_3, c_0, c_r). Al igual que las simulaciones mencionadas, se consideran conocidos los valores de las masas de cada grado de libertad, la excitación en la base y las respuestas de desplazamiento, velocidad y aceleración. Para este modelo las ecuaciones de equilibrio dinámico quedan descritas por

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m_0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & J \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \\ \ddot{x}_3 \\ \ddot{x}_0 \\ \ddot{\varphi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1 & -c_1 & 0 & 0 & -c_1(h_1 - h_2) \\ -c_1 & c_1 + c_2 & -c_2 & 0 & c_1(h_1 - h_2) \\ 0 & -c_2 & c_2 + c_3 & -c_3 & -c_2(h_2 - h_3) \\ 0 & 0 & -c_3 & c_3 + c_0 & -c_3 h_3 \\ -c_1(h_1 - h_2) & c_1(h_1 - h_2) & c_2(h_2 - h_3) & c_3 h_3 & c_r + \sum_{i=1}^3 c_i (h_i - h_{i+1})^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_0 \\ \dot{\varphi} \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix}
 k_1 & -k_1 & 0 & 0 & -k_1(h_1 - h_2) \\
 -k_1 & k_1 + k_2 & -k_2 & 0 & k_1(h_1 - h_2) \\
 0 & -k_2 & k_2 + k_3 & -k_3 & k_2(h_2 - h_3) \\
 0 & 0 & -k_3 & k_3 + k_0 & -k_3 h_3 \\
 -k_1(h_1 - h_2) & k_1(h_1 - h_2) & k_2(h_2 - h_3) & k_3 h_3 & k_r + \sum_{i=1}^3 k_i (h_i - h_{i+1})^2
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 x_1 \\
 x_2 \\
 x_3 \\
 x_0 \\
 \varphi
 \end{bmatrix}
 = -
 \begin{bmatrix}
 m_1 \\
 m_2 \\
 m_3 \\
 m_0 \\
 0
 \end{bmatrix}
 \ddot{x}_g
 \quad (3.23)$$

Modelo de flexión. Si se considera que la estructura se representa con un sistema de flexión las ecuaciones de equilibrio dinámico quedan descritas por

$$\begin{bmatrix}
 m_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & m_2 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & m_3 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & m_0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & J
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 \ddot{x}_1 \\
 \ddot{x}_2 \\
 \ddot{x}_3 \\
 \ddot{x}_0 \\
 \ddot{\varphi}
 \end{bmatrix}
 +
 \begin{bmatrix}
 c_{11} & c_{12} & c_{13} & -\sum_{j=1}^3 c_{1j} & -\sum_{j=1}^3 c_{1j} h_j \\
 c_{21} & c_{22} & c_{23} & -\sum_{j=1}^3 c_{2j} & -\sum_{j=1}^3 c_{2j} h_j \\
 c_{31} & c_{32} & c_{33} & -\sum_{j=1}^3 c_{3j} & -\sum_{j=1}^3 c_{3j} h_j \\
 -\sum_{j=1}^3 c_{1j} & -\sum_{j=1}^3 c_{2j} & -\sum_{j=1}^3 c_{3j} & c_0 + \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 c_{ij} & \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 c_{ij} h_j \\
 -\sum_{j=1}^3 c_{1j} h_j & -\sum_{j=1}^3 c_{2j} h_j & -\sum_{j=1}^3 c_{3j} h_j & \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 c_{ij} h_j & c_r + \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 c_{ij} h_i h_j
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 \dot{x}_1 \\
 \dot{x}_2 \\
 \dot{x}_3 \\
 \dot{x}_0 \\
 \dot{\varphi}
 \end{bmatrix}
 +$$

$$\begin{bmatrix}
 k_{11} & k_{12} & k_{13} & -\sum_{j=1}^3 k_{1j} & -\sum_{j=1}^3 k_{1j} h_j \\
 k_{21} & k_{22} & k_{23} & -\sum_{j=1}^3 k_{2j} & -\sum_{j=1}^3 k_{2j} h_j \\
 k_{31} & k_{32} & k_{33} & -\sum_{j=1}^3 k_{3j} & -\sum_{j=1}^3 k_{3j} h_j \\
 -\sum_{j=1}^3 k_{1j} & -\sum_{j=1}^3 k_{2j} & -\sum_{j=1}^3 k_{3j} & k_0 + \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 k_{ij} & \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 k_{ij} h_j \\
 -\sum_{j=1}^3 k_{1j} h_j & -\sum_{j=1}^3 k_{2j} h_j & -\sum_{j=1}^3 k_{3j} h_j & \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 k_{ij} h_j & k_r + \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 k_{ij} h_i h_j
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 x_1 \\
 x_2 \\
 x_3 \\
 x_0 \\
 \varphi
 \end{bmatrix}
 = -
 \begin{bmatrix}
 m_1 \\
 m_2 \\
 m_3 \\
 m_0 \\
 0
 \end{bmatrix}
 \ddot{x}_g
 \quad (3.24)$$

Al utilizar este modelo, el número de parámetros a identificar se incrementa notablemente, ya que

en total son 16 parámetros a identificar: 8 coeficientes de rigidez (k_l a k_b , k_o , k_r) y 8 coeficientes de amortiguamiento (c_l a c_b , c_o , c_r).

Simulaciones matemáticas. Se llevaron a cabo simulaciones matemáticas de los modelos para analizar la convergencia del algoritmo de estimación de parámetros para este modelo. Se estudiaron las repercusiones que se tienen en la estimación al modelar a la estructura con un modelo de cortante, en un sistema con presencia de interacción suelo-estructura. Se utilizaron las dos señales de excitación descritas en el modelo 3GL.

El sistema real utilizado en esta simulación se representa con las siguientes matrices de propiedades estructurales:

$$M = \begin{bmatrix} 1.819 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 3.334 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2.719 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 3.000 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 150 \end{bmatrix}, C = \begin{bmatrix} 0.3864 & -0.6321 & 0.3019 & -0.056 & 1.960 \\ -0.6321 & 1.4692 & -1.1401 & 0.303 & 0.980 \\ 0.3019 & -1.1401 & 2.4240 & -1.585 & 10.490 \\ -0.056 & 0.303 & -1.585 & 3.838 & 11.470 \\ -1.960 & 0.980 & -10.490 & 11.470 & 254.10 \end{bmatrix}, K = \begin{bmatrix} 321.96 & -564.29 & 269.53 & -27.20 & -1068.20 \\ 564.29 & 1269.36 & -1017.74 & 312.67 & 1718.90 \\ 269.53 & -1017.74 & 2129.45 & -1381.24 & -9025.60 \\ 27.20 & 312.67 & -1381.24 & 4095.77 & 8375.00 \\ -1068.20 & 1718.90 & -9025.60 & 8375.00 & 162927.00 \end{bmatrix}$$

como se aprecia, las submatrices de masas, amortiguamiento y rigidez asociadas a la estructura son las mismas que las que se consideraron en la simulación del modelo 3GL. El sistema presenta las siguientes propiedades dinámicas

$$\begin{aligned} T_1 &= 2.09 \text{ s} & \xi_1 &= 0.3 \% \\ T_2 &= 0.42 \text{ s} & \xi_2 &= 0.9 \% \\ T_3 &= 0.24 \text{ s} & \xi_3 &= 1.8 \% \\ T_4 &= 0.22 \text{ s} & \xi_4 &= 1.6 \% \\ T_5 &= 0.14 \text{ s} & \xi_5 &= 2.6 \% \end{aligned}$$

Estimación con modelo de cortante

Se estimaron los parámetros de rigidez y amortiguamiento del sistema considerando un comportamiento de cortante, para dos señales de excitación mencionadas. Las matrices de propiedades estructurales tuvieron prácticamente los mismos valores para las dos excitaciones utilizadas, con los siguientes resultados

$$M = \begin{bmatrix} 1.819 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 3.334 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2.719 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 3.000 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 150 \end{bmatrix}, C = \begin{bmatrix} 0.4186 & -0.4186 & 0 & 0 & -4.186 \\ -0.4186 & 0.1117 & 0.3069 & 0 & 7.255 \\ 0 & 0.3069 & 3.2101 & -3.517 & -38.239 \\ 0 & 0 & -3.517 & 13.131 & 35.170 \\ -4.186 & 7.255 & -38.239 & 35.170 & 524.470 \end{bmatrix}, K = \begin{bmatrix} 83.45 & -83.45 & 0 & 0 & -834.50 \\ -83.45 & 205.29 & -121.84 & 0 & -383.90 \\ 0 & -121.84 & 508.07 & -386.23 & -2643.90 \\ 0 & 0 & -386.23 & 3881.23 & 3862.30 \\ -834.50 & -383.90 & -2643.90 & 3862.30 & 136132 \end{bmatrix}$$

con las siguientes propiedades dinámicas

$$\begin{aligned}
 T_1 &= 2.10 \text{ s} & \xi_1 &= 0.3 \% \\
 T_2 &= 0.71 \text{ s} & \xi_2 &= 2.3 \% \\
 T_3 &= 0.48 \text{ s} & \xi_3 &= 1.6 \% \\
 T_4 &= 0.22 \text{ s} & \xi_4 &= 4.6 \% \\
 T_5 &= 0.17 \text{ s} & \xi_5 &= 7.8 \%
 \end{aligned}$$

Los resultados muestran que el modelo logra estimar adecuadamente las características dinámicas del primer modo de vibrar y aquellos asociados a la traslación (4^{to} modo) y cabeceo (5^{to} modo) de la base de la estructura, presentando estimaciones erróneas para los modos superiores de vibrar de la estructura. En las figuras 22 y 23 se presenta una comparación de la respuesta real del sistema con respecto a la obtenida del modelo matemático, utilizando la excitación S_1 , donde se aprecia que el modelo de cortante reproduce muy satisfactoriamente la respuesta real cuando el sistema vibra en su primer modo; sin embargo, cuando el sistema se somete a una excitación S_2 , la cual lo hace vibrar en modos superiores, se presentan diferencias significativas entre la respuesta real y la del modelo matemático, como se muestra en las figuras 24 y 25.

3.9 Simulación de modelo 3GLT

A fin de analizar la importancia de considerar el comportamiento tridimensional en un sistema estructural, se realizó una simulación de un modelo matemático que considera tres grados de libertad; dos de ellos relacionados con movimientos de traslación horizontal y otro asociado a un movimiento de torsión del sistema, como se muestra esquemáticamente en la figura 26. El sistema queda definido por las siguientes ecuaciones de movimiento

$$\begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 \\ 0 & 0 & J \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \\ \ddot{\varphi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_x & 0 & c_x e_y \\ 0 & c_y & c_y e_x \\ c_x e_y & c_y e_x & c_\varphi \cdot c_x e_y^2 + c_y e_x^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{\varphi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_x & 0 & k_x e_y \\ 0 & k_y & k_y e_x \\ k_x e_y & k_y e_x & k_\varphi \cdot k_x e_y^2 + k_y e_x^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \\ \varphi \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} m \ddot{x}_g \\ m \ddot{y}_g \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

donde: m es la masa traslacional de la estructura y J su momento polar de inercia; c_x , c_y y c_φ son los coeficientes de amortiguamiento; k_x , k_y y k_φ los coeficientes de rigidez y e_x y e_y los valores de excentricidad entre los centros de masa y rigidez. En este sistema es posible considerar simultáneamente dos señales de excitación del sistema (\ddot{x}_g y \ddot{y}_g).

Valores iniciales. El sistema real que se utilizó en esta simulación proviene de un modelo

matemático de múltiples grados de libertad, el cual presenta un fuerte acoplamiento entre los modos de traslación y el de torsión. Los valores reales y las características dinámicas del sistema son las siguientes

$$M = \begin{bmatrix} 500 & 0 & 0 \\ 0 & 500 & 0 \\ 0 & 0 & 6833 \end{bmatrix}; C = \begin{bmatrix} 134 & 0 & 268 \\ 0 & 126 & 315 \\ 268 & 315 & 5372 \end{bmatrix}; K = \begin{bmatrix} 10000 & 0 & 20000 \\ 0 & 20000 & 50000 \\ 20000 & 50000 & 660020 \end{bmatrix}$$

$$e_x = 2.5 \text{ m} ; e_y = 2.0 \text{ m}$$

$$T_1 = 1.50 \text{ s} ; \xi_1 = 2.5 \%$$

$$T_2 = 1.14 \text{ s} ; \xi_2 = 2.2 \%$$

$$T_3 = 0.60 \text{ s} ; \xi_3 = 4.1 \%$$

La respuesta real del sistema se calculó excitando al mismo con dos señales simultáneas y ortogonales entre sí, en las direcciones x y y del sistema.

Estimación con sistema desacoplado. Para analizar la influencia que tiene el acoplamiento torsional en la estimación de los parámetros, se realizó la estimación con las señales reales considerando en primera instancia un movimiento desacoplado del sistema, estimando coeficientes de rigidez y amortiguamiento mediante modelos de un grado de libertad, para cada una de las direcciones de traslación. Los resultados encontrados son:

$$\begin{array}{ll} \text{Dirección } x: & k_x = 8593 \quad T_x = 1.52 \text{ s} \\ & c_x = 114 \quad \xi_x = 2.8 \% \end{array}$$

$$\begin{array}{ll} \text{Dirección } y: & k_y = 15065 \quad T_y = 1.14 \text{ s} \\ & c_y = 116 \quad \xi_y = 2.1 \% \end{array}$$

Los parámetros así estimados constituyen parámetros equivalentes para las direcciones consideradas, que aunque no concuerdan con los parámetros reales, estiman satisfactoriamente las características dinámicas en cada una de las direcciones. En las figuras 27 y 28 se compara la respuesta real del sistema con la proveniente de los modelos equivalentes de un grado de libertad en las direcciones x y y , respectivamente. Los modelos logran reproducir la respuesta del sistema real, aunque son apreciables pequeñas diferencias.

Estimación con sistema acoplado. Se realizó la estimación utilizando el modelo 3GLT, considerando simultáneamente las dos señales de excitación y las señales reales del sistema. El vector de parámetros estimado con el modelo y sus características dinámicas son las siguientes

$$M = \begin{bmatrix} 500 & 0 & 0 \\ 0 & 500 & 0 \\ 0 & 0 & 6833 \end{bmatrix}; C = \begin{bmatrix} 126 & 0 & 252 \\ 0 & 116 & 290 \\ 252 & 290 & 6102 \end{bmatrix}; K = \begin{bmatrix} 9787 & 0 & 19574 \\ 0 & 19368 & 48420 \\ 19574 & 48420 & 622600 \end{bmatrix}$$

$$e_x = 2.5 \text{ m} ; e_y = 2.0 \text{ m}$$

$$T_1 = 1.53 \text{ s} ; \xi_1 = 2.5 \%$$

$$T_2 = 1.16 \text{ s} ; \xi_2 = 2.2 \%$$

$$T_3 = 0.62 \text{ s} ; \xi_3 = 4.6 \%$$

Se aprecia que la estimación de los parámetros y sus características dinámicas por medio del modelo es muy aproximada. En las figuras 29 a 31 se presenta la comparación entre las señales reales y las obtenidas con el modelo matemático, mostrándose una excelente correlación entre las señales.

Influencia de los valores iniciales. Para analizar las características de convergencia del algoritmo propuesto para este modelo matemático con respecto a los valores iniciales de los parámetros, se realizaron una serie de simulaciones matemáticas con diferentes IC, a fin de estudiar la tendencia estadística de la solución. En la tabla 5 se presenta un resumen de los resultados encontrados, mostrando que la solución es convergente hasta para un índice IC de 0.50.

Influencia del ruido. El comportamiento del modelo 3GLT ante la presencia del ruido en la señales fue muy similar que el del modelo 1GL, aunque los índices estadísticos son un ligeramente mayores, como se muestra en la tabla 6. Se encontraron, en general, errores en las estimaciones inferiores al 7 por ciento.

Capítulo 4

Simulaciones Matemáticas : Caso No Lineal

En los métodos convencionales de análisis y diseño estructural no se considera que existan variaciones de las propiedades dinámicas de los sistemas estructurales, ya que se utilizan para ese propósito programas de computadora que toman en cuenta exclusivamente un comportamiento lineal de la estructura, por lo que los modelos matemáticos tienen propiedades dinámicas invariantes en el tiempo. Sin embargo, evidencias experimentales muestran que los edificios presentan variaciones importantes de sus características dinámicas durante movimientos sísmicos, inclusive en eventos de intensidad moderada [González et al (1994)]. Cuando se aprecian cambios permanentes en las características dinámicas de una estructura, es un indicativo de que se presenta un deterioro de su rigidez, el cual puede ir acumulándose conforme el sistema se somete a excitaciones sísmicas durante su vida útil.

Existen un gran número de investigaciones enfocadas a establecer modelos matemáticos representativos del comportamiento no lineal de estructuras instrumentadas con aparatos de registro sísmico, utilizando técnicas de identificación de sistemas. Dada la complejidad del problema, la mayoría de las investigaciones consideran que el sistema estructural puede ser representado por un modelo matemático de un solo grado de libertad, en el cual se establece una ley constitutiva para tomar en cuenta el comportamiento histerético del sistema. Dentro de los modelos matemáticos más utilizados para este fin destacan

1. *Modelos bilineales*, en los cuales se caracteriza el comportamiento mediante una rigidez inicial y una rigidez postfluencia, la cual puede ser nula en caso de un sistema elastoplástico puro, o bien, tener una cierta proporción (ya sea positiva o negativa) con respecto a la rigidez inicial [Otani (1981)]. Este tipo de modelo ha sido ampliamente utilizado para caracterizar el comportamiento de estructuras; sin embargo, la reducción de la rigidez tangente con la deformación de un sistema físico real es progresiva, por lo que un modelo bilineal es una aproximación muy burda.
2. *Modelo de Takeda*, el cual ha sido utilizado ampliamente para idealizar el comportamiento histerético de estructuras y elementos estructurales, presentando el atractivo de que considera el deterioro de la rigidez del sistema por efecto de ciclos sucesivos de carga alternante [Takeda et al. (1970)]. Este modelo ha sido utilizado para modelar el

comportamiento histerético de elementos en programas de análisis no lineal de estructuras, como es el caso del programa DRAIN-2D [Kannan and Powell (1973)].

3. *Modelo de Ramberg-Osgood*, el cual ha sido empleado sobre todo para idealizar el comportamiento no lineal de estructuras metálicas [Ramberg y Osgood (1943); Popov y Bertero (1973)]. Este modelo es atractivo matemáticamente dado que posee muchas propiedades que simplifican la integración de las ecuaciones diferenciales de los sistemas [Jennings (1963)].
4. *Modelo de Wang y Shah*, que es un modelo que considera el deterioro de rigidez de la estructura basado en el concepto de daño acumulado por fatiga [Wang y Shah (1987)]. Este modelo ha sido aplicado con éxito para conexiones viga-columna, pero puede ser aplicado a diferentes tipos de fenómenos asociados a fatiga.
5. *Modelo de Wen*, el cual es, sin lugar a duda, el modelo histerético más utilizado recientemente en problemas de identificación de parámetros de sistemas estructurales no lineales [Wen (1976)], sobre todo cuando se utilizan estrategias recursivas de estimación como la del Filtro de Kalman Extendido. Este modelo es muy atractivo matemáticamente porque es posible representar fácilmente diferentes formas histeréticas del sistema, con base en cambios en las constantes que caracterizan el modelo, aunque presenta limitaciones cuando se le somete a ciertas condiciones de carga [Thyagarajan y Iwan, (1990)].
6. *Modelo de Iwan*, el cual es un modelo que guarda una mayor relación con el fenómeno físico [Iwan (1966)] y es más estable matemáticamente que el modelo de Wen.

Los modelos matemáticos que se utilizan generalmente para representar sistemas estructurales no lineales consideran exclusivamente el comportamiento global del sistema, despreciando efectos que pueden gobernar la respuesta dinámica del sistema, como lo son el efecto de acoplamiento entre los movimientos de traslación y torsión del sistema, y participación de modos superiores de vibración. El intentar incorporar las leyes constitutivas en modelos de sistemas de múltiples grados de libertad a fin de considerar los efectos mencionados es un verdadero reto desde el punto de vista matemático, dado que el número de parámetros a identificar en el sistema se incrementa significativamente, acarreando problemas de estabilidad y convergencia en los algoritmos de estimación.

Una alternativa que puede ser válida para estimar la variación de los parámetros de sistemas

estructurales no lineales, es realizar la estimación de los parámetros segmentando la respuesta del sistema en un número finito de tramos, considerando que en cada segmento el sistema es lineal e invariante, de tal forma que se utilicen y se aprovechen las bondades de los métodos de estimación desarrollados para este tipo de sistemas. Esta metodología, mejor conocida como *análisis por ventanas*, es la que se utiliza en esta investigación para determinar la variación de parámetros de sistemas no lineales.

Con el fin de juzgar si el análisis por ventanas es una forma adecuada de determinar la variación de los parámetros en sistemas no lineales, se llevaron a cabo una serie de simulaciones matemáticas con el objetivo de justificar su aplicación en sistemas físicos reales, utilizando modelos de diversa complejidad matemática. En este capítulo se presentan los resultados encontrados en dichas simulaciones. Los modelos estudiados también serán considerados como referencia en el estudio de predicción de respuesta en capítulos posteriores.

4.1 Descripción de los modelos

Se llevaron a cabo simulaciones de sistemas con comportamiento no lineal a fin de analizar la aplicabilidad de los algoritmos utilizados y de los modelos matemáticos estudiados en el capítulo anterior, aplicando la técnica de análisis por ventanas, con el fin de evaluar la variación de sus parámetros. Para el análisis no lineal de los sistemas se utilizó el programa DRAIN-2D, por medio del cual es posible obtener la respuesta no lineal de sistemas estructurales planos. Los sistemas estudiados son:

1. *Sistema A*, conformado por un marco de una crujía y un nivel, por ser una configuración estructural muy simple y la cual puede ser caracterizado por un modelo de un grado de libertad. Se consideró que los elementos estructurales que conforman el marco tienen un comportamiento idealizado por el modelo de Takeda. En este modelo se utilizó el modelo de estimación 1GL para analizar la variación de los parámetros. En la figura 32 se presenta un esquema del sistema y se muestran las principales características geométricas del mismo.
2. *Sistema B*, que es un sistema de 14 niveles cuya configuración se basa en las dimensiones y propiedades de un marco típico del edificio instrumentado JAL [Meli et al. (1994)], mismo que ha sido seleccionado como sistema físico real. Este sistema se sometió a excitaciones sísmicas de diferente amplitud de aceleración y se obtuvieron las respuestas del sistema para cada una de ellas. En este sistema se aplicaron los modelos de estimación 1GL y 3GL para

analizar la variación de sus parámetros. En la figura 33 se muestra esquemáticamente su configuración [Moreno et al. (1995)].

Los sismos empleados para obtener la respuesta no lineal de los sistemas fueron derivados básicamente de las aceleraciones grabadas en un sitio cercano al edificio de la Secretaría de Comunicaciones y Transportes en la ciudad de México, del sismo Michoacán-Guerrero, durante el evento sísmico del 19 de septiembre de 1985, en su componente horizontal este-oeste. La duración de la fase intensa es de aproximadamente 60 segundos. Al acelerograma registrado se le denominará *sismo SCT*.

4.2 Metodología de simulación

En las simulaciones matemáticas realizadas en cada uno de los modelos matemáticos se siguió la siguiente metodología:

1. Se estructuró el modelo matemático siguiendo la metodología propuesta por el programa DRAIN-2D, considerando la geometría y propiedades de los diferentes elementos estructurales que conforman los sistemas estructurales. A los modelos matemáticos se les denominará como los *sistemas reales*.
2. Se calcularon las respuestas del sistema real en los grados de libertad elegidos, al ser sometidos a las excitaciones sísmicas seleccionadas. A estas respuestas se les denominará como las *respuestas reales*.
3. Se estimaron los parámetros equivalentes de rigidez y amortiguamiento en cada uno de los segmentos considerados de la respuesta, utilizando los modelos de estimación de parámetros.
4. Se compararon las respuestas reales con las calculadas con los parámetros equivalentes estimados.

4.3 Simulación de sistema A

Se realizó la simulación del sistema A considerando como excitación un acelerograma generado al

colocar tres sismos en serie, colocando entre ellos un intervalo de cinco segundos de amplitud cero con el fin de dar reposo al sistema y emular el efecto de secuencia de sismos. Dichos sismos se generaron modificando las aceleraciones del sismo SCT por un factor de 0.1, 0.2 y 0.5. Este sismo se utilizó para analizar el efecto de daño acumulado en el sistema. Las hipótesis de análisis que se tomaron en cuenta en este sistema son:

1. En el nivel de la estructura se consideró exclusivamente la masa asociada al movimiento traslacional horizontal y se concentró en los nudos que forman dicho nivel.
2. Se supuso un comportamiento histerético de los elementos con degradación de rigidez, utilizando un comportamiento de acuerdo al modelo de Takeda.
3. Se tomó en cuenta un amortiguamiento estructural de 5.0 por ciento del amortiguamiento crítico. Los valores propuestos de amortiguamiento y frecuencia del sistema se basaron en los valores que presenta el sistema real que se estudia en el capítulo 5 de este trabajo.
4. Se consideró un coeficiente sísmico de diseño (C_s) de 0.20.
5. Los desplazamientos horizontales de los nodos de un mismo nivel se suponen iguales.
6. Se definen zonas rígidas las uniones viga-columna.
7. El desplazamiento de fluencia del modelo es de 2.76 cm.

En la figura 34 se compara la respuesta lineal y no lineal del sistema, en donde se aprecian diferencias significativas de comportamiento. En la figura 35 se muestra la variación que presentan los parámetros de rigidez y amortiguamiento equivalentes del sistema; se aprecia que se presenta un fuerte deterioro de sus parámetros. Al comparar la respuesta del sistema real con la del modelo IGL se muestra una excelente correlación, por lo que se concluye que el análisis por ventanas resulta satisfactorio para este modelo.

Se estudió la relación que guardan los parámetros equivalentes con respecto al nivel de respuesta de desplazamiento, la cual se calculó con el valor *rms* (*root mean square*) del desplazamiento de cada ventana. En la figura 36 se muestra dicha relación, en donde se observa un comportamiento no lineal del sistema con respecto al nivel de respuesta, así como el deterioro que se presenta en los parámetros.

4.4 Simulación de sistema B

La estructura se idealizó mediante un sistema equivalente de dos marcos planos unidos por medio de un diafragma de piso infinitamente rígido en su plano (figura 33). A fin de que el sistema equivalente represente la respuesta del edificio, se buscó que los periodos fundamentales entre el sistema equivalente y el edificio fueran iguales; para esto la masa asociada al sistema se escogió de manera que, para un rigidez dada, se conservara el periodo del edificio.

Las constantes de rigidez y amortiguamiento asociadas al efecto de interacción suelo-estructura fueron estimadas a partir de una serie de estudios, entre los cuales destacan las mediciones ambientales. Las hipótesis de análisis para la construcción del modelo matemático, fueron las siguientes:

1. En cada uno de los niveles de la estructura se consideró exclusivamente la masa asociada al movimiento traslacional horizontal y se concentró en los nudos que forman dichos niveles.
2. Las propiedades geométricas de los elementos se calcularon a partir de las secciones agrietadas para las vigas y secciones no agrietadas para las columnas. Los anchos efectivos de las vigas se calcularon con las expresiones que recomienda el Reglamento de Construcciones del Departamento del Distrito Federal en sus Normas Técnicas Complementarias para el Diseño de Estructuras de Concreto.
3. Se supuso un comportamiento histerético de los elementos con degradación de rigidez.
4. Se tomaron tres fuentes de sobrerresistencia para el cálculo de las propiedades mecánicas del concreto: el valor promedio de la resistencia a la compresión del concreto, el incremento en la resistencia a compresión del concreto por confinamiento y los esfuerzos adicionales en el acero. Con respecto a las resistencias adicionales en el acero de refuerzo, se estimaron a partir de las gráficas esfuerzo-deformación de los aceros laminados en frío.
5. Se consideraron dos tipos de concreto: uno correspondiente del sótano al séptimo nivel con un $f'c=314 \text{ kg/cm}^2$ y otro correspondiente a los niveles superiores con $f'c=272 \text{ kg/cm}^2$. Los módulos de elasticidad se estimaron con las relaciones propuestas en el RCDF-87.
6. Se tomó en cuenta un amortiguamiento estructural de cinco por ciento del crítico para los dos primeros modos de vibrar.

7. Se consideró un comportamiento lineal para el efecto de interacción suelo-estructura.
8. Los desplazamientos de los nodos de un mismo nivel se suponen iguales.
9. Se definen como zonas rígidas las uniones viga-columna.

El acelerograma usado como excitación de este modelo se obtuvo a partir de una simulación, tomando como base los registros del 24 de Octubre de 1993 obtenidos en la estación de campo libre del edificio Jal [Ordaz et al. (1993), Moreno et al. (1995)]. En la figura 37 se muestra el acelerograma y el espectro de Fourier de dicha excitación, la cual presenta una aceleración máxima de aproximadamente 80 cm/s^2 .

Estimación con modelo 1GL. A fin de establecer la modificación que tienen los coeficientes de rigidez y amortiguamiento del sistema global, se realizó una estimación por ventanas con un modelo de 1GL, dividiendo el registro total en 8 tramos de 10 s cada uno (el registro total tiene una duración de 80 s). Se tomó en cuenta exclusivamente la respuesta de la azotea de la estructura.

En la tabla 7 se presenta la modificación que tienen los coeficientes de rigidez y amortiguamiento en cada uno de los segmentos, en donde se aprecia que a partir de tercer segmento el sistema pierde rigidez, encontrándose la máxima disminución de rigidez global en los segmentos 4 y 5; con respecto a los coeficientes de amortiguamiento se aprecia el efecto contrario. En la figura 38 se presenta una comparación entre la respuesta real y la obtenida con el modelo 1GL.

Estimación con modelo 3GL. Los parámetros iniciales de este modelo se propusieron considerando las frecuencias naturales de vibrar y los niveles de amortiguamiento del sistema equivalente de un grado de libertad, con la hipótesis de una distribución uniforme de rigidez. Las respuestas reales se obtuvieron en los niveles de azotea, nivel 8 y nivel 3, de la estructura. En las figuras 39, 40 y 41 se presenta una comparación entre las respuestas reales y las obtenidas del modelo de tres grados de libertad, en la azotea, nivel 8 y nivel 3, respectivamente. En la figura 42 se presenta la variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento de cada uno de los subsistemas. En la tabla 8 se resumen los valores de los coeficientes de rigidez y amortiguamiento obtenidos en cada uno de los segmentos estudiados, así como la variación que presentan las características dinámicas de los modos de vibrar del sistema.

Capítulo 5

Estimación de Parámetros en Sistema Físico Real

La estimación de parámetros en sistemas físicos reales se convierte en un problema más complejo e incierto que el ofrecido por simulaciones derivadas de sistemas teóricos, debido a que necesariamente los modelos paramétricos empleados introducen simplificaciones importantes que pueden no cumplirse en todos los casos. Estos modelos, además, consideran hipótesis de tipo estructural que no siempre corresponden con las condiciones reales del sistema. La supuesta rigidez infinita de los diafragmas de piso y del cajón de cimentación, el comportamiento histerético simplificado de los elementos estructurales y del suelo sobre el cual se desplanta la estructura, y la suposición de que se cuenta con registros de aceleraciones de campo libre, son algunas de las hipótesis simplificadoras más comunes. Estos factores contribuyen a que la estimación de la respuesta calculada mediante modelos identificados difiera del comportamiento del sistema físico real; el error asociado con este fenómeno suele llamarse *error del modelo*. Inclusive, puede ocurrir que estas divergencias entre el modelo y el sistema real deterioren seriamente, además, la convergencia y estabilidad del proceso de identificación.

Con el fin de analizar la aplicabilidad de los algoritmos y modelos matemáticos estudiados para la estimación de parámetros estructurales en sistemas reales, se analizó el comportamiento dinámico de un edificio instrumentado sometido a excitaciones sísmicas. Entre los principales objetivos de este estudio se pueden destacar:

1. El manejo que debe hacerse de la información experimental, ya que los aparatos de registro proporcionan las historias de aceleración absoluta en los puntos elegidos de la estructura y los algoritmos de estimación propuestos utilizan vectores de estado de desplazamiento y velocidad.
2. Estudiar la aplicabilidad que tienen los análisis no paramétricos para determinar características dinámicas de edificios, los cuales son ampliamente utilizados en la actualidad, en particular en pruebas de vibración ambiental.
3. Verificar la validez de la estimación de parámetros por ventanas para considerar la no linealidad del sistema físico real, haciendo uso de los diferentes modelos desarrollados.

5.1 Descripción de la estructura

El sistema físico real fue seleccionado, entre una serie de edificios en donde se cuenta con información de registros sísmicos, ya que reúne las siguientes características [Meli, Murià-Vila y Quaas, (1993)]:

- a) Está localizado en la zona de máxima amplificación de las ondas sísmicas del Distrito Federal.
- b) Tiene características dinámicas que conducen a una respuesta muy elevada, es decir, que el edificio tiene un periodo fundamental de vibración semejante al periodo predominante del terreno.
- c) Es una construcción típica en la ciudad de México.
- d) Es una estructura sencilla, regular y simétrica para poder entender su respuesta estructural con el mínimo número de instrumentos.
- e) Se cuenta con la documentación completa del proyecto estructural y existe facilidad de acceso y permiso para colocar instrumentos y operarlos.

El edificio está compuesto por una estructura principal de 14 niveles con un apéndice y un cuerpo anexo de tres niveles, el cual se encuentra separado por una junta constructiva de 15 cm de espesor. Los tres primeros niveles están destinados a estacionamiento y los demás a oficinas. El edificio es de concreto reforzado y está estructurado con base en marcos formados por columnas y losa reticular, además cuenta con muros de concreto y mampostería. La planta tipo del cuarto al décimo cuarto nivel tiene forma rectangular, de 20 m en su dirección transversal (dir T) y 32.45 m en su dirección longitudinal (dir L); las plantas de estacionamiento abarcan el cuerpo anexo y sus dimensiones son de 20 por 40 m (figura 43). En las figuras 44 y 45 se muestran elevaciones del edificio en sus direcciones T y L, respectivamente.

Las resistencias nominales del concreto de las columnas y muros se determinaron a partir de pruebas no destructivas y ensaye de núcleos extraídos de dichos elementos, con valores de 314 kg/cm² para los primeros siete niveles y 272 kg/cm² para los restantes [Aire y Murià-Vila, (1993)].

La cimentación está compuesta por un cajón de concreto reforzado desplantado a una profundidad de 3.30 m, el cual se apoya sobre 54 pilotes de fricción de sección triangular de 60 cm de lado y 28 m de longitud. Además existen diez pilotes de forma cuadrada de 40 cm de lado y 26 m de longitud cuyo extremo superior se encuentra a 9 m de profundidad, por lo que no están en contacto con el cajón de cimentación. El edificio se localiza en la zona de suelo blando de la

ciudad de México, con un espesor de capa arcillosa de 30 m; localizándose los depósitos profundos a 38.5 m de profundidad. La frecuencia dominante del terreno en este sitio es 0.5 Hz.

Durante los sismos de septiembre de 1985 el edificio sufrió algunos daños en sus elementos estructurales y no estructurales, por lo tanto se reforzaron algunas columnas interiores con un encamisado de concreto reforzado y se construyeron muros del mismo material en la dirección longitudinal.

5.2 Instrumentación sísmica

Este edificio cuenta con una red de 14 acelerógrafos, localizados como se muestra en la figura 46. Los puntos de medición se distribuyeron de la siguiente forma: uno en terreno a aproximadamente 50 m del edificio; dos en pozos profundos; cuatro en el sótano; dos en el nivel tres; dos en el nivel ocho y tres en la azotea. Los instrumentos seleccionados fueron acelerógrafos autónomos digitales de estado sólido con sensores triaxiales internos, dos horizontales y un vertical, interconectados todos en configuración maestro-esclavo [Quaas y Almora, (1993)]. A fines del año 1992 se concluyeron los trabajos de instrumentación del edificio y el ajuste de los equipos de registro.

Los equipos quedaron básicamente agrupados en tres ejes verticales: uno sobre la esquina suroeste, incluyendo los sensores de pozo, uno al centro del edificio y uno en la esquina noreste. La orientación de los sensores se basó en dos ejes principales de referencia, L y T. El eje transversal tiene una desviación de aproximadamente 15° respecto al norte. La instrumentación se diseñó para proporcionar:

- a) Un registro detallado de la vibración del edificio, incluyendo los efectos de torsión de los modos superiores de vibración y del comportamiento no lineal.
- b) Una visión completa de la interacción suelo-estructura, incluyendo la traslación y el cabeceo de la base y el efecto de la presencia del edificio y de su cimentación en el movimiento del terreno.
- c) Datos sobre la amplificación de las ondas sísmicas desde los depósitos firmes profundos hacia la superficie.

Se han realizado estudios de vibración ambiental para determinar las propiedades dinámicas del edificio y algunos parámetros de la interacción suelo-estructura, para vibraciones de muy baja amplitud como las inducidas por el tráfico, el viento y la microsismicidad [Murià y Moreno, (1994)]. Estos estudios han permitido definir los modos naturales de vibrar, así como las rigideces asociadas a efectos ISE del edificio bajo condiciones de ruido ambiental.

5.3 Registros sísmicos

A partir de la fecha en que se instrumentó el edificio, se han registrado una serie de eventos sísmicos con diferentes niveles de respuesta; tan solo en 1993 fueron registrados 12 eventos sísmicos (ver tabla 9), la gran mayoría de ellos debidos a sismos de baja intensidad. Por su calidad en sus registros, nivel de amplitud de respuesta y duración de los eventos, han sido seleccionados ocho eventos registrados hasta la fecha (sismo 1 a sismo 8), los cuales están asociados a sismos de mediana intensidad y cuyas principales características se resumen en la tabla 10.

Para el análisis preliminar de los registros sísmicos se elaboró un programa de computadora que sincroniza las señales y corrige la línea base de los registros, además de calcular los desplazamientos y velocidades del sistema, utilizando rutinas de integración de señales.

Para ilustrar el tipo de señales que se obtienen durante los eventos sísmicos, en las figuras 47 y 48 se muestran los acelerogramas registrados en los diferentes puntos de la estructura durante el *sismo 5* para la direcciones T y L, respectivamente. En las figuras se observa la amplificación que sufre la señal de acuerdo al nivel de ubicación del aparato en el edificio.

En las figuras 49 y 50 se presentan los acelerogramas y los espectros de Fourier asociados al movimiento del centro geométrico de los niveles instrumentados del sistema durante el sismo mencionado, en las direcciones T y L, respectivamente. En los espectros de Fourier de la señal en campo libre se aprecia una cresta alrededor de 0.50 Hz, que es la frecuencia natural del sitio donde se ubica el edificio y cuyo valor concuerda con el obtenido por las pruebas de vibración ambiental realizadas en el sitio. En los espectros de Fourier de azotea, para ambas direcciones, se observa que la estructura amplifica la señal en la frecuencia dominante del terreno; sin embargo, la amplificación mayor ocurre alrededor de 0.35 Hz para la dirección T y 0.55 Hz para la dirección L, que son las frecuencias propias de vibrar del sistema durante ese evento sísmico en sus modos fundamentales de traslación en las direcciones mencionadas..

En esta investigación se analizó el comportamiento dinámico del sistema durante cuatro de los sismos registrados en el edificio. Se estudió el comportamiento durante los sismos 1, 5, 6 y 7, los cuales se distinguen por su calidad y duración; mientras que el sismo 8 fue utilizado únicamente para analizar la eficiencia del modelo de predicción como se discutirá con amplitud en el capítulo ocho de esta investigación. En la figura 51 se presentan los espectros de Fourier de las señales registradas en el aparato de campo libre durante los sismos mencionados, donde se aprecia que los sismos 5 y 7 son los que tienen mayor cantidad de energía en su movimiento. En la figura 52 se muestran los espectros de Fourier de las señales registradas en el centro geométrico de la azotea durante los cuatro eventos, donde se aprecia que los movimientos sísmicos más intensos que tuvo el edificio se presentaron durante el sismo 7.

5.4 Estimación no paramétrica

Con el fin de determinar las características dinámicas del sistema utilizando técnicas no paramétricas, se calcularon las frecuencias y los amortiguamientos modales del sistema mediante funciones de transferencia entre las señales de azotea y campo libre, para todos los eventos analizados, las cuales se presentan en la figura 53. Se observa que existen variaciones en las frecuencias y amplitudes que presentan las crestas máximas de las funciones de transferencia, lo cual se aprecia con mayor claridad al colocarse todas las funciones en una sola gráfica, para cada una de las direcciones analizadas, como se muestra en la figura 54. Se detecta en las funciones de transferencia que conforme el sismo es más intenso, menor es la frecuencia y la amplitud de la cresta máxima de la función, lo que indica una disminución de la rigidez equivalente del sistema y un aumento en el amortiguamiento del mismo, que son claras evidencias de un comportamiento no lineal.

En la tabla 11 se presenta una comparación de las frecuencias de los primeros modos de vibración calculadas con los registros sísmicos y con vibración ambiental mediante uso de técnicas no paramétricas, donde puede apreciarse las diferencias mencionadas. Es importante aclarar que las frecuencias obtenidas a partir de registros sísmicos son valores promedio, dado que para su estimación se utiliza todo el registro. Es interesante observar que las frecuencias naturales del sistema en vibración ambiental pueden diferir sensiblemente de aquellas que presenta el edificio durante un sismo, aún de mediana intensidad y sin daño aparente en la estructura.

Interacción suelo-estructura. Para analizar la influencia que tiene la flexibilidad del suelo en la respuesta global del sistema, se realizó un análisis de la contribución que tiene el movimiento de

traslación y cabeceo de la cimentación en el desplazamiento total del sistema en la azotea, lo cual fue posible gracias a la instrumentación presente en el edificio.

Si se acepta que el desplazamiento absoluto de azotea esta descrito por los siguientes componentes

$$x_T = x_g + x_0 + \varphi h + x_e \quad (5.1)$$

- donde x_T = desplazamiento absoluto en azotea
 x_g = desplazamiento en campo libre
 x_0 = desplazamiento en azotea por traslación de la cimentación
 φ = giro de base de la estructura
 h = altura del nivel de azotea con respecto a la base
 x_e = desplazamiento por deformación de estructura

entonces, la figura 55 muestra como se descomponen los desplazamientos relativos de azotea ($x_T - x_g$), en los componentes por deformación de estructura, traslación horizontal y cabeceo de la base, en las dos direcciones del edificio, durante el sismo 5. En la figura se aprecia que el componente con una mayor participación es el asociado a la deformación de la estructura, por lo que se concluye que el efecto de interacción suelo-estructura es poco significativo en este edificio.

Para analizar preliminarmente la influencia de la flexibilidad del suelo en la modificación que tiene el periodo fundamental de vibración del sistema, es posible recurrir a la siguiente expresión simplificada [RCDF-87, (1987)]:

$$T_i = \sqrt{T_e^2 + T_o^2 + T_r^2} \quad (5.2)$$

donde T_i es el periodo de sistema considerando la interacción suelo-estructura, T_e es el periodo de la estructura empotrada, T_o es el periodo del sistema considerando un movimiento horizontal de cuerpo rígido y T_r es el periodo del sistema considerando una rotación por cuerpo rígido con respecto al giro de la base. Haciendo un manejo muy simple de las variables con las cuales se calcula la expresión simplificada, es posible demostrar que

$$\frac{T_i}{T_e} = \sqrt{1 + \frac{k_e}{k_o} + \frac{k_e h^2}{k_r}} \quad (5.3)$$

y a su vez

$$\frac{T_i}{T_e} = \sqrt{1 + \frac{x_o}{x_e} + \frac{\varphi h}{x_e}} \quad (5.4)$$

por lo que es posible estimar en forma aproximada la modificación que tiene el periodo de vibrar del sistema empotrado por el efecto de la flexibilidad del suelo, si se conoce el desplazamiento por deformación de la estructura x_e , el desplazamiento por traslación horizontal de la base x_o , el giro de la cimentación φ y la altura del edificio h . Para el sismo analizado y dadas las proporciones entre los componentes del desplazamiento del sistema, debe esperarse un incremento muy pequeño del periodo del sistema por el efecto de interacción suelo-estructura, con un valor inferior al 10 por ciento.

Flexibilidad del diafragma de piso. Una de las hipótesis que normalmente se considera en la mayoría de los programas comerciales para el análisis estructural es que el diafragma de piso es infinitamente rígido en su plano, con lo cual se reduce el esfuerzo computacional en la solución del problema. En sistemas de piso formados por losas de concreto que guarden ciertas relaciones de aspecto en sus dimensiones en planta, la hipótesis de diafragma rígido puede ser válida [Caballero et al., (1986)]; sin embargo, estudios experimentales demuestran que pueden existir deformaciones importantes de los diafragmas en estructuras muy alargadas, inclusive durante excitaciones de carácter ambiental [Murià et al., (1990); Rodríguez et al., (1990)].

Se llevó a cabo un análisis de la flexibilidad del diafragma de piso de la azotea durante el evento de mayor intensidad estudiado (sismo 7). En la figura 56 se presenta una comparación entre el desplazamiento registrado en el centro geométrico de la azotea del edificio (línea continua) y el obtenido analíticamente utilizando las señales de las esquinas de la azotea (línea punteada), donde se aprecia una excelente concordancia entre las señales, por lo que se puede concluir que la hipótesis de diafragma de piso infinito es válida para el sistema estructural analizado, al menos, para los niveles de excitación sísmica registrados hasta el momento.

Efectos de torsión. Uno de los aspectos del comportamiento estructural que se tiene especial interés en estudiar y que resulta básico para la propuesta de modelos matemáticos representativos de los sistemas es el relacionado con los efectos de torsión en el comportamiento dinámico del sistema. La gran mayoría de aplicaciones de las técnicas de identificación en la ingeniería estructural, sobre todo aquellas enfocadas a comportamiento no lineal de los sistemas, consideran un comportamiento bidimensional de las estructuras, por lo que se desprecia generalmente el efecto del acoplamiento torsional. Sin embargo, en estructuras irregulares en planta o con la presencia de muros rígidos en ciertas colindancias del edificio, los efectos de torsión llegan a ser

muy significativos.

Con el fin de analizar si el efecto de torsión en el sistema real estudiado llega a ser importante, se compararon las respuestas en desplazamiento de la esquina oeste de la azotea con los desplazamientos del centro geométrico de la azotea, como se muestra en la figura 57. En la figura se aprecia que en los primeros 40 s de respuesta el efecto de torsión es poco importante, dado que las señales prácticamente son iguales, en las direcciones T y L de la estructura. Sin embargo, se observa que existe un intervalo de la respuesta (40 s a 130 s) donde la respuesta torsional llega a ser muy significativa, existiendo diferencias entre el desplazamiento de las esquinas del edificio y el centro geométrico del mismo. Lo anterior conduce a pensar que para tener un modelo representativo del sistema analizado, es necesario considerar el comportamiento dinámico tridimensional del mismo.

5.5 Estimación paramétrica

Modelos considerados. Para la estimación de los parámetros que caracterizan el comportamiento dinámico del edificio, se utilizaron cuatro de los modelos matemáticos tratados en esta tesis y que, gracias a la instrumentación que tiene la estructura, es posible contar con la información experimental requerida en cada uno de ellos. Los modelos estudiados fueron :

- a) *Modelo de un grado de libertad 1GL*, por medio del cual es posible obtener coeficientes equivalentes de rigidez y amortiguamiento del sistema, los cuales caracterizan el comportamiento global de la estructura. La información experimental requerida es la registrada en campo libre (como señal de entrada al sistema) y la obtenida en el centro geométrico de la azotea (como señal de salida). Dada su bondad en las características de convergencia, este modelo fue aplicado en todos los eventos sísmicos estudiados, a fin de contar con valores iniciales de las características dinámicas del sistema, las cuales sirven para proponer los parámetros en los modelos matemáticos más complejos.
- b) *Modelo de tres grados de libertad 3GLISE*, donde es posible estimar coeficientes de rigidez y amortiguamiento asociados a la estructura y coeficientes relacionados con el efecto de traslación y cabeceo de la base. En este modelo es necesario contar con información de la respuesta en la azotea y en la base del edificio. Este modelo fue aplicado exclusivamente para analizar el comportamiento dinámico del sistema durante el sismo 5.

- c) *Modelo de cinco grados de libertad 5GL*, con tres grados de libertad asociados a la estructura y dos al efecto de interacción suelo-estructura. En este modelo se considera la participación de modos superiores de la estructura y se necesita, adicionalmente a la respuesta requerida en el modelo 3GLISE, de la respuesta experimental de los niveles intermedios de la estructura. En este modelo se estudiaron las limitaciones que se encuentran al considerar un modelo de cortante para caracterizar el comportamiento de la estructura y las ventajas de considerar el modelo de proporciones para dicha caracterización. Este modelo fue estudiado exclusivamente para el *sismo 5*.
- d) *Modelo de tres grados de libertad 3GLT*, este modelo toma en cuenta el comportamiento tridimensional global del sistema, que como se mencionó en el análisis no paramétrico del sistema, es un efecto muy importante de considerar para elaborar un modelo representativo. Al igual que el modelo 1GL, este modelo presenta excelentes características de convergencia y precisión en la estimación, por lo que fue utilizado para el análisis de todos los eventos sísmicos estudiados.

En todos los modelos descritos se consideró que las características de masa del sistema son conocidas, calculándose con base en las dimensiones y cargas que tiene el sistema, las cuales fueron obtenidas con los planos estructurales del edificio. Las dimensiones de los elementos estructurales y la distribución de cargas de la estructura fueron corroboradas en inspecciones llevadas a cabo en el edificio.

Consideraciones sobre comportamiento no lineal. En el análisis no paramétrico llevado a cabo en el sistema se detectó que existen variaciones significativas en las características dinámicas de la estructura durante los eventos sísmicos estudiados. Dado que dichas características dinámicas fueron obtenidas con la longitud total del registro (por lo que deben ser consideradas como caracterizaciones promedio), existía la posibilidad de que las variaciones de las características dinámicas y por ende de los parámetros que caracterizan los modelos, fueran mucho más severas en ciertos intervalos de los eventos sísmicos estudiados.

Para contemplar las variaciones que presentan los parámetros estructurales y dado que la metodología propuesta se basa en la hipótesis de un comportamiento lineal de los sistemas, se llevaron a cabo las estimaciones de los parámetros de cada uno de los modelos utilizando el concepto de análisis por ventanas, el cual, como se demostró en las simulaciones presentadas en el capítulo anterior a esta aplicación, puede proporcionar una alternativa válida para el análisis del efecto no lineal del sistema. La longitud de las ventanas en las estimaciones se seleccionó en

función del periodo de vibración fundamental del sistema, considerando que la longitud de la ventana contemplará alrededor de cuatro oscilaciones del sistema [Banan y Hjelmstad (1993)], por lo que se eligió un valor de 10 s como longitud de ventana en todos los modelos considerados.

5.5.1 Estimación paramétrica con modelo IGL

Se procedió a aplicar en el edificio las estrategias propuestas para la estimación de parámetros con el modelo de IGL. Dada la importancia de proponer valores iniciales en los parámetros de rigidez y amortiguamiento lo más cercanos posibles a los valores reales a fin de disminuir número de iteraciones del proceso, estos se estimaron a partir de las frecuencias naturales de vibrar identificadas con el análisis no paramétrico.

En la tabla 12 se muestran los valores de los parámetros estimados con este modelo en los eventos estudiados, considerando toda la longitud de los eventos sísmicos. Como era de esperarse, se aprecian diferencias significativas entre los valores. En las tablas 13 y 14 se presenta la variación que tienen los parámetros estructurales y las características dinámicas durante el sismo 5, para cada una de las ventanas consideradas. Se detectan disminuciones significativas de los valores de la rigidez hasta de un 50 por ciento con respecto a los valores en las ventanas iniciales, por lo que se demuestra que el comportamiento no lineal es significativo. Por otra parte, se aprecian aumentos en el amortiguamiento equivalente del sistema, precisamente en aquellos tramos donde existe la mayor disminución de la rigidez equivalente del sistema. En las mismas tablas se presenta la estimación de los parámetros considerando que no existen variaciones durante el evento (tramo 0-150 s), donde se aprecia que los valores estimados de las frecuencias y amortiguamientos modales concuerdan con las obtenidas de los análisis no paramétricos. Se presenta, además, el valor de la función criterio J, la cual evalúa el error cuadrático entre el desplazamiento real y el obtenido con el modelo matemático, donde se aprecia que el error entre la respuesta de la dirección T del sistema se concentra de una manera más significativa en dos de las ventanas (40 s a 60 s), justamente donde el efecto de torsión empieza a ser significativo en el evento sísmico estudiado y en donde la amplitud del movimiento (y en consecuencia el comportamiento no lineal) es más evidente. Es importante comparar el valor de la función criterio obtenida al hacer el análisis por ventanas con la calculada cuando la estimación se lleva a cabo con todo el registro, ya que el error disminuye alrededor de un 50 por ciento al considerar la variación de los parámetros por segmento.

En las figuras 58 y 59 se presenta la comparación de la respuesta registrada en la azotea y la calculada con los parámetros estimados en las direcciones T y L, respectivamente. Se observa en las figuras que el modelo de 1GL reproduce muy satisfactoriamente el comportamiento del sistema.

5.5.2 Estimación paramétrica con modelo 3GLISE

Con el fin de analizar la influencia de la interacción suelo-estructura en el comportamiento dinámico del sistema, se realizó la estimación de parámetros utilizando el modelo 3GLISE. El valor de masa de la estructura se estimó como la suma de todas las masas de los niveles, con una altura equivalente del 70 por ciento de la altura total. Los valores de masa traslacional y rotacional de la cimentación se estimaron a partir de la geometría y masa existentes de la cimentación.

Los parámetros iniciales se propusieron considerando las frecuencias naturales de vibrar y los niveles de amortiguamiento del sistema equivalente de un grado de libertad descrito anteriormente. Los valores de k_o y k_r se calcularon con la geometría de la cimentación y las características del modulo de rigidez G del suelo, como lo proponen las expresiones del Reglamento de Construcciones del DF. Una vez que se han propuesto k_o y k_r , y conocidos los valores de masa en los tres grados de libertad y la frecuencia natural de vibrar, se encuentra el valor inicial de k_e . De forma análoga, se estimaron los valores iniciales de los parámetros de amortiguamiento. Debido a que los órdenes de magnitud de los diferentes parámetros a evaluar son muy diferentes entre sí, se escalaron estos de tal forma que guardaran un mismo orden de magnitud.

La estrategia que se siguió para la estimación de los parámetros fue la siguiente

1. En la primera estimación se fijaron los valores de amortiguamiento y se liberaron los de rigidez, de tal forma que el número de parámetros del modelo se reduce a tres. De esta forma el ajuste se efectúa exclusivamente en las frecuencias naturales de vibrar.
2. Una vez estimados los parámetros de rigidez, se fijan estos y se liberan los parámetros de amortiguamiento, por lo que de nuevo el número de parámetros a evaluar es de tres. En este paso el ajuste se concentra en las amplitudes de las señales.

3. Con los valores de los coeficientes de rigidez y amortiguamiento de ésta primera estimación, se liberan los seis parámetros para estimarse simultáneamente.

Se aplicó este modelo para el análisis del comportamiento del sistema durante el *sismo 5*. Estimados los parámetros de rigidez y amortiguamiento, fue posible entonces calcular las frecuencias naturales de vibrar y las fracciones de amortiguamiento crítico del sistema en sus dos direcciones de análisis. Los resultados son

$$\begin{aligned} \text{Dirección T: } f_1 &= 0.35 \text{ Hz} & , & & \xi_1 &= 4.3 \% & ; & & f_e &= 0.38 \text{ Hz} & , & & \xi_e &= 3.5 \% \\ & f_2 &= 3.37 \text{ Hz} & , & \xi_2 &= 4.0 \% \\ & f_3 &= 20.38 \text{ Hz} & , & \xi_3 &= 100 \% \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Dirección L: } f_1 &= 0.54 \text{ Hz} & , & & \xi_1 &= 4.5 \% & ; & & f_e &= 0.61 \text{ Hz} & , & & \xi_e &= 3.7 \% \\ & f_2 &= 4.51 \text{ Hz} & , & \xi_2 &= 6.1 \% \\ & f_3 &= 14.56 \text{ Hz} & , & \xi_3 &= 3.0 \% \end{aligned}$$

A partir del parámetro de rigidez y amortiguamiento asociado a la estructura, se calculó la frecuencia de vibrar de la estructura con la condición de base empotrada, resultando los valores de 0.38 y 0.61 Hz, en las direcciones transversal y longitudinal, respectivamente. Con los parámetros estimados de amortiguamiento de la estructura se evaluó la fracción de amortiguamiento para el modo fundamental en ambas direcciones, resultando un valor de 3.5 y 3.7 por ciento del amortiguamiento crítico. Se aprecia que el efecto de interacción suelo-estructura modifica las frecuencias del sistema empotrado en un valor de alrededor de 10 por ciento en ambas direcciones, lo que concuerda con lo comentado cuando se estudió este tópico en el análisis no paramétrico del sistema.

En la figura 60 se presenta una comparación de los desplazamientos calculados con los parámetros estimados (líneas punteadas) y los obtenidos a partir de los registros sísmicos en la dirección T del sistema (líneas continuas), en los tres grados de libertad considerados. Se aprecia que el modelo matemático predice aceptablemente la respuesta en el grado de libertad asociado a la azotea de la estructura y al cabeceo de la cimentación. La correlación de respuestas en el grado de libertad asociado al movimiento horizontal de la base presenta algunas discrepancias, fundamentalmente motivadas por la pequeña amplitud del movimiento de la cimentación con relación al que se presenta en la azotea del edificio, dado que el efecto de interacción suelo-estructura es poco significativo.

5.5.3 Estimación paramétrica con modelo 5GL

Dada la instrumentación sísmica del edificio, en particular la presencia de instrumentos de registro en dos niveles intermedios, fue posible realizar la estimación de parámetros de un modelo de cinco grados de libertad, en el cual tres de ellos se relacionan con la estructura y los dos restantes con el efecto de traslación y cabeceo de la base del edificio. El modelo 5GL contempla un comportamiento bidimensional de la estructura, por lo que se descarta un posible acoplamiento del movimiento en la dirección perpendicular a la analizada, así como el efecto de torsión. Se desarrollaron dos variantes de ese modelo, denominados modelo 5GLC (sistema de cortante) y 5GLP (sistema de proporciones). Se presentan los resultados encontrados en el análisis del comportamiento del sistema durante el *sismo 5*.

Estimación con modelo 5GLC. En este modelo se estiman un total de 10 parámetros, cinco de rigidez y cinco de amortiguamiento, como se describe en el capítulo de simulaciones matemáticas de esta investigación. Se realizó la identificación considerando todo el registro así como también en ventanas de diez segundos. Para proponer los valores iniciales de los parámetros relacionados con los efectos de interacción suelo-estructura, se tomaron en cuenta los resultados encontrados con el modelo 3GLISE, mientras que los valores iniciales de los parámetros de la estructura se propusieron considerando, en primera instancia, una distribución uniforme de rigideces y amortiguamientos con base en el valor de la frecuencia y amortiguamiento de la estructura empotrada.

Las frecuencias naturales de vibrar del sistema se obtuvieron a partir de los parámetros identificados, como se muestra en la tabla 15, en donde se puede observar que el valor de la frecuencia para el primer modo, obtenido con el registro completo, concuerda con los estimados a partir de la identificación no paramétrica, con el modelo 1GL y con el modelo 3GLISE. Se demuestra que las estimaciones de las características dinámicas con métodos no paramétricos, es decir, utilizando funciones de transferencia y en general con funciones espectrales, pueden proporcionar información muy valiosa para evaluar el comportamiento global de un sistema estructural. En las figuras 61 y 62 se muestra una comparación entre las respuestas de desplazamiento calculadas con los parámetros estimados en las direcciones T y L, respectivamente.

Estimación con modelo 5GLP. Para este modelo también el número de parámetros a evaluar es de diez, sin embargo las matrices de rigidez y amortiguamiento del sistema ya no son

tridiagonales, como se discutió con amplitud en el capítulo de simulaciones matemáticas. Las frecuencias obtenidas con los parámetros estimados con este modelo se resumen en la tabla 16. Nuevamente se aprecia que existen variaciones significativas. La frecuencia para el primer modo concuerda con lo estimado a partir de las funciones de transferencia. Donde sí existe una diferencia apreciable es en la estimación de las características de vibrar de los modos superiores, donde existe una mucha mejor estimación con este modelo que con el modelo 5GLC.

En las figuras 63 a 64 se presenta la correlación de las respuestas en desplazamiento utilizando los parámetros identificados por segmentos, donde se aprecia que este modelo proporciona una mejor correlación entre las respuesta que el modelo 5GLC. En las figura 65 se compara la respuesta real de la azotea con la obtenida con el modelo, así como los espectros de Fourier asociados a las mismas, para ambas direcciones del sistema. En la figura se muestra que el modelo logra reproducir el movimiento asociado a modos superiores de vibrar del sistema.

5.5.4 Estimación paramétrica con modelo 3GLT

Se realizó la estimación de parámetros del modelo 3GLT, el cual considera el comportamiento tridimensional del sistema estructural. De acuerdo con este modelo, el número de parámetros a evaluar fue de ocho; tres de rigidez, tres de amortiguamiento y dos valores de excentricidad. Los valores de masa se dan por conocidos y se calcularon con las características del edificio.

La identificación se realizó segmentando los registros en ventanas de 10 segundos, identificando los parámetros tramo por tramo para observar su variación durante los cuatro eventos sísmicos considerados. En la tabla 17 se presentan los parámetros identificados con este modelo durante los eventos estudiados, utilizando el registro total y el registro segmentado. En la tabla aparecen asimismo, las características dinámicas de frecuencia natural y porcentaje de amortiguamiento, calculados a partir de los parámetros identificados.

En las figuras 66, 67 y 68 se presenta la correlación entre la respuesta experimental y la respuesta calculada a partir de los parámetros identificados por ventanas durante el *sismo 5*, donde se observa una excelente correlación para las tres direcciones consideradas en el modelo, tanto en el dominio del tiempo como en el de la frecuencia, como se muestra mas claramente en la figura 69.

En las figuras 70 y 71 se presenta la variación en los parámetros de rigidez y amortiguamiento del sistema durante los cuatro eventos estudiados, en las direcciones T y L, respectivamente. Si se

observan los resultados para el sismo 1, se aprecia que las características dinámicas de la estructura sufrieron poca variación durante el evento, comportándose prácticamente en su intervalo lineal. En cambio, si se observan los valores de las características dinámicas obtenidas en los sismos 5 y 7, se aprecia que sí existen variaciones importantes durante el evento, con disminuciones en valores de frecuencia hasta de un treinta por ciento, para la dirección L del edificio (dirección x del modelo matemático). Se aprecia que existen incrementos en los valores de amortiguamiento viscoso equivalente, con respecto a los obtenidos durante el sismo 1. Es claro que el sistema estructural se comportó no linealmente durante los sismos 5 y 7, a pesar de que no se presentó daño estructural significativo. Los resultados para el sismo 6 muestran que el sistema tiene un ligero comportamiento no lineal, pues las variaciones en frecuencia no son tan evidentes.

Si se observa el comportamiento del sistema durante el sismo 5, fundamentalmente en las direcciones L y torsión (figuras 67 y 68), se aprecia un fenómeno de modulación (*beating*) muy interesante a analizar. Este fenómeno es característico de estructuras con frecuencias propias de vibrar muy cercanas [Boroscheck y Mahin, (1991)], pero también se presenta cuando la frecuencia del sistema estructural es muy cercana a la frecuencia dominante de la excitación; ambas condiciones se presentaron en esta estructura, pues se aprecia que las frecuencias asociadas a la dirección L y torsión son muy cercanas entre sí y, a su vez, lo son a la frecuencia dominante del sitio, que, como se mencionó, se ubica alrededor de 0.5 Hz.

5.6 Comentarios

El método de estimación paramétrica utilizado y los modelos desarrollados en esta investigación permitieron evaluar la variación de las características dinámicas del sistema estructural estudiado, bajo excitaciones de cuatro eventos sísmicos. Se encontró que la estructura experimentó un franco comportamiento no lineal en dos de los sismos estudiados (sismos 5 y 7), con importantes degradaciones de rigidez, a pesar de que no se presentó daño estructural significativo [Muriá-Vila et al., (1995)].

A pesar de que el modelo 3GLT utilizado comprende exclusivamente tres grados de libertad, y que las características dinámicas se asocian a un comportamiento global del sistema estructural, se logró, en general, una muy buena correlación entre la respuesta experimental y la predicha por el modelo matemático.

Capítulo 6

Método de Predicción de Respuesta

6.1 Conceptos generales

La experiencia obtenida del análisis de registros sísmicos en edificios instrumentados ha mostrado que los sistemas estructurales presentan comportamiento no lineal durante movimientos sísmicos intensos, e inclusive moderados, como se observó en el sistema físico estudiado en el capítulo anterior. El incursionar en intervalos de respuesta donde el sistema estructural presenta un comportamiento no lineal y el someterse a ciclos reversibles de esfuerzo durante los eventos sísmicos, provoca un deterioro permanente de la rigidez y resistencia del sistema. Si el deterioro de un sistema no se corrige oportunamente, puede correrse un alto riesgo en la seguridad del sistema estructural.

La filosofía actual para el diseño sismorresistente de edificios de la mayoría de los códigos del mundo, considera la presencia de daño estructural en los edificios cuando se someten a sismos intensos, sin embargo es incompatible respecto a la metodología que comúnmente se utiliza en la práctica profesional para el análisis de edificios, dado que no se contempla que la estructura presente un comportamiento no lineal ni daño acumulado en el sistema. Se han planteado filosofías alternativas de diseño, con base principalmente en el concepto de diseño por desplazamientos, en las cuales se considera explícitamente que el sistema presenta deterioro de rigidez, con propuestas como la disminución de la rigidez de los elementos estructurales [Moehle, (1992)], espectros de respuesta para desplazamientos inelásticos [Bertero y Bertero, (1992)] y análisis por mecanismos de colapso [Bonelli y Leiva, (1993)]. Sin embargo, han sido escasos los intentos para establecer métodos prácticos de predicción de respuesta de sistemas en donde pueda presentarse un comportamiento no lineal durante eventos sísmicos, así como deterioro acumulado de sus características de rigidez y resistencia.

Métodos para evaluación de daño. La evaluación del daño estructural es un fenómeno complejo de resolver tanto analítica como experimentalmente. Existe en la literatura una vasta gama de investigaciones relacionadas con este tópico, entre las que destacan las de DiPasquale y Cakmak, (1989); Park et al., (1985); Yao et al., (1986); Reinhorn et al., (1989). La mayoría de los métodos propuestos para evaluar daño se basan en la estimación de índices, los cuales sirven para evaluar el nivel de deterioro del sistema. Estos índices pueden ser divididos en dos categorías;

- a) *Índices basados en la respuesta del sistema*, ya sea que se considere la respuesta máxima estructural o con base en la fatiga del mismo. Entre los índices más utilizados destaca el conocido como ductilidad [Newmark y Rosenblueth, (1974)], que es la relación entre el desplazamiento máximo del sistema entre el desplazamiento de fluencia, con la particularidad de que se toma en cuenta exclusivamente la respuesta máxima del sistema y no se considera la fatiga por efecto de comportamiento cíclico. Existen índices que toman en cuenta tanto la respuesta máxima del sistema como la fatiga cíclica [Banon y Veneciano (1982); Park y Ang (1985); Stephen y Yao (1988)].
- b) *Índices basados en el cambio en los parámetros equivalentes del sistema*, en los cuales se analiza la modificación del periodo de vibrar para tomar en cuenta un índice global de daño [Dipascuale y Cakmak, (1990)]. Para analizar los cambios en los parámetros equivalentes del sistema se utilizan normalmente modelos matemáticos lineales con parámetros invariantes en el tiempo, llevando a cabo análisis por ventanas. Para caracterizar la variación del periodo fundamental de vibrar se calcula un índice en función del porcentaje de cambio que sufre el periodo fundamental de vibración original del sistema, ya sea con respecto al periodo final que tiene el sistema después del evento sísmico o con el máximo periodo equivalente que tenga el sistema durante el evento sísmico.

Modelos de predicción de respuesta. Dentro de los métodos de predicción de respuesta sísmica dados en la literatura en los que se considere un comportamiento no lineal y deterioro del sistema, pueden distinguirse dos enfoques del problema

1. *Enfoque directo*, en donde se establecen modelos matemáticos de múltiples grados de libertad, mediante programas de computadora como el *DRAIN-2D* y el *IDARK* [Park et al., (1987)]. Este enfoque presenta la ventaja de tomar en cuenta la configuración del sistema estructural con la participación de prácticamente todos los elementos que la conforman, aunque no toman en cuenta aspectos importantes como lo son el comportamiento tridimensional del sistema estructural y el comportamiento no lineal del efecto de interacción suelo-estructura.
2. *Enfoque inverso*, en donde se cuenta con información experimental de la respuesta del sistema durante movimientos sísmicos y se aprovecha ésta para elaborar modelos matemáticos representativos de la estructura, ya sea mediante modelos que contemplan leyes constitutivas de los parámetros o con modelos donde se establezcan las leyes de variación que tienen los parámetros estructurales con respecto al nivel de respuesta y se considere el

deterioro acumulado del sistema. Sobre el segundo tipo de modelos es sobre los que descansa la filosofía de predicción utilizada en esta investigación, a fin de establecer modelos relativamente simples con enfoques prácticos de aplicación en el diseño de estructuras sismoresistentes.

6.2 Variación de parámetros con nivel de respuesta

Mediante el análisis tanto de simulaciones como de comportamiento real de edificios se ha observado que existe una no linealidad de los parámetros estructurales en función del nivel de respuesta del sistema, presentando una caída de su rigidez efectiva conforme el desplazamiento aumenta. Aunado a este efecto no lineal, aparece un deterioro de la rigidez de tipo permanente, causado principalmente por la fatiga del sistema por comportamiento cíclico. En la figura 36 se muestra la variación que tienen los parámetros equivalentes de rigidez y amortiguamiento del modelo A descrito en el capítulo 4, con respecto al nivel de desplazamiento del sistema, cuando se le somete a una excitación de tres acelerogramas en serie. En la figura se aprecian claramente los efectos de no linealidad y deterioro acumulado en el parámetro de rigidez después de cada evento sísmico.

Existen un gran número de estudios en donde se ha calculado la respuesta de ciertos tipos de sistemas provistos de un solo grado de libertad ante la acción de sismos reales o simulados, con el fin de analizar como varían las características equivalentes de rigidez y amortiguamiento con el comportamiento no lineal. Entre los primeros intentos destaca el de *Newmark y Rosenblueth, (1974)*, en donde se utilizaron los sistemas mencionados para diferentes comportamientos histeréticos. Para un sistema elastoplástico como el que se muestra en la figura 72a, sometido a una excitación armónica, los autores demuestran que las propiedades equivalentes de rigidez K_{eq} y fracción de amortiguamiento ξ_{eq} están en función de la ductilidad que se desarrolla y están definidas en forma aproximada por

$$K_{eq} = K_0 \left[\frac{9\mu^2}{(1 + 2\mu^{3/2})^2} \right] \quad (6.1)$$

$$\xi_{eq} = \xi_0 + \frac{2(\mu - \ln \mu - 1)}{\pi\mu} \quad (6.2)$$

en donde K_0 y ξ_0 los parámetros de rigidez y fracción de amortiguamiento asociados al

comportamiento lineal y μ la ductilidad, definida por la relación del máximo desplazamiento y el desplazamiento de fluencia.

Las expresiones anteriores se ven ligeramente modificadas al incorporar un parámetro de deterioro λ , definido por la relación de la rigidez inicial del sistema sin deterioro K_0 y la rigidez del sistema deteriorado K_d como se muestra esquemáticamente en la figura 72b. Es posible demostrar que las características equivalentes del sistema con deterioro cuando este se somete a excitaciones armónicas quedan definidas por:

$$K^* = K_0 \left[\frac{9\mu^2}{(\lambda^2 + 2\mu^2)^2} \right] \quad (6.3)$$

$$\xi^* = \xi_0 + \frac{2(\mu - \ln \frac{\mu}{\lambda} - \lambda)}{\pi\mu} \quad (6.4)$$

en donde el parámetro λ siempre toma valores mayores que la unidad. Es interesante observar que un sistema con deterioro puede tener un amortiguamiento equivalente del sistema menor con respecto al de un sistema sin deterioro, dado que la energía asociada al comportamiento histórico puede disminuir significativamente.

El atractivo de estas expresiones radica en que la variación de los parámetros equivalentes queda expresada exclusivamente por el parámetro de deterioro y por la ductilidad desarrollada en el sistema, sobretodo si se piensa en aplicaciones prácticas de diseño. Sin embargo, existe la incertidumbre de que si estas expresiones simplificadas puedan representar satisfactoriamente el comportamiento de un sistema de múltiples grados de libertad, ya que la curva histerética de estos sistemas es mucho más suavizada que la de un comportamiento bilineal, debido a la formación progresiva de las articulaciones plásticas en el sistema [Otani, (1981)]. La incertidumbre se incrementa cuando se utiliza este tipo de sistemas para idealizar el comportamiento de estructuras reales, en donde existen efectos que no son considerados comúnmente en sistemas tan simplificados, como lo son los efectos de torsión y de interacción suelo-estructura.

Ley de variación de parámetros. En esta investigación se propone utilizar la información proveniente de la estimación de parámetros equivalentes de los sistemas estudiados, para establecer leyes de variación de los mismos con respecto al desplazamiento del sistema. De tal

forma, los parámetros equivalentes en un sistema sin deterioro quedan descritos por las siguientes expresiones

$$K_{eq}(x) = K_0 f_1(x) \quad (6.5)$$

$$C_{eq}(x) = C_0 f_2(x) \quad (6.6)$$

donde K_{eq} y C_{eq} son los parámetros equivalentes del sistema para un desplazamiento x , K_0 y C_0 son los parámetros asociados a un estado inicial con comportamiento lineal, y $f_1(x)$ y $f_2(x)$ son funciones que consideran la variación de los parámetros con el nivel de respuesta, las cuales se ajustan con los datos provenientes de la estimación paramétrica. De existir deterioro acumulado en el sistema debe considerarse una función adicional para tomar en cuenta dicho efecto, por lo que los parámetros equivalentes quedan definidos por

$$K_{eq}(x) = K_0 f_1(x) g_1(\beta) \quad (6.7)$$

$$C_{eq}(x) = C_0 f_2(x) g_2(\beta) \quad (6.8)$$

donde $g_1(\beta)$ y $g_2(\beta)$ son funciones que consideran el deterioro acumulado del sistema, asociados a un parámetro de carga cíclica β .

6.3 Modelo de deterioro

El modelo utilizado en esta investigación para considerar el deterioro de la rigidez de los sistemas estudiados se basa en el concepto de daño acumulado, el cual es dependiente del comportamiento cíclico del sistema [Wang y Shah, (1987)]. Este modelo ha sido aplicado con éxito para predecir el comportamiento de estructuras de concreto reforzado sujetas a cargas de fatiga [Shah, (1984); Balaguru y Shah, (1982)], para identificar comportamiento histerético de estructuras existentes [Park y Ang, (1985a); Park y Ang, (1985b); Toussi et al., (1984); Banon et al., (1981)] y para analizar el comportamiento por adherencia entre las barras de refuerzo y el concreto para estructuras sujetas a excitaciones sísmicas [Ciampi et al., (1982)].

En este modelo se supone que el deterioro acumulado en la estructura depende de los máximos desplazamientos que suceden durante cada ciclo. Se establece un parámetro de carga cíclica β que se define como:

$$\beta = \zeta \sum_{i=1}^N \frac{x_i}{x_f} \quad (6.9)$$

donde x_i es el máximo desplazamiento en el i -ésimo ciclo; x_f es el desplazamiento de falla (en nuestro sistema se considerará como el desplazamiento de fluencia) y ζ una constante menor que la unidad. Únicamente los desplazamientos que ocurren en una dirección se acumulan.

Se introduce una variable positiva y adimensional FD , denominada *factor de deterioro*, cuyo valor varía entre 0 y 1, que son los valores asociados a deterioro nulo y a deterioro total del sistema, respectivamente. Este factor de deterioro es función del parámetro de carga β de tal forma que

$$FD = g(\beta) ; g(0) = 0 ; g(1) = 1$$

En este modelo se considera que la razón de cambio por deterioro ($d FD/d \beta$) varía linealmente con FD , se puede desarrollar la siguiente relación de deterioro:

$$\frac{d FD}{d \beta} = n FD \quad (6.10)$$

en donde n es una constante que se determina experimentalmente y es función del tipo de fenómeno en donde se aplique este modelo de deterioro. La solución de la ecuación diferencial, tomando en cuenta las condiciones iniciales mencionadas, es de la forma

$$FD = g(\beta) = \frac{e^{n\beta} - 1}{e^n - 1} \quad (6.11)$$

En la figura 73 se muestra la relación que guarda el factor de deterioro FD con respecto al parámetro β , para diferentes valores de n .

6.4 Metodología de predicción

La metodología de predicción propuesta tiene como objetivo fundamental el establecer modelos matemáticos simplificados representativos del comportamiento sísmico no lineal de sistemas físicos y que se utilicen para la predicción de su respuesta estructural. El modelo de predicción se

calibrará a partir de la información del comportamiento real del sistema ante eventos sísmicos. El modelo de predicción se elabora con base en tres aspectos característicos del sistema:

1. Los parámetros que caracterizan el sistema para un estado inicial.
2. La ley de variación de sus parámetros con respecto al nivel de respuesta del sistema, de tal forma que tome en cuenta el comportamiento no lineal del mismo.
3. La función de deterioro, que considera el daño acumulado del sistema, cuyos parámetros se ajusten con la historia del deterioro del sistema durante los eventos.

Los tres aspectos característicos del sistema son esenciales para definir los parámetros equivalentes del sistema K_{eq} y C_{eq} , con los cuales es posible obtener la predicción de la respuesta ante diferentes escenarios de excitación.

Algoritmo de predicción. El algoritmo de predicción que se utiliza en esta investigación consiste básicamente en una subrutina en donde se analiza la respuesta paso a paso de sistema, en el que se resuelve la siguiente ecuación de movimiento:

$$M \ddot{x}_e + [C_{eq}(x)] \dot{x}_e + [K_{eq}(x)] x_e = -M \ddot{x}_g \quad (6.12)$$

$$K_{eq}(x) = K_0 f_1(x) g_1(\beta) \quad (6.13)$$

$$C_{eq}(x) = C_0 f_2(x) g_2(\beta) \quad (6.14)$$

en donde M es la masa del sistema; C_{eq} y K_{eq} , los parámetros equivalentes de amortiguamiento y rigidez; f_1 y f_2 , las funciones que consideran la variación de los parámetros con el nivel de respuesta x ; y g_1 y g_2 , las funciones que toman en cuenta el deterioro del sistema por comportamiento cíclico.

Dado que el sistema es no lineal, el algoritmo resuelve la ecuación de movimiento llevando a cabo un análisis por ventanas, considerando que en cada una de ellas el sistema es lineal. Para cada ventana de análisis el algoritmo calcula el valor de los parámetros equivalentes C_{eq} y K_{eq} , en función del mms del desplazamiento estimado y del factor de deterioro en dicha ventana, mediante un proceso iterativo.

Capítulo 7

Simulaciones Matemáticas : Predicción

Con el fin de analizar la aplicabilidad de la metodología de predicción de respuesta, se llevaron a cabo simulaciones matemáticas de sistemas no lineales en los cuales se presenta un deterioro de los parámetros que los caracterizan.

En cada uno de los sistemas estudiados se presenta la estrategia para la calibración de su modelo matemático representativo, en lo que respecta a la ley de variación de los parámetros con respecto al nivel de respuesta, así como los coeficientes que definen el modelo de deterioro del sistema.

7.1 Descripción de los sistemas

Los sistemas seleccionados para llevar a cabo las simulaciones presentan las mismas características que los utilizados en el capítulo cuatro de esta investigación. Para el análisis no lineal de los sistemas se utilizó el programa DRAIN-2D, por medio del cual es posible obtener la respuesta no lineal de sistemas estructurales planos. Los sistemas son:

1. *Sistema A*; un sistema no lineal de un grado de libertad, con un comportamiento histerético idealizado por el modelo de Takeda. En la figura 32 se presenta un esquema del sistema y se muestran las principales características geométricas del mismo.
2. *Sistema B*; un sistema no lineal de múltiples grados de libertad, cuya configuración se muestra en la figura 33. El comportamiento histerético de los elementos estructurales fue idealizado con el modelo de Takeda.

En las simulaciones se utilizó un modelo de predicción de un grado de libertad, en el cual se estudió su capacidad de predicción de respuesta tanto para sistemas no lineales simples (sistema *A*), como para sistemas no lineales de múltiples grados de libertad (sistema *B*), en donde se presenta un comportamiento histerético global del sistema más complejo, debido a la formación progresiva de articulaciones plásticas de los elementos estructurales, así como a la participación de modos superiores de vibrar.

Los sismos empleados para obtener la respuesta no lineal de los sistemas fueron derivados del acelerograma registrado en el aparato localizado en campo libre del edificio JAL, durante el evento sísmico del 10 de diciembre de 1994 (sismo 7), en su componente horizontal este-oeste. A este acelerograma se le denominará acelerograma JAL, cuya historia de aceleraciones y espectro de Fourier se presentan en la figura 74.

7.2 Metodología de Simulación

En las simulaciones matemáticas realizadas en cada uno de los sistemas se siguió la siguiente metodología:

1. Se elaboró el modelo matemático siguiendo la metodología propuesta por el programa DRAIN-2D, considerando la geometría y propiedades de los diferentes elementos estructurales que conforman los sistemas estructurales. A los sistemas matemáticos *A* y *B* se les denominará como los *sistemas reales*.
2. Se calcularon las respuestas de los sistemas ante la excitación en su base de cinco eventos sísmicos, los cuales fueron generados a partir del acelerograma JAL, amplificando su historia de aceleraciones con factores de 1, 2, 5, 7.5 y 10, a fin de contar con diferentes grados de deterioro de los dos sistemas analizados.
3. Se calcularon los parámetros de rigidez y amortiguamiento equivalentes de los sistemas para cada una de las simulaciones descritas en el punto 2, utilizando un modelo de estimación de parámetros de un grado de libertad, mediante un análisis por ventanas. En cada una de las ventanas utilizadas se calculó el desplazamiento en *rms* del sistema, que en el caso del modelo *B* es el que se presenta en nivel superior de los marcos que lo conforman.
4. Se calcularon los exponentes que caracterizan la ley de variación de los parámetros equivalentes del sistema con respecto al nivel de respuesta, utilizando para el ajuste una función exponencial, que fue la que presentó mejor índice de correlación.
5. Para cada una de las respuestas de los modelos se calcularon los factores de deterioro FD, los cuales sirvieron para calibrar el modelo de deterioro del sistema, en particular el coeficiente ζ que define el parámetro de carga en el modelo.

6. Una vez propuestas las leyes de variación y el modelo de deterioro, se calcularon las respuestas del sistema con el algoritmo de predicción desarrollado, utilizando un modelo de un grado de libertad. Se compararon las respuestas reales de los sistemas con las obtenidas con el modelo de predicción.
7. A fin de analizar la capacidad de predicción del modelo ajustado, se estudió la respuesta del sistema real ante un evento sísmico de diferentes características al utilizado para la calibración de dicho modelo, y se comparó con la respuesta predicha por el modelo ajustado.

7.3 Simulación de sistema A

Se analizó la respuesta del sistema al someterse a los cinco eventos sísmicos mencionados en la metodología de simulación, calculándose para cada uno de los eventos la variación de los parámetros equivalentes de rigidez y amortiguamiento. En las figuras 75 y 76 se presenta una comparación entre la respuesta real del sistema y la estimada con el modelo de estimación de parámetros de un grado de libertad, para la excitación con factores de escala 1 y 10, respectivamente. En las figuras mencionadas se muestra la variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento del sistema en cada una de las ventanas analizadas.

Estimación de la ley de variación. A partir de la relación de los parámetros con respecto al nivel de respuesta, en este caso caracterizado por el desplazamiento en *rms* del sistema, se calcularon los coeficientes de la función exponencial, considerando aquellos valores que definen el límite superior de dicha relación, como se observa en la figura 77. La ecuación que presentó el mejor ajuste con los datos resultó ser:

$$K_{eq} = 135 e^{-0.21754 x}$$

en donde el coeficiente que multiplica la función exponencial es el valor asociado a un desplazamiento nulo (K_0). Esta expresión no considera aún que el sistema presenta deterioro de rigidez, sino toma en cuenta únicamente el comportamiento no lineal del sistema con respecto al nivel de desplazamiento.

Para definir la ley de variación del parámetro de amortiguamiento C_{eq} con respecto al nivel de respuesta se exploraron tres alternativas:

- a) Un amortiguamiento constante C_0 , independiente del nivel de desplazamiento y deterioro, por lo que se parte de la hipótesis de que la respuesta del sistema no es muy sensible a este parámetro. De esta forma:

$$C_{eq} = C_0 \quad (7.1)$$

- b) Una variación del amortiguamiento definida por las expresiones propuestas por *Newmark* y *Rosenblueth*, (1974), con la modificación de considerar deterioro del sistema

$$C_{eq} = 2\sqrt{K_{eq}M} \left[\xi_0 + \frac{2\left(\mu - \ln \frac{\mu}{\lambda} - \lambda\right)}{\pi\mu} \right] \quad (7.2)$$

donde K_{eq} es la rigidez equivalente del sistema asociada a un determinado nivel de respuesta y deterioro; M es la masa del sistema; λ es un parámetro de deterioro definido con anterioridad en el capítulo seis; y μ la ductilidad estimada por la relación del desplazamiento en rms del segmento analizado y el desplazamiento de fluencia.

- c) Mediante una expresión empírica, que se propone a partir de la variación en el tiempo del parámetro de amortiguamiento que, a juzgar por los resultados tanto de simulaciones matemáticas como del análisis del sistema físico real, presenta una curvatura contraria a la variación del parámetro de rigidez, es decir, que mientras la rigidez efectiva disminuye con el nivel de respuesta, el amortiguamiento se incrementa. Se propone la siguiente expresión:

$$C_{eq} = C_0 \left(\frac{K_0}{K_{eq}} \right)^\delta \quad (7.3)$$

donde: δ es una constante positiva que tiene un valor inferior a la unidad que se utiliza para suavizar la curvatura; K_0 y C_0 son los parámetros relacionados con el estado inicial del sistema.

Calibración del modelo de deterioro. Se determinaron los coeficientes que definen el modelo de deterioro del sistema, a partir de la información proveniente de la estimación de parámetros equivalentes para las diferentes excitaciones estudiadas. En cada uno de los análisis es posible definir el factor de deterioro *FD* que tiene el modelo, mediante la siguiente expresión

$$FD = 1 - \frac{K_f}{K_0} \quad (7.4)$$

en donde K_f es el parámetro de rigidez equivalente que tiene el sistema al final del evento estudiado y K_0 el valor de la rigidez inicial del sistema. Un valor de FD nulo indica que no existe deterioro de rigidez en el sistema. Asimismo, para cada uno de los eventos estudiados es posible calcular la sumatoria S definida por el cociente del máximo desplazamiento de cada i -ésimo ciclo x_i con respecto al desplazamiento de fluencia x_y , para los N ciclos de respuesta

$$S = \sum_{i=1}^N \frac{x_i}{x_y} \quad (7.5)$$

Teniendo como datos el factor de deterioro FD y la sumatoria S , es posible calcular el valor de la constante ζ que define el parámetro de carga cíclica β , según el modelo de Wang y Shah, mediante la siguiente expresión

$$\zeta = \frac{\ln [FD (e^n - 1) + 1]}{n S} \quad (7.6)$$

En la tabla 18 se resumen los resultados encontrados para los cinco eventos estudiados, en donde se calcula la constante ζ para diferentes valores de n . La constante n que presentó el menor coeficiente de variación fue el valor de -2, con un valor medio de ζ igual a 0.0053, valores que definen el modelo de deterioro del sistema.

Predicción de respuesta. Una vez que quedaron definidas la ley de variación de los parámetros con respecto al nivel de respuesta y el modelo de deterioro representativo del sistema, se realizó la predicción de respuesta con el algoritmo propuesto, para cada uno de los eventos estudiados. En la figura 78 se muestra una comparación entre la respuesta real del sistema (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción (línea punteada) para los cinco eventos estudiados, donde se aprecia una excelente correlación entre ambas. Asimismo, se presenta en la figura el factor de deterioro calculado con el modelo de predicción, por lo que se concluye que el modelo predice satisfactoriamente la respuesta del sistema y el nivel de deterioro del mismo.

Con el fin de analizar la capacidad de predicción del modelo calibrado, se realizó la predicción de respuesta para un evento sísmico diferente al que se utilizó para la calibración de la ley de variación y del modelo de deterioro. Se utilizaron acelerogramas como excitación en la base del

modelo, generados a partir del acelerograma registrado en la estación SCT durante el sismo de 1985 (*sismo SCT*), aplicando escalas de aceleración de 0.1, 0.2, 0.5, 0.75 y 1.0. En la figura 79 se muestra la comparación entre las señales reales y las obtenidas con el modelo de predicción, donde se aprecia que el modelo de predicción es representativo del sistema, ya que puede predecir satisfactoriamente su respuesta aún en eventos sísmicos que no fueron utilizados para la calibración del modelo.

Efecto de deterioro acumulado. Se analizó el efecto de deterioro acumulado del sistema, mediante una simulación que considera el comportamiento del sistema cuando se le somete a la acción de tres excitaciones sísmicas en serie. Las aceleraciones consideradas fueron generadas a partir del *sismo SCT*, con escalas de aceleración de 0.1, 0.2 y 0.5. En la figura 36 se muestra la variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento equivalentes con respecto al rms del desplazamiento del sistema, donde es evidente el efecto no lineal del comportamiento y el deterioro de los parámetros equivalentes.

En la figura 80 se compara la respuesta real en desplazamiento del sistema (línea continua) y la proveniente del modelo de predicción (línea punteada), donde se aprecia que la capacidad de predicción de respuesta del modelo es muy satisfactoria. En la misma gráfica se muestra la variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento equivalentes del sistema real obtenidos mediante los algoritmos de estimación de parámetros desarrollados en este trabajo (líneas continuas), donde se muestra que el sistema tiene un evidente comportamiento no lineal y un deterioro acumulado en su parámetro de rigidez. Con línea punteada se presenta la variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento predicha por el modelo de predicción utilizando el mismo número de ventanas que en la estimación de parámetros, apreciándose que la estimación del comportamiento no lineal y del deterioro es muy satisfactoria para el parámetro de rigidez, con diferencias en la estimación del parámetro de amortiguamiento, el cual para esta simulación se utilizó la alternativa 3 para modelar dicho parámetro. De hecho, en este modelo se encontró que la respuesta es poco sensible al nivel del amortiguamiento, por lo que no se presentaron diferencias significativas entre las tres alternativas propuestas para su modelaje.

7.4 Simulación de sistema B

El objetivo fundamental de esta simulación es el juzgar la capacidad de predicción de un modelo de un grado de libertad, cuando se considera que es representativo de un sistema estructural de múltiples grados de libertad, bajo condiciones de comportamiento no lineal y deterioro

permanente de su rigidez global.

Se analizó la respuesta del sistema *B* al someterse a los cinco eventos sísmicos mencionados en la metodología de simulación, calculándose para cada uno de los eventos la variación de los parámetros equivalentes de rigidez y amortiguamiento global del sistema, considerando como salida del sistema la respuesta de la azotea del mismo. Se utilizó un análisis por ventanas para la estimación de los parámetros equivalentes.

Estimación de la ley de variación. A partir de la relación de los parámetros con respecto al nivel de desplazamiento en *rms* del sistema, se calcularon los coeficientes de la función exponencial característica de la ley de variación, considerando aquellos valores que definen el límite superior de dicha relación, como se observa en la figura 81. La ecuación que presentó el mejor ajuste con los datos resultó ser:

$$K_{eq} = 924 e^{-0.0078 \cdot x}$$

en donde el coeficiente que multiplica la función exponencial es el valor asociado a un desplazamiento nulo (K_0). Esta expresión no considera aún que el sistema presenta deterioro de rigidez, sino toma en cuenta únicamente el comportamiento no lineal del sistema con respecto al nivel de desplazamiento. Para definir la ley de variación del parámetro de amortiguamiento C_{eq} con respecto al nivel de respuesta se exploraron las tres alternativas descritas en la simulación del sistema A.

Calibración del modelo de deterioro. Se determinaron los coeficientes que definen el modelo de deterioro del sistema, a partir de la información proveniente de la estimación de parámetros equivalentes para las diferentes excitaciones estudiadas. Para este modelo existe el inconveniente de que no se conoce con precisión el valor del desplazamiento de fluencia del sistema, dado que el comportamiento histerético global del mismo es mucho más complejo que el del sistema A, dada la formación progresiva de las articulaciones plásticas en los elementos estructurales. Para considerar este inconveniente, que de hecho se presenta en el análisis de sistemas físicos reales, se determinó el valor de la constante $\hat{\zeta}$, mediante la siguiente expresión

$$\hat{\zeta} = \frac{\ln [FD (e^n - 1) + 1]}{n \hat{S}} \quad (7.7)$$

en donde \hat{S} es ahora la sumatoria definida por la suma de los desplazamientos máximos de cada i -ésimo ciclo x_i para los N ciclos de respuesta

$$\hat{S} = \sum_{i=1}^N x_i \quad (7.8)$$

La relación entre la constante las constantes ζ y $\hat{\zeta}$ queda definida por

$$\hat{\zeta} = \frac{\zeta}{x_y} \quad (7.9)$$

En la tabla 19 se resumen los resultados encontrados en este modelo, en donde se calcula la constante $\hat{\zeta}$ para diferentes valores de n , con las expresiones descritas en la simulación del modelo A. La constante n que presentó el menor coeficiente de variación fue de nuevo el valor de -2, con un valor medio de $\hat{\zeta}$ igual a 0.000094, valores que definen el modelo de deterioro del sistema.

Predicción de respuesta. Una vez definidas la ley de variación de los parámetros con respecto al nivel de respuesta y el modelo de deterioro representativo del sistema, se realizó la predicción de respuesta con el algoritmo propuesto, para cada uno de los eventos estudiados. En la figura 82 se compara entre la respuesta real del sistema (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción (línea punteada), con una excelente correlación entre ambas. Asimismo, se presenta en la figura el factor de deterioro calculado con el modelo de predicción, por lo que se concluye que el modelo predice en forma adecuada la respuesta del sistema y el nivel de deterioro del mismo.

Con el fin de analizar la capacidad de predicción del modelo calibrado, se realizó la predicción de respuesta para un evento sísmico diferente al que se utilizó para la calibración de la ley de variación y del modelo de deterioro. Se utilizaron las mismas excitaciones del sistema A en el análisis de este tópico. En la figura 83 se muestra la comparación entre las señales reales y las obtenidas con el modelo de predicción, donde se aprecia que el modelo de predicción es representativo del sistema, ya que puede predecir satisfactoriamente su respuesta aún en eventos sísmicos que no fueron utilizados para la calibración del modelo.

Capítulo 8

Predicción de Respuesta en Sistema Físico Real

La metodología propuesta en esta investigación para la predicción de respuesta sísmica contempla el conocer diversas características del sistema estructural, las cuales son relativamente simples de estimar en sistemas teóricos, dado que se conocen con certeza las propiedades de rigidez y amortiguamiento asociadas al estado inicial de comportamiento, así como las de características de resistencia del modelo, caracterizadas fundamentalmente por su desplazamiento de fluencia. Sin embargo, en sistemas físicos se presentan incertidumbres al determinar las características mencionadas, ya que la estimación *a priori* que se pueda realizar de las mismas a partir de la información que se cuente del sistema, ya sea mediante planos estructurales y memorias de cálculo, puede diferir significativamente de las propiedades reales del sistema. Inclusive, puede existir diferencias entre las características dinámicas del sistema obtenidas ante excitaciones ambientales con las que se presentan con movimientos sísmicos, como se observó en el sistema físico estudiado en esta investigación.

Dado que el comportamiento real de los sistemas estructurales contempla efectos que son difíciles de modelar matemáticamente, sobre todo si se incursiona en intervalos no lineales de comportamiento, la predicción de la respuesta de un sistema físico real es un problema mucho más complejo que el que se presenta con sistemas simulados. En particular, los efectos tridimensionales del comportamiento y los de interacción suelo-estructura son fuente de incertidumbres importantes, que se incrementan cuando se pretende representar con un sistema equivalente de un grado de libertad el comportamiento global de la estructura.

Por lo anterior, para evaluar la aplicabilidad y precisión de la metodología de predicción propuesta resulta indispensable su análisis en sistemas físicos reales. En este capítulo se presenta la aplicación de la metodología de predicción al sistema físico analizado en esta investigación. El principal objetivo de este estudio es el de juzgar la capacidad de predicción de respuesta sísmica de un modelo de un grado de libertad, cuya ley de variación de parámetros y modelo de deterioro se calibren a partir del comportamiento del sistema que se ha experimentado durante eventos sísmicos.

8.1 Descripción del sistema

Las características del sistema físico fueron descritas con amplitud en el capítulo cinco de esta investigación, donde además se realizó un análisis del comportamiento estructural de sistema durante cinco eventos registrados en el edificio. Cabe recordar que este edificio presenta el atractivo de contar con dos sistemas de estructuración diferentes y muy utilizados en el diseño de estructuras sismorresistentes, ya que tiene un sistema con base en marcos de concreto en su dirección transversal y marcos más muros de concreto en su dirección longitudinal. La anterior particularidad permitirá evaluar la capacidad de predicción del modelo para estos sistemas de estructuración.

El comportamiento global del sistema durante los eventos sísmicos analizados fue caracterizado por los siguientes efectos, los cuales deben ser considerados para la predicción de su respuesta ante eventos futuros. Destacan los siguientes:

- a) La estructura presentó un comportamiento inelástico durante los eventos, con disminuciones de sus frecuencias fundamentales de vibrar en función de la amplitud de respuesta en los eventos, como se muestra en las figuras 84 y 85, donde se presenta la historia del desplazamiento de azotea y la variación de su frecuencia fundamental que experimentó el sistema durante los sismos, en sus direcciones T y L, respectivamente. Se observa en las gráficas que los eventos que provocaron mayor respuesta del sistema fueron los sismos 7 y 8, con un claro comportamiento inelástico del sistema a juzgar por la variación que tienen las frecuencias naturales de vibrar.
- b) Se encontraron diferencias significativas entre las frecuencias fundamentales de vibración obtenidas con excitaciones ambientales (líneas punteadas en las figuras 84 y 85) y las que se presentan durante los eventos sísmicos, aun en aquellos eventos que provocaron desplazamientos relativamente pequeños del sistema, como lo fueron los sismos 1 y 6.
- c) Los efectos de interacción suelo-estructura en la respuesta global del sistema son prácticamente despreciables, dado que la participación de dichos efectos en el desplazamiento global del sistema es inferior al diez por ciento en las dos direcciones del edificio. Por ende, no se encontraron modificaciones importantes de las características dinámicas del sistema, las cuales pudieran atribuirse a la flexibilidad del suelo de soporte.
- d) El sistema tiene un movimiento acoplado entre la traslación en la dirección longitudinal del

edificio y la torsión. La cercanía que presentan entre sí las frecuencias naturales de vibración asociadas a dichos movimientos y, a su vez, con la frecuencia dominante del sitio donde se ubica el edificio, provocan efectos de batimiento en la respuesta. Al presentarse la degradación del sistema en la dirección longitudinal, la frecuencia propia del sistema tiende a alejarse de la frecuencia del sitio.

- e) Se observó un deterioro permanente de la rigidez equivalente del sistema, a juzgar por la diferencia que se presenta en dicho parámetro al inicio y final de cada evento sísmico. Para los sismos 5, 6 y 7, se aprecia que los valores iniciales de las frecuencias fundamentales del sistema prácticamente concuerdan con los valores finales de las frecuencias del evento sísmico precedente, lo que pone en evidencia un daño acumulado del sistema. Sin embargo, para el último evento sísmico se encontró una recuperación de la frecuencia fundamental del sistema para ambas direcciones, sin contar con ningún trabajo de reparación o rigidización del sistema.

Dado que se cuenta con cinco eventos sísmicos registrados en el edificio, se utilizó la información proveniente de los primeros cuatro eventos para la calibración del modelo de predicción, mientras que el quinto evento sirvió para analizar la capacidad de dicho modelo en predecir la respuesta del sistema para eventos que provoquen una mayor respuesta estructural y que no fueron utilizados para su calibración.

8.2 Ley de variación de parámetros

En las figuras 86 y 87 se muestra la variación de los parámetros equivalentes de rigidez y amortiguamiento del sistema con respecto a su nivel de desplazamiento, para las direcciones transversal y longitudinal, respectivamente. En las figuras se observa un claro comportamiento no lineal del sistema y un deterioro permanente de su parámetro de rigidez, como se destacó con anterioridad. En lo que respecta a la variación del parámetro de amortiguamiento, no se muestra una tendencia clara de su variación.

A partir de la relación que guardan los parámetros de rigidez y amortiguamiento con respecto al nivel de desplazamiento en *rms* del sistema, se calcularon los coeficientes de la función exponencial característica de la ley de variación, considerando aquellos valores que definen el límite superior de dicha relación, como se observa en las figuras 86 y 87. Las ecuaciones que presentaron el mejor ajuste con los datos resultaron:

$$\text{Dirección T: } K_{eq} = 57 e^{-0.13874 \epsilon}$$

$$\text{Dirección L: } K_{eq} = 140 e^{-0.09745 \epsilon}$$

en donde el coeficiente que multiplica la función exponencial es el valor asociado a un desplazamiento nulo (K_0). Para definir la ley de variación del parámetro de amortiguamiento C_{eq} con respecto al nivel de respuesta se exploraron las tres alternativas descritas en la simulaciones del capítulo 7.

8.3 Modelo de deterioro

Se determinaron los coeficientes que definen el modelo de deterioro del sistema, a partir de la información proveniente de la estimación de parámetros equivalentes para los cuatro primeros eventos sísmicos registrados en el edificio. La información que se utilizó proviene del modelo de estimación paramétrica de 1 grado de libertad (1GL) descrito en el capítulo cinco, con el cual fue posible reproducir muy satisfactoriamente la respuesta del sistema real.

Para cada uno de los eventos sísmicos se definió el factor de deterioro FD que tiene el sistema, mediante la ecuación 7.4 descrita en el capítulo 7 de esta tesis. Para sistemas reales existe el inconveniente de que no se conoce con precisión el valor del desplazamiento de fluencia del sistema, dado que el comportamiento histerético global de los mismos es mucho más complejo que el que presentan los modelos teóricos. Para considerar esta limitación, se determinó el valor de la constante $\hat{\zeta}$ mediante la ecuación 7.5 descrita con anterioridad.

En las tablas 20 y 21 se resumen los resultados encontrados para los 4 eventos estudiados, en donde se calcula la constante $\hat{\zeta}$ para diferentes valores de n . La constante n que presentó el menor coeficiente de variación fue de nuevo el valor de -2. Los resultados encontrados fueron

$$\text{Dirección T: } \hat{\zeta} = 0.0016$$

$$\text{Dirección L: } \hat{\zeta} = 0.0009$$

8.4 Predicción de respuesta con sismos moderados

Establecidas las leyes de variación de los parámetros con respecto al nivel de respuesta y los modelos de deterioro del sistema para las dos direcciones de análisis, se realizó la predicción de respuesta para cada uno de los eventos estudiados, considerando dichos eventos como independientes, es decir, que los parámetros de rigidez y amortiguamiento del estado inicial corresponden a los que presenta el sistema al inicio de cada evento. En las figuras 88 y 89 se compara la respuesta real del sistema (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción (línea punteada) para los cuatro eventos estudiados, con una excelente correlación entre ambas. Asimismo, se muestra en la figura el factor de deterioro calculado con el modelo de predicción, por lo que se concluye que el modelo predice satisfactoriamente la respuesta del sistema y el nivel de deterioro del mismo, para las dos direcciones de análisis.

La importancia de considerar el efecto de deterioro en el modelo de predicción queda en evidencia al analizar las figuras 90 y 91, con una comparación entre la historia de desplazamiento real de azotea en la dirección longitudinal (línea continua) con respecto al predicho por el modelo (línea punteada), sin y con la presencia de dicho efecto, respectivamente. Se observa que si no se considera el efecto de deterioro en el modelo, las diferencias que pueden encontrarse tanto en la respuesta como en la variación de los parámetros equivalentes son apreciables; sin embargo, dichas diferencias se minimizan al tomar en cuenta dicho efecto.

Efecto de deterioro acumulado. Se analizó el efecto de deterioro acumulado del sistema, al considerar como excitación del modelo de predicción a los cuatro acelerogramas registrados en campo libre durante los eventos, colocados dichos movimientos en serie.

En las figuras 92 y 93 se presenta una comparación entre el desplazamiento real del sistema (línea continua) y el predicho por el modelo (línea punteada), donde se aprecia que la capacidad de predicción de respuesta del modelo es muy satisfactoria. En la misma gráfica se muestra la variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento equivalentes del sistema real obtenidos mediante los algoritmos de estimación de parámetros desarrollados en este trabajo (líneas continuas), donde se observa que tiene un evidente comportamiento no lineal y un deterioro acumulado del parámetro de rigidez. Con línea punteada se muestra la variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento predicha por el modelo de predicción utilizando el mismo número de ventanas que en la estimación de parámetros, apreciándose que la estimación del comportamiento no lineal y del deterioro es muy satisfactoria para el parámetro de rigidez, apreciándose diferencias en la estimación del parámetro de amortiguamiento, el cual para esta

simulación se utilizó la alternativa 3 para modelar dicho parámetro.

Predicción de respuesta para el sismo 8. Con el fin de analizar la capacidad de predicción del modelo calibrado, se realizó la predicción de respuesta para el evento sísmico denominado sismo 8, el cual no se utilizó para la calibración de la ley de variación ni del modelo de deterioro. En la figura 94 se compara el desplazamiento real de azotea (líneas continuas) y el obtenido con el modelo de predicción (líneas punteadas), considerando en primera instancia que los parámetros del estado inicial corresponden a aquellos que tuvo el sistema al final del evento denominado sismo 7. En la figura se aprecian diferencias significativas entre las respuestas tanto en amplitud como en frecuencia, en las dos direcciones. Si se consideran los parámetros que realmente presenta el sistema en su estado inicial, la predicción de respuesta presenta una mejoría notable, como se muestra en la figura 95. Lo anterior ilustra la importancia de considerar adecuadamente los parámetros iniciales del sistema, aún cuando las leyes de variación de los parámetros y el modelo de deterioro sean representativos del comportamiento del sistema.

8.5 Predicción de respuesta con sismos intensos

El principal atractivo que presentan los modelos de predicción de respuesta es la capacidad de estimar anticipadamente la respuesta del sistema y su nivel de deterioro, ante diversos escenarios de excitación sísmica, como puede ser el asociado a la respuesta ante un sismo de gran intensidad o bien a la sucesión de diversos eventos sísmicos de magnitud moderada. La incertidumbre más importante en el planteamiento propuesto radica en el hecho de que si en realidad es válida la extrapolación en las leyes de variación de los parámetros y en los modelos de deterioro, lo que implica que no exista una pérdida de estabilidad del sistema por algún mecanismo local de falla.

Para ilustrar la aplicabilidad de estos modelos, se realizó una simulación del comportamiento del sistema que tendría ante un evento de intensidad elevada. Se utilizó como excitación del modelo dos acelerogramas en serie; el primero de ellos fue el registrado en campo libre durante el sismo 7, mientras que el segundo fue generado sintéticamente y está asociado a un evento de magnitud $M_s=8.0$, para un sismo originado en las costas de Guerrero y tomando en cuenta las condiciones del sitio donde se ubica el edificio [Ordaz, (1993)]. En la figura 96 se presentan los acelerogramas utilizados para esta simulación, mientras que en la figura 97 se muestra el desplazamiento del sistema y la variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento que se presentaría para dichos eventos.

Capítulo 9

Conclusiones, Recomendaciones y Necesidades Futuras

9.1 Conclusiones

La aplicación de técnicas de identificación de sistemas en el campo de la ingeniería estructural, sobre todo en aquellos casos donde es posible contar con información experimental, resulta ser una herramienta matemática muy poderosa para caracterizar modelos matemáticos de sistemas físicos.

En esta investigación se propuso una estrategia para la estimación de parámetros en sistemas estructurales, con base en un enfoque paramétrico para la definición del modelo matemático del sistema. Se desarrolló un conjunto de modelos matemáticos cuyo tipo y tamaño estuvo en función de los posibles modelos a aplicar en el análisis de edificios instrumentados, en donde se consideran características del movimiento que incluyen efectos de torsión, interacción suelo-estructura y modos superiores de vibrar.

Se analizó la incertidumbre en la estimación de los parámetros de los modelos por el efecto de los valores iniciales de los parámetros y por la presencia de ruido. A partir de la tendencia estadística de los resultados encontrados en las simulaciones, se encontró que en los modelos que consideran el comportamiento global del sistema ya bien bidimensional (1GL) o tridimensional (3GLT), el algoritmo es muy estable y convergente en su solución, aún para índices muy bajos de cercanía y niveles de ruido con una relación r/s hasta de un 30 por ciento. Sin embargo, en modelos que consideran la participación de modos superiores se encontró que es necesario proponer valores iniciales cercanos a la solución, de lo contrario se pueden presentar problemas de inestabilidad y divergencia.

Se presentó una alternativa para modelar sistemas de múltiples grados de libertad, en donde se aprovechan las propiedades de ortogonalidad de las matrices estructurales a fin de disminuir el número de parámetros a evaluar en el proceso de estimación (*modelo de proporciones*). En las simulaciones matemáticas realizadas con este modelo y en su aplicación al sistema físico estudiado se encontró que es eficiente para reproducir el comportamiento estructural asociado a modos superiores de vibrar, que es una limitante muy importante de los modelos de cortante.

A partir del análisis de simulaciones matemáticas en sistemas no lineales de múltiples grados de libertad y del sistema físico estudiado, se juzgó la validez del uso del análisis por ventanas para la estimación de parámetros equivalentes de los sistemas, en donde se considera que en cada ventana el sistema es lineal e invariante en el tiempo. Se encontró una excelente correlación entre las respuestas de los sistemas reales y las provenientes de los modelos matemáticos utilizados considerando dicha hipótesis.

El método de estimación paramétrica utilizado permitió evaluar la variación de las características dinámicas del sistema físico estudiado, bajo excitaciones de cinco eventos sísmicos. Se llegó a las siguientes conclusiones sobre el comportamiento del sistema:

- a) La estructura presentó un comportamiento inelástico durante los eventos, con disminuciones de sus frecuencias fundamentales de vibrar en función de la amplitud de respuesta en los eventos.
- b) Se encontraron diferencias significativas entre las frecuencias fundamentales de vibración obtenidas con excitaciones ambientales y las que se presentan durante los eventos sísmicos, aún en aquellos eventos que provocaron desplazamientos relativamente pequeños del sistema.
- c) Los efectos de interacción suelo-estructura en la respuesta global del sistema fueron prácticamente despreciables, dado que la participación de dichos efectos en el desplazamiento global del sistema es inferior al diez por ciento en las dos direcciones del edificio. Por ende, no se encontraron modificaciones importantes de las características dinámicas del sistema, las cuales pudieran atribuirse a la flexibilidad del suelo de soporte.
- d) El sistema tiene un movimiento acoplado entre la traslación en la dirección longitudinal del edificio y la torsión. La cercanía que presentan entre sí las frecuencias naturales de vibración asociadas a dichos movimientos y, a su vez, estas con la frecuencia dominante del sitio donde se ubica el edificio, provocan efectos de batimiento en la respuesta.
- e) Se apreció un deterioro permanente de la rigidez equivalente del sistema, a juzgar por la diferencia que presenta dicho parámetro al inicio y al final de cada evento sísmico.

Se estableció un método para la predicción de respuesta sísmica en sistemas estructurales, en donde se considere que puede presentarse un comportamiento no lineal del sistema y un deterioro

acumulado en los parámetros que caracterizan el modelo. La metodología aprovecha toda la información proveniente del comportamiento real de los sistemas para la calibración del modelo de predicción. El método comprende tres aspectos fundamentales del sistema:

- a) La definición de los parámetros que definen el estado inicial del sistema.
- b) La ley de variación de los parámetros con el nivel de respuesta, caracterizada fundamentalmente por el desplazamiento del sistema
- c) El modelo de deterioro de sistema, el cual considera el efecto de fatiga por comportamiento cíclico

Aunque es evidente que mediante el análisis de un solo edificio no es posible llegar a generalizaciones, la relativa simplicidad de su planteamiento y los resultados encontrados de la aplicación de la metodología propuesta, permiten concluir que su uso es muy promisorio para aplicaciones prácticas de diseño de estructuras sismorresistentes.

9.2 Recomendaciones y necesidades futuras

Se considera necesario analizar los siguientes tópicos de investigación

- a) Establecer modelos de identificación de sistemas en donde se considere conjuntamente el efecto del comportamiento tridimensional y los de interacción suelo-estructura
- b) En esta investigación se analizó la capacidad de predicción de un modelo de un grado de libertad, el cual caracteriza el comportamiento global del sistema considerando comportamiento bidimensional. Es necesario el establecimiento de modelos de predicción que consideren el comportamiento tridimensional del sistema, así como los efectos de interacción suelo-estructura
- c) A fin de generalizar la aplicación tanto de las leyes de variación de los parámetros con el nivel de respuesta y del modelo de deterioro del sistema, es necesario realizar más simulaciones matemáticas de diferentes sistemas estructurales, así como el análisis de diversos sistemas reales. Un punto básico que debe ser estudiado es el de relacionar los coeficientes que caracterizan los modelos de predicción en función de las propiedades del

sistema a estudiar.

- d) Dadas las incertidumbres inherentes al fenómeno estudiado en esta investigación, debe de aplicarse un enfoque probabilista del problema.
- e) A pesar de que el algoritmo de estimación es relativamente simple de adaptar en cualquier programa que realice análisis paso a paso de la respuesta estructural, debe diseñarse un metodología todavía aún más práctica para su aplicación en el diseño de estructuras sismorresistentes.

REFERENCIAS

- Agbabian M., Masri S., Miller R. y Caughey T. (1988). A system identification approach to the detection of changes in structural parameters. *Structural Safety Evaluation Based on System Identification Approaches*, Proc. Workshop at Lambrecht/Pfalz, Natke and Yao, Vieweg and Sohn, Wiesbaden, Germany.
- Agbabian M., Masri S., Miller R., Caughey T. (1991). System identification approach to detection of structural changes. *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, 117 (2), 370-390.
- Balaguru P. y Shah P. (1982). A method of prediction crack width and deflection. In *Fatigue of Concrete Structures* (Ed. S. P. Shah), Publicación SP-75, American Concrete Institute.
- Banan M. and Hjelmstad K. (1993). Identification of structural systems from measured response. Informe UILU-ENG-93-2002, Department of Civil Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, Urbana, Illinois.
- Banan M., Banan M., Hjelmstad K. (1994). Parameter estimation of structures from static response; I. computational aspects. *ASCE Journal of Structural Engineering*, 120 (11).
- Banon H., Biggs J. y Irvine M. (1981). Seismic damage in reinforced concrete frames. *ASCE Journal of Structural Engineering*, 111, 722-73.
- Banon H. y Veneziano D. (1982). Seismic safety of reinforced members and structures. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*.
- Beck J. (1978). Determining models of structures from earthquake records. Informe RERL 78-01, Earthquake Engineering Research Laboratory, California Institute of Technology, Pasadena.
- Bekey G. (1970). System identification - an introduction and a survey. *Simulation*, 15, 151-166.
- Beliveau J. (1975). Structural identification during an earthquake. Paper No. 12, Proc. 2nd Canadian Conference on Earthquake Engineering., McMaster Univ., Hamilton, Ontario.

- Bendat J. y Piersol A. (1989). *Random data: analysis and measurement procedure*. Wiley Interscience, New York.
- Benzoni G. y Iwan W. (1990). Modal parameters for masonry structures through system identification techniques. *Structural Dynamics*, Krätzig et al., Balkema, Rotterdam.
- Bertero R. y Bertero V. (1992). Tall reinforced concrete buildings: conceptual earthquake-resistant design methodology. Informe UBC/EERC-92/16, Universidad de California en Berkeley, California.
- Bonelli P. y Leiva G. (1993). Fundamentos de un método de diseño sísmoresistente basado en el control de desplazamiento y capacidad de deformación. Sextas Jornadas Chilenas de Sismología e Ingeniería Antisísmica, Santiago, Chile.
- Boroscheck R. y Mahin S. (1991). Investigation of the seismic response of a lightly-damped torsionally-coupled building. Informe UBC/EERC-91/18, Universidad de California en Berkeley, California.
- Caballero C., Ayala G., Gómez R. y Escobar J. (1986). Efecto de la flexibilidad del sistema de piso en la respuesta de edificios ante carga sísmica. V Congreso Nacional de Ingeniería Estructural, Veracruz, México.
- Caravani P., Watson M. y Thomson, W. (1977). Recursive least-squares time domain identification of structural parameters. *ASME Journal of Applied Mechanics*, 44(2).
- Ciampi V., Eligehausen R., Bertero V. y Popov E. (1982). Analytical model for concrete anchorage of reinforcing bars under generalized excitation. Informe EERC 82/23.
- Díaz D. (1995). Estudio analítico y experimental en mesa vibradora de una estructura metálica de dos niveles provista con disipadores de energía. Trabajo para obtener el grado de Maestro en Ingeniería (Estructuras), UNAM.
- DiPasquale E. y Cakmak A. (1989). On the relation between local and global damage indices. Informe NCEER-89-0034.

- DiPasquale E. y Cakmak A. (1990). Seismic damage assessment using linear models. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 9 (4).
- Distefano N. y Rath A. (1974). Modeling and identification in nonlinear structural dynamics - I. one degree of freedom models. Informe EERC 74-15.
- Gentile C. (1990). Parametric identification of equivalent models for masonry structures. *Structural Dynamics*, Kratzig et al., 457-464.
- González R. (1989). Cinemática del movimiento de edificios de la ciudad de México. Tesis de maestría presentada a la DEPMI, UNAM.
- González R., Esteva L., Muriá-Vila D. y Hernández L. (1994). Desarrollo de una metodología para determinar parámetros estructurales con variación en el tiempo en edificios instrumentados. Informe I. I. UNAM 4509.
- Goodwin G. y Payne R. (1977). *Dynamic system identification: experiment design and data analysis*. Academic Press, New York.
- Hart G., DiJulio R. y Lew M. (1975). Torsional response of high-rise buildings. *ASCE Journal Structural Division*, 101, ST2.
- Hart G. y Vasudevan R. (1975). Earthquake design of buildings: damping. *ASCE Journal Structural Division*, 101, ST1.
- Hart G. y Yao J. (1977). System identification in structural dynamics. *ASCE Journal of Engineering Mechanics*, 1089-1104.
- Hoshiya M. y Saito E. (1984). Structural identification by extended Kalman filter. *ASCE Journal of Engineering. Mechanics*, 110 (12).
- Hoshiya M. y Sutoh A. (1992). Extended Kalman filter - weighted local iteration method for dynamic structural identification. Tenth World Conference of Earthquake Engineering, Balkema, Rotterdam.

- Iemura H. y Jennings P. (1974). Hysteretic response of a nine-story reinforced concrete building. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 3, 183-201.
- Iwan W. (1966). A distributed-element model for hysteresis and its steady-state dynamic response. *ASCE Journal of Applied Mechanics*.
- Iwan W. y Cifuentes A. (1986). A model for system identification of degrading structures. *Structural Dynamics and Earthquake Engineering*, 14, 19-33.
- Jennings P. (1963). Response of simple yielding structures to earthquake excitation. Ph. D. Dissertation, California Institute of Technology, Pasadena.
- Jurukovsky D. (1987). Mathematical modeling by system identification techniques. *Engineering Aspects of Earthquakes Phenomena*, Edit. A. Koridle, 137-150.
- Jurukovsky D. y Jovanovic O. (1990). System identification as a tool for mathematical modeling in earthquake engineering. *Structural Dynamics*, Kratzig et al., 413-418.
- Kalman R. (1960). A new approach to linear filtering and prediction problems., *Journal of Basic Engineering*.
- Kanaan A. y Powel G. (1973). DRAIN-2D: general purpose computer program for inelastic dynamic response of plane structures. University of California at Berkeley.
- Kaya I. y McNiven H. (1978). Investigation of the elastic characteristics of a three story steel frame using system identification. Informe UCB/EERC-78/24.
- Koh C., See L. y Balendra T. (1991). Estimation of structural parameters in time domain: a substructures approach. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 20 (8).
- Kozin F. y Natke H. (1986). System identification techniques. *Structural Safety*, 3, 269-316.
- Li Y. y Mau S. (1991). A case study of MIMO system identification applied to building seismic records. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 20.

- Lin C., Soong T. y Natke H. (1990). Real time system identification of degrading structures. ASCE Journal of Engineering Mechanics.
- Loh C. y Chung S. (1993). A three-stage identification approach for hysteretic systems. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 22.
- Loh C. y Lee C. (1992). Identification study on base isolation systems by full-scale buildings. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 9 (3), 169-180.
- Loh C. y Tou I. (1995). A system identification approach to the detection of changes in both linear and non-linear structural parameters. Earthquake Engineering and Structural Dynamics. 24, 85-97.
- Loh C. y Tsaur Y. (1988). Time domain estimation of structural parameters. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 10, 95-105.
- Lung L. (1987). System identification - theory for the user. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey.
- MATLAB (1985). High-performance numeric computation software.
- Matzen V. y McNiven H. (1976). Investigation of the inelastic characteristics of a single steel structure using system identification and shaking table experiments. Informe EERC 76/20.
- McVerry G. (1980). Structural identification in the frequency domain from earthquake records. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 8.
- Meli R., Muriá D. y Quaas R. (1993). Instrumentación sísmica del edificio jalapa para el estudio de efectos de sitio y de respuesta estructural. X Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, 271-279.
- Minami T. y Kashima T., (1986). Mediciones con microtremor en las construcciones de la ciudad de México a raíz de los sismos de los días 19 y 20 de septiembre de 1985. Memorias del 1er Symposium International; Los sismos y sus efectos en las ciudades, 355-372, septiembre.

- Moehle J. (1992). Displacement-based design of RC structures subjected to earthquakes. *Earthquake Spectra*, 8 (3), 403-428.
- Murià D., González R. y Sánchez R. (1991). Propiedades dinámicas de una estructura masiva desplantada en suelo blando. Informe I.I. UNAM 9759.
- Murià D. y González R. (1990). Propiedades dinámicas del edificio instrumentado con acelerografos del Instituto Mexicano del Petróleo. Informe I. I. UNAM 0718.
- Murià D. y González R. (1993). Propiedades dinámicas de edificios de la ciudad de México. VI Jornadas Chilenas de Sismología e Ingeniería Antisísmica, 1, 585-594.
- Murià D. y Moreno S. (1993). Determinación de las propiedades dinámicas y los efectos de interacción suelo-estructura de un edificio de 14 niveles. Informe I. I. UNAM.
- Murphy L. (1973). San Fernando, California, Earthquake of February 9, 1971. U.S. Dept. of Commerce, Washington, D.C.
- Natke H. (1990). Recent trends in system identification. *Structural Dynamics*, Kratzig et al., 283-289.
- Newmark N. (1959). A method of computation for structural dynamics. *ASCE Journal of Basic Engineering Mechanical Division*, 85.
- Newmark N. y Rosenblueth E. (1974). *Fundamentals of earthquake engineering*", Ed. Prentice Hall.
- Ordaz M., Arboleda J., Shri Krishna S. (1993). Un nuevo método para simular acelerogramas usando registros pequeños como funciones de Green empíricas. X Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, Puerto Vallarta, Jal., México.
- Ortiz R. (1994). Modelo representativo y evaluación estructural de un edificio restructurado de 14 niveles. Trabajo para obtener el grado de Maestro en Ingeniería (Estructuras), DEPI, UNAM.

- Otani S. (1981). Hysteresis models of reinforced concrete for earthquake response analysis. *Journal of the Faculty of Engineering, The University of Tokyo*, XXXVI (2).
- Papageorgiou A. y Lin B. (1989). Study of the earthquake response of the base-isolated law and justice center in Rancho Cucamonga. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 8, 1189-1200.
- Papageorgiou A. y Lin B. (1990). Analysis of recorded earthquake response and identification of a multi-story structure accounting for foundation interaction effects. *Computational Mechanics Publications*, 55-64.
- Park Y. y Ang A. (1985). Mechanistic seismic damage model for reinforced concrete. *ASCE Journal of Structural Engineering*, 111 (4), 740-757.
- Park Y., Ang A. y Wen Y. (1987). Damage limiting aseismic design of building. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 3 (1), 1-26.
- Paz M. (1985). *Structural dynamics, theory and computation*. Ed. Van Nostrand Reinhold, New York.
- Peng C. y Iwan W. (1992). An identification for a class of hysteretic structures. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 21, 695-712.
- Popov E. y Bertero V. (1973). Cyclic loading of steel beams and connections. *ASCE Journal of Structural Division*, 99 (ST6), 1189-1204.
- Quaas R. y Almora D. (1993). Instrumentación sísmica del edificio Jalapa. Resumen de la operación y registro de datos durante 1993. Informe I. I. UNAM 2561.
- Raggett J. (1974). Time domain analysis of structural motions. Preprint 2209, ASCE National Structural Engineering Meeting, Cincinnati, Ohio.
- Ramberg W. y Osgood W. (1943). Description of stress-strain curves by three parameters. US NACA TN 902.

- Reinhorn A., Kunnath S., Bracci J. y Mander J. (1989). Normalized damage index for evaluation of buildings. *ASCE Journal of Structural Engineering*, 507-516.
- RCDF-87 (1987). Reglamento de construcciones del Distrito Federal; normas técnicas complementarias para el diseño y construcción de estructuras de concreto. Gaceta Oficial del Departamento del Distrito Federal, 1987.
- Rodríguez N. (1987). Análisis experimental de vibraciones en edificios. Informe I. I. UNAM 6702.
- Rodríguez N. y González R. (1987). Correlación entre características dinámicas observadas y calculadas de un edificio. VII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, C168-C184, Querétaro Qro.
- Rodríguez N., González R., Avila R. y Vieyra A. (1989). Cinemática de la torre principal del World Trade Center de México. Informe I. I. UNAM 9702.
- Rubinstein R. (1981). *Simulation and the monte carlo method*. Ed. John Wiley and Sons.
- Sage A. (1972). System identification - history, methodology, future prospects. *System Identification of Vibrating Structures; Mathematical Models from Tests Data*, D. Pilkey and R. Cohen, eds., Winter Annual Meeting of ASME, 1-22.
- Shah P. (1984). Prediction of cumulative damage for concrete and reinforced concrete. *Mater. Struct. (RILEM)*, 17 (97), 65-68.
- Sarkar P., Jones N. y Scanlan R. (1994). Identification of aerolastic parameters of flexible bridges. *ASCE Journal of the Engineering Division*, 120 (8), 1718-1741.
- Stephens E. y Yao J. (1988). Damage assessment using response measurements. *ASCE Journal of Structural Engineering*, 113 (4), 787-801.
- Takeda T., Sozen M. y Nielsen N. (1970). Reinforced concrete response to simulated earthquakes. *ASCE Journal of the Structural Division*, 96 (NST 12), 2557-73.
- Tang R. y Cheng W. (1993). System identification of a non-classical damped linear systems.

Computers and Structures, 46 (1), 67-75.

Thyagarajan R. y Iwan W. (1990). Performance characteristics of a widely used hysteretic model in structural dynamics. Proceedings of Fourth U.S. National Conference on Earthquake Engineering,

Toussi S., Yao J. y Chen W. (1984). A damage indicator for reinforced concrete frames. American Concrete Institute Journal, 81, 260-267.

Trifunac M. (1972). Comparisons between ambient and forced vibration experiments. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1, 133-150.

Udwadia F. y Jertah N. (1980). Time variations of structural properties during strong ground motions. ASCE Journal of Engineering Mechanical Division, 106, 111-121.

Udwadia F. y Trifunac M. (1974). Time and amplitude dependent response of structures. International Journal of Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 2.

Wang M. y Shah S. (1987). Reinforced concrete hysteresis model based on the damage concept. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 15, 993-1003.

Wen Y. (1976). Method for random vibration of hysteretic systems. ASCE Journal of Engineering Mechanical Division, 102, 249-263.

Yao J., Kozin F., Wen Y., Yang J., Shueller G. y Ditlevesen O. (1986). Stochastic fatigue, fracture and damage analysis. Structural Safety, 3, 231-267.

Yar M. y Hammond J. K. (1987). Parameter estimation for hysteretic systems. Journal of Sound and Vibration, 117(1).

Tabla 1 Índices estadísticos de las simulaciones en el modelo IGL. Influencia de los valores iniciales.

IC	N	Índices Estadísticos					
		CV	EEK	EEC	EE	ERM	ERT
0.90	5.10	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
0.80	6.35	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
0.70	6.45	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
0.60	7.75	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
0.50	7.75	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00

Tabla 2 Índices estadísticos de las simulaciones en el modelo IGL. Influencia del nivel de ruido.

Relación r/s	N	Índices Estadísticos					
		CV	EEK	EEC	EE	ERM	ERT
<i>Ruido en entrada y salida del sistema</i>							
0.025	5.2	0.0025	0.0000	0.0002	0.0001	0.0014	0.0027
0.05	5.5	0.0053	0.0001	0.0002	0.0002	0.0022	0.0062
0.10	5.4	0.0089	0.0001	0.0069	0.0035	0.0043	0.0110
0.20	5.5	0.0162	0.0003	0.0029	0.0016	0.0098	0.0195
0.30	5.6	0.0279	0.0002	0.0047	0.0025	0.0149	0.0314
<i>Ruido en entrada del sistema</i>							
0.025	5.0	0.0019	0.0001	0.0001	0.0001	0.0010	0.0021
0.05	5.0	0.0046	0.0001	0.0033	0.0017	0.0024	0.0055
0.10	5.4	0.0082	0.0003	0.0008	0.0005	0.0045	0.0104
0.20	5.5	0.0201	0.0000	0.0030	0.0015	0.0080	0.0217
0.30	5.5	0.0278	0.0011	0.0113	0.0062	0.0146	0.0302
<i>Ruido en salida del sistema</i>							
0.025	5.1	0.0003	0.0000	0.0000	0.0000	0.0002	0.0004
0.05	5.6	0.0005	0.0000	0.0001	0.0001	0.0003	0.0006
0.10	5.5	0.0009	0.0000	0.0007	0.0003	0.0005	0.0011
0.20	5.2	0.0021	0.0001	0.0003	0.0002	0.0011	0.0027
0.30	5.3	0.0037	0.0000	0.0016	0.0008	0.0020	0.0041

Tabla 3 Índices estadísticos de las simulaciones en el modelo 3GL. Influencia de los valores iniciales.

<i>IC</i>	<i>N</i>	<i>Índices Estadísticos</i>					
		<i>CV</i>	<i>EEK</i>	<i>EEC</i>	<i>EE</i>	<i>ERM</i>	<i>ERT</i>
<i>Modelo de flexión</i>							
0.95	7.30	0.1177	0.0013	0.0710	0.0362	0.0667	0.3476
<i>Modelo de proporciones</i>							
0.95	6.9	0.0138	0.0016	0.0016	0.0016	0.0236	0.1236
0.90	10.4	0.0323	0.0036	0.0131	0.0083	0.0408	0.1754
0.85	14.6	0.1319	0.0014	0.0618	0.0316	0.0217	0.0897
0.80	15.3	0.1158	0.0027	0.0444	0.0236	0.0464	0.1214

Tabla 4 Parámetros estimados en los casos estudiados en el modelo 3GLISE.

<i>Parámetro</i>	<i>Valor real</i>	<i>Valores estimados</i>		
		<i>Caso 1</i>	<i>Caso 2</i>	<i>Caso 3</i>
k_e	1000	1002	1037	1878
c_e	8	8	3	115
k_0	500	500	502	539
c_0	10	9	9	0.2
k_r	4000	3985	3902	3081
c_r	139	141	143	100

Tabla 5 Índices estadísticos de las simulaciones en el modelo 3GLT. Influencia de los valores iniciales.

<i>IC</i>	<i>N</i>	<i>Índices Estadísticos</i>					
		<i>CV</i>	<i>EEK</i>	<i>EEC</i>	<i>EE</i>	<i>ERM</i>	<i>ERT</i>
0.90	5.20	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
0.80	6.15	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
0.70	8.35	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
0.60	8.20	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
0.50	10.55	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00

Tabla 6 Índices estadísticos de las simulaciones en el modelo 3GLT. Influencia del nivel de ruido.

<i>Relación</i> <i>r/s</i>	<i>N</i>	<i>Índices Estadísticos</i>					
		<i>CV</i>	<i>EEK</i>	<i>EEC</i>	<i>EE</i>	<i>ERM</i>	<i>ERT</i>
<i>Ruido en entrada y salida del sistema</i>							
0.025	6.0	0.0049	0.0001	0.0044	0.0017	0.0015	0.0044
0.05	6.1	0.0109	0.0002	0.0070	0.0029	0.0026	0.00933
0.10	6.1	0.0230	0.0003	0.0118	0.0046	0.0050	0.0176
0.20	6.5	0.0400	0.0003	0.0249	0.010	0.0091	0.0324
0.30	7.7	0.0703	0.0020	0.0233	0.0106	0.0199	0.0578
<i>Ruido en entrada del sistema</i>							
0.025	7.9	0.0036	0.0001	0.0018	0.0007	0.0012	0.0039
0.05	8.8	0.0060	0.0001	0.0053	0.0021	0.0021	0.0072
0.10	8.9	0.0159	0.0002	0.0055	0.0022	0.0063	0.0158
0.20	9.5	0.0278	0.0003	0.0177	0.0047	0.0085	0.0329
0.30	8.8	0.0391	0.0006	0.0292	0.0115	0.0145	0.0406
<i>Ruido en salida del sistema</i>							
0.025	6.0	0.0005	0.0000	0.0003	0.0001	0.0002	0.0004
0.05	5.9	0.0013	0.0000	0.0007	0.0003	0.0004	0.0009
0.10	6.1	0.0025	0.0000	0.0011	0.0004	0.0006	0.0016
0.20	6.0	0.0057	0.0002	0.0045	0.0019	0.0013	0.0035
0.30	6.1	0.0085	0.0004	0.0027	0.0013	0.0018	0.0055

Tabla 7 Variación de los parámetros estructurales del modelo *B*,
utilizando modelo de estimación IGL.

<i>Tramo</i>	k_i/k_0	c_i/c_0	T_i (s)	ξ_i (%)
1	1.00	1.00	2.15	2
2	0.96	2.00	2.19	5
3	0.90	2.68	2.27	5
4	0.84	3.62	2.34	7
5	0.84	4.64	2.34	9
6	0.91	4.00	2.25	8
7	0.85	3.52	2.34	7
8	0.87	3.88	2.30	8

Tabla 8 Variación de los parámetros estructurales del modelo B, utilizando modelo de estimación 3GLC.

<i>Tramo</i>	k_1/k_{1_0}	k_2/k_{2_0}	k_3/k_{3_0}	c_1/c_{1_0}	c_2/c_{2_0}	c_3/c_{3_0}	T_{1_i} (s)	T_{2_i} (s)	T_{3_i} (s)	ξ_{1_i} (%)	ξ_{2_i} (%)	ξ_{3_i} (%)
1	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	2.16	0.85	0.65	3	10	12
2	1.00	0.97	0.96	1.54	1.47	8.81	2.19	0.90	0.65	6	19	22
3	1.00	0.92	0.88	1.15	1.54	12.62	2.27	0.92	0.67	7	17	23
4	0.92	0.82	0.79	1.17	1.98	15.43	2.39	0.96	0.70	9	20	29
5	0.97	0.86	0.80	1.72	2.10	13.52	2.34	0.94	0.69	9	24	32
6	0.97	0.87	0.82	1.10	2.01	16.90	2.33	0.93	0.68	10	20	29
7	1.00	0.85	0.80	1.13	1.99	14.00	2.35	0.93	0.69	8	19	28
8	0.96	0.85	0.81	0.98	2.03	16.05	2.34	0.94	0.69	9	19	28

Tabla 9 Eventos registrados en el sistema físico real en 1993.

<i>Evento</i>	<i>Magnitud</i>	<i>Epicentro</i>	<i>Fecha</i>	<i>Número de Registros</i>	<i>Aceleración máxima en campo libre (cm/s²)</i>	<i>Aceleración máxima en azotea (cm/s²)</i>
93-1	5.0	Guerrero	Marzo 31	4	-	9.58 (T)
93-2	5.8	Guerrero	Abril 4	2	-	-
93-3	6.0	Guerrero	Mayo 15	14	4.31 (L)	11.50 (T)
93-4	6.0	Guerrero	Mayo 15	14	10.78 (V)	27.78 (L)
93-5	-	Local	Mayo 18	1	2.40 (V)	-
93-6	-	Local	Mayo 20	13	0.36 (V)	36.88 (V)
93-7	4.6	Guerrero	Julio 29	14	1.92 (V)	7.66 (T)
93-8	5.3	México-Guatemala	Septiembre 3	14	1.92 (T)	10.06 (T)
93-9	5.3	México-Guatemala	Septiembre 3	14	0.96 (T)	6.71 (T)
93-10	7.1	México-Guatemala	Septiembre 10	14	2.87 (T)	12.45 (T)
93-11	6.7	Guerrero	Octubre 24	14	13.17 (T)	56.52 (L)
93-12	5.3	Guerrero	Noviembre 13	14	2.40 (T)	7.19 (T)

Tabla 10 Eventos sísmicos moderados registrados en el sistema físico real

<i>Evento</i>	<i>Magnitud</i>	<i>Epicentro</i>	<i>Fecha</i>	<i>Número de Registros</i>	<i>Aceleración máxima en campo libre (cm/s²)</i>	<i>Aceleración máxima en azotea (cm/s²)</i>
<i>Sismo 1</i>	6.0	Guerrero	15.05.93	14	4.31 (L)	11.50 (T)
<i>Sismo 2</i>	6.0	Guerrero	15.05.93	14	10.78 (V)	27.78 (L)
<i>Sismo 3</i>	5.3	México-Guatemala	03.09.93	14	1.92 (T)	10.06 (T)
<i>Sismo 4</i>	7.1	México-Guatemala	10.09.93	14	2.87 (T)	12.45 (T)
<i>Sismo 5</i>	6.7	Guerrero	24.10.93	14	13.17 (T)	56.52 (L)
<i>Sismo 6</i>	5.8	Local	23.05.94	14	6.71 (T)	19.64 (T)
<i>Sismo 7</i>	6.9	Guerrero	10.12.94	14	17.48 (T)	123.60 (T)

Tabla 11 Frecuencias naturales de vibración obtenidas con registros sísmicos y vibración ambiental, utilizando estimaciones no paramétricas.

<i>Evento</i>	<i>Fecha</i>	<i>Frecuencia (Hz)</i>		
		<i>Dirección T</i>	<i>Dirección L</i>	<i>Torsión</i>
<i>Vibración Ambiental</i>	23 09 92	0.44	0.73	0.83
<i>Sismo 1</i>	15 05 93	0.39	0.60	0.65
<i>Sismo 5</i>	24 10 93	0.35	0.54	0.51
<i>Vibración Ambiental</i>	25 11 93	0.44	0.70	0.68
<i>Sismo 6</i>	23 05 94	0.37	0.56	0.59
<i>Sismo 7</i>	10 12 94	0.32	0.48	0.51

Tabla 12 Parámetros identificados en el sistema real utilizando el modelo IGL, haciendo uso de toda la longitud del registro.

<i>Evento</i>	<i>Dirección T</i>				<i>Dirección L</i>			
	<i>k</i>	<i>c</i>	<i>f (Hz)</i>	<i>ξ (%)</i>	<i>k</i>	<i>c</i>	<i>f (Hz)</i>	<i>ξ (%)</i>
<i>Sismo 1</i>	57.90	2.00	0.40	4.20	143.90	1.44	0.61	1.94
<i>Sismo 5</i>	46.79	1.81	0.35	4.23	110.00	2.97	0.54	4.60
<i>Sismo 6</i>	59.80	1.40	0.37	2.92	126.60	2.30	0.57	3.30
<i>Sismo 7</i>	39.50	1.80	0.32	4.60	92.00	2.75	0.48	4.63

k, en t/cm; *c*, en t s/cm

Tabla 13 Variación de los parámetros identificados con el sistema de un grado de libertad con el sismo 5, Dirección T

TRAMO	k	c	f	ξ	J	J (%)
0 - 10	58.00	1.21	0.39	0.026	139.83	1.59
10 - 20	53.67	5.10	0.38	0.113	197.64	2.25
20 - 30	61.19	2.08	0.40	0.043	95.64	1.09
30 - 40	51.88	1.56	0.37	0.035	813.45	9.27
40 - 50	47.81	2.04	0.36	0.048	2006.68	22.87
50 - 60	50.44	2.30	0.37	0.053	1902.54	21.68
60 - 70	51.50	3.36	0.37	0.076	645.59	7.36
70 - 80	43.50	4.70	0.34	0.116	448.91	5.12
80 - 90	55.80	2.09	0.39	0.045	452.30	5.15
90 - 100	46.45	2.62	0.35	0.062	352.06	4.01
100 - 110	68.51	2.68	0.43	0.053	595.69	6.79
110 - 120	44.72	1.40	0.35	0.034	749.37	8.54
120 - 130	45.07	3.13	0.35	0.076	256.16	2.92
130 - 140	50.41	3.16	0.37	0.072	25.07	0.29
140 - 150	46.74	1.01	0.35	0.024	94.69	1.08
					$\Sigma J = 8775.62$	
0 - 150	46.79	1.81	0.35	0.043	16697.30	

Tabla 14 Variación de los parámetros identificados con el sistema de un grado de libertad con el sismo 5, Dirección L

TRAMO	k	c	f	ξ	J	J (%)
0 - 10	154.41	1.86	0.64	0.024	16.64	0.09
10 - 20	165.17	3.67	0.66	0.046	42.65	0.23
20 - 30	163.01	0.0008	0.66	0.00001	61.66	0.33
30 - 40	141.53	5.32	0.62	0.073	723.83	3.82
40 - 50	117.00	2.71	0.56	0.041	1367.54	7.22
50 - 60	129.24	3.08	0.59	0.044	3450.04	18.22
60 - 70	147.01	0.09	0.63	0.001	3112.93	16.44
70 - 80	119.20	1.98	0.56	0.030	7812.62	41.25
80 - 90	102.13	3.83	0.52	0.062	302.27	1.60
90 - 100	104.79	2.10	0.53	0.067	332.29	1.75
100 - 110	102.37	4.49	0.52	0.072	841.24	4.44
110 - 120	108.50	2.00	0.54	0.031	531.01	2.80
120 - 130	109.01	3.39	0.54	0.053	197.18	1.04
130 - 140	126.37	0.73	0.58	0.011	30.31	0.16
140 - 150	124.89	3.80	0.58	0.055	117.27	0.62
					$\Sigma J = 18839.48$	
0 - 150	110.04	2.97	0.54	0.046	36391.58	

Tabla 15 Variación de los parámetros estructurales obtenidos con el modelo 5GLC durante el sismo 5.

TRAMO	FRECUENCIA (Hz)									
	DIRECCION T					DIRECCION L				
	f_1	f_2	f_3	f_4	f_5	f_1	f_2	f_3	f_4	f_5
1	0.38	1.11	1.38	4.76	16.10	0.68	2.02	2.59	12.01	13.09
2	0.40	1.22	1.56	4.74	18.44	0.70	2.24	2.69	11.97	13.06
3	0.39	1.22	1.61	4.72	16.67	0.70	2.18	2.68	12.04	13.33
4	0.36	1.14	1.51	4.70	16.45	0.70	2.18	2.68	12.04	13.33
5	0.36	1.17	1.49	4.72	11.92	0.59	1.68	2.21	11.45	12.28
6	0.36	1.09	1.36	4.71	18.26	0.59	1.68	2.21	11.45	12.28
7	0.38	1.11	1.37	4.74	18.30	0.59	1.68	2.21	11.45	12.26
8	0.35	1.09	1.42	4.70	23.65	0.56	1.61	2.09	11.48	12.23
9	0.38	1.13	1.39	4.73	15.01	0.54	1.54	1.99	11.36	12.16
10	0.36	1.12	1.42	4.72	19.58	0.53	1.61	2.05	9.35	12.11
11	0.40	1.18	1.55	4.72	15.65	0.55	1.60	2.03	11.17	12.16
12	0.36	1.14	1.35	4.76	15.03	0.54	1.62	2.00	11.98	12.74
13	0.37	1.16	1.56	4.73	21.71	0.56	1.68	2.09	10.81	12.16
14	0.38	1.16	1.46	4.73	20.61	0.60	1.87	2.29	11.23	12.29
15	0.38	1.16	1.52	4.71	19.06	0.59	1.74	2.18	11.98	12.77
1 a 15	0.36	1.10	1.37	4.71	19.64	0.55	1.60	2.01	11.57	12.11

Tabla 16 Variación de los parámetros estructurales obtenidos con el modelo 5GLC durante el sismo 5.

TRAMO	FRECUENCIA (Hz)									
	DIRECCIÓN T					DIRECCIÓN L				
	f_1	f_2	f_3	f_4	f_5	f_1	f_2	f_3	f_4	f_5
1	0.35	1.37	2.36	4.67	6.30	0.64	2.36	3.95	4.57	9.37
2	0.39	1.33	2.34	3.86	6.26	0.62	2.47	3.85	4.74	11.80
3	0.39	1.45	2.54	5.67	7.80	0.62	2.47	3.85	4.74	11.80
4	0.36	1.34	2.26	6.02	6.67	0.58	1.91	3.34	4.08	6.27
5	0.35	1.22	2.34	2.94	8.05	0.56	2.19	3.81	4.31	5.96
6	0.32	1.07	2.30	2.89	6.19	0.57	2.44	3.89	5.07	7.95
7	0.37	1.38	2.65	4.13	6.19	0.55	2.06	3.87	4.29	7.06
8	0.35	1.45	2.74	4.21	7.65	0.54	2.32	3.81	4.80	7.27
9	0.36	1.40	2.61	4.16	7.65	0.52	2.28	3.99	4.79	10.57
10	0.34	1.22	2.19	3.49	5.81	0.52	2.31	3.84	4.83	8.05
11	0.37	1.25	2.05	4.38	5.21	0.51	1.78	3.29	4.24	7.49
12	0.34	1.34	2.56	3.70	5.91	0.54	2.13	3.94	4.38	6.07
13	0.34	1.33	2.67	3.64	8.05	0.53	2.05	3.64	4.11	6.41
14	0.36	1.35	2.51	3.71	5.97	0.55	2.81	3.78	5.91	7.76
15	0.35	1.40	2.71	3.75	6.00	0.54	2.95	3.81	6.47	10.41
1 a 15	0.37	1.34	2.60	5.67	19.64	0.55	2.55	3.79	5.20	10.57

Tabla 17 Variación de los parámetros identificados y las características dinámicas obtenidas con el modelo 3GLT, durante los eventos estudiados

TRAMO	PARAMETROS IDENTIFICADOS							CARACTERÍSTICAS DINÁMICAS							
	k_x	c_x	e_x	ξ_x	ζ_x	f_x	ξ_x	ζ_x	f_x	ξ_x	ζ_x	f_x	ξ_x	ζ_x	f_x
S	1	143.86	1.44	-46.79	57.81	1.96	-78.68	1.86E08	4.87E06	0.608	2.74	0.394	4.18	0.659	4.49
	2	143.86	1.44	-46.79	57.81	1.96	-78.68	1.86E08	4.87E06	0.608	2.74	0.394	4.18	0.659	4.49
M	3	146.44	0.13	-18.00	58.00	5.04	-57.50	1.65E08	6.43E06	0.599	5.65	0.394	10.78	0.636	2.16
	4	175.08	0.65	-42.00	61.00	2.03	-68.00	1.60E08	3.33E06	0.594	3.76	0.404	4.21	0.690	0.97
O	5	157.25	0.80	-50.00	65.00	4.56	-46.00	1.75E08	1.12E06	0.621	1.22	0.417	9.16	0.656	1.10
	6	166.19	2.04	-34.00	62.00	3.66	-68.00	1.62E08	5.66E06	0.597	6.27	0.407	7.55	0.674	2.94
I	7	142.00	1.02	-65.00	59.00	1.59	-68.00	1.83E08	2.27E06	0.606	1.62	0.397	3.35	0.652	2.28
	TOTAL	143.86	1.44	-46.69	57.81	1.96	-78.68	1.86E08	4.87E06	0.608	2.74	0.394	4.18	0.659	4.49
S	1	153.43	0.81	2.74	57.86	1.88	-54.56	1.95E08	6.16E06	0.632	2.30	0.394	4.02	0.671	5.34
	2	163.00	1.69	-21.71	63.78	2.11	-97.32	1.76E08	7.38E06	0.678	3.77	0.413	4.30	0.610	6.68
I	3	161.98	-1.17	-64.06	60.14	1.99	-96.94	1.76E08	9.75E06	0.678	2.03	0.401	4.18	0.613	7.63
	4	143.19	3.07	-23.16	51.86	1.53	-89.50	1.51E08	9.68E06	0.632	5.81	0.373	3.46	0.569	10.11
S	5	125.02	4.51	-2.06	47.06	1.78	-57.49	1.31E08	6.88E06	0.584	6.95	0.355	4.22	0.537	8.57
	6	128.47	3.02	-123.24	50.68	1.42	-83.00	1.21E08	4.14E06	0.594	4.53	0.366	3.24	0.514	5.41
M	7	134.47	3.70	-24.35	51.17	2.64	-99.24	1.32E08	6.37E06	0.612	5.77	0.370	6.90	0.532	7.68
	8	111.55	1.03	-42.19	44.66	6.12	-61.54	1.26E08	4.35E06	0.556	2.82	0.346	14.86	0.522	4.57
O	9	103.89	2.55	9.30	54.85	1.57	-72.23	1.14E08	4.62E06	0.531	4.54	0.383	3.45	0.511	5.86
	10	105.14	1.90	26.30	47.32	3.30	-63.48	1.15E08	3.34E06	0.539	3.42	0.356	7.79	0.500	4.24
S	11	113.09	2.68	-1.76	44.63	1.24	-118.57	1.25E08	8.95E06	0.572	6.81	0.346	3.02	0.507	9.25
	12	107.39	0.92	12.85	43.51	3.10	-132.26	1.08E08	8.93E06	0.554	3.85	0.341	7.64	0.473	10.47
I	13	123.71	2.10	29.22	47.75	2.25	-38.80	1.26E08	5.28E06	0.578	3.28	0.357	5.29	0.530	6.80
	TOTAL	108.55	2.48	-15.84	46.74	1.83	-58.35	1.19E08	4.62E06	0.546	5.63	0.354	4.35	0.510	4.54
S	1	129.73	2.24	-201.19	59.82	1.44	-79.52	4.52E07	7.57E05	0.567	7.43	0.370	3.77	0.594	4.99
	2	117.30	1.38	48.87	58.74	2.59	19.39	1.26E08	2.44E06	0.532	3.22	0.396	5.47	0.561	2.13
I	3	121.11	0.19	12.78	53.53	2.26	54.31	1.31E08	5.22E06	0.537	5.75	0.379	5.02	0.576	1.33
	4	118.67	2.77	44.61	50.05	1.83	28.250	1.27E08	4.89E06	0.533	6.31	0.365	4.20	0.565	4.28
S	5	152.03	7.02	-11.42	48.96	7.92	30.81	1.30E08	4.41E06	0.541	5.77	0.362	18.37	0.639	9.26
	6	156.93	3.58	49.17	50.74	1.85	67.22	1.31E08	4.41E06	0.538	5.65	0.368	4.24	0.652	4.73
M	7	126.38	1.90	-176.01	60.52	2.16	164.40	5.11E07	9.74E06	0.525	3.85	0.406	4.79	0.592	4.47
	8	125.14	0.62	-78.58	50.78	4.05	81.21	1.41E08	1.00E07	0.547	8.91	0.368	9.21	0.593	4.67
O	9	122.57	1.47	60.35	54.92	1.94	67.62	1.49E08	6.85E06	0.558	4.69	0.382	4.25	0.594	5.83
	10	131.98	0.19	73.62	50.49	1.44	36.66	1.41E08	5.18E06	0.562	5.93	0.367	3.29	0.597	0.81
S	11	128.60	0.83	-103.33	55.21	1.43	22.10	1.45E08	3.15E06	0.572	3.52	0.383	3.11	0.589	1.55
	12	139.48	2.15	66.72	52.61	1.50	63.98	1.51E08	8.56E06	0.573	8.96	0.374	3.37	0.619	4.39
TOTAL	129.73	2.24	-201.19	59.82	1.43	-79.52	4.52E07	7.57E05	0.567	7.42	0.370	3.77	0.595	4.99	
S	1	133	2.49	-1.63	58.11	2.40	-48.00	1.45E08	3.61E06	0.565	4.27	0.394	5.12	0.602	3.71
	2	116.00	0.45	-72.2	55.00	1.82	-112.00	1.39E08	9.01E06	0.529	6.06	0.383	4.03	0.586	6.05
I	3	111.80	3.24	-52.38	45.40	0.50	-89.00	1.28E08	4.25E06	0.518	5.17	0.348	1.21	0.565	5.40
	4	98.90	0.90	-46.18	37.50	1.37	-137.00	1.28E08	1.68E07	0.491	8.93	0.317	3.65	0.558	14.77
S	5	91.00	2.78	-59.00	41.55	3.37	-114.00	1.08E08	1.35E07	0.467	12.29	0.333	8.51	0.518	11.85
	6	77.65	3.44	-5.19	42.51	2.98	-21.95	8.65E07	2.25E06	0.440	3.79	0.337	7.43	0.478	6.19
M	7	81.16	1.79	64.17	39.09	1.24	-106.03	8.42E07	6.83E06	0.423	9.32	0.323	3.27	0.472	5.01
	8	81.01	2.71	-54.93	39.11	1.46	-57.36	8.83E07	3.47E06	0.440	5.30	0.323	3.79	0.499	5.11
O	9	90.91	2.64	-28.66	37.49	2.07	-75.42	8.93E07	6.22E06	0.442	9.21	0.317	5.50	0.493	5.13
	10	89.30	0.34	-30.23	41.51	1.70	46.47	9.55E07	7.62E06	0.460	10.37	0.333	4.29	0.492	1.85
S	11	88.19	3.59	-53.57	38.65	0.78	-68.36	8.95E07	4.14E06	0.443	6.35	0.321	2.05	0.491	6.39
	12	88.81	1.41	-52.97	46.65	2.16	-40.34	9.58E07	4.42E06	0.461	6.27	0.353	5.13	0.516	2.91
I	13	90.29	1.35	-29.87	40.61	1.31	36.59	1.17E08	1.00E07	0.489	3.51	0.330	3.35	0.511	12.59
	14	91.04	0.39	54.46	40.33	0.52	-106.31	1.01E08	1.00E07	0.459	10.31	0.328	1.40	0.497	5.20
TOTAL	94.08	3.39	-42.44	39.48	1.82	-31.43	1.19E08	4.62E06	0.479	3.81	0.324	4.66	0.510	5.71	

UNIDADES
 k en T/cm
 c en T s/cm
 e en cm
 f en Hz
 ξ en %

Tabla 18 Resultados encontrados en los eventos estudiados en la simulación modelo A

FACTOR DE ESCALA EN SISMO	$\sum \frac{x_i}{x_j}$	FD	ζ				
			n=-1	n=-2	n=-3	n=-4	n=-5
1.0	26.97	0.25	0.0090	0.0064	0.0047	0.0037	0.0030
2.0	45.32	0.40	0.0064	0.0047	0.0035	0.0028	0.0022
5.0	81.46	0.67	0.0068	0.0053	0.0041	0.0033	0.0027
7.5	104.90	0.77	0.0064	0.0052	0.0042	0.0034	0.0028
10.0	128.66	0.82	0.0057	0.0048	0.0039	0.0032	0.0026

Tabla 19 Resultados encontrados en los eventos estudiados en la simulación modelo B

FACTOR DE ESCALA EN SISMO	$\sum_{i=1}^N x_i$	FD	ζ		
			n=-1	n=-2	n=-3
1.0	266.71	0.06	0.000145	0.000099	0.000073
2.0	462.98	0.08	0.000112	0.000088	0.000057
5.0	808.06	0.15	0.000123	0.000093	0.000063
7.5	1002.26	0.20	0.000135	0.000095	0.000071
10.0	1179.66	0.23	0.000133	0.000094	0.000070

Tabla 20 Resultados encontrados en los eventos estudiados en el sistema físico, dirección T

SISMO	FD	$\sum x_i$	$\hat{\zeta}$
1	0.001	16.75	0.000026
5	0.190	63.00	0.001400
6	0.120	30.82	0.001800
7	0.310	95.76	0.001600

Tabla 21 Resultados encontrados en los eventos estudiados en el sistema físico, dirección L

SISMO	FD	$\sum x_i$	$\hat{\zeta}$
1	0.013	12.81	0.000441
5	0.190	93.60	0.000956
6	0.001	28.14	0.000015
7	0.320	180.75	0.000897

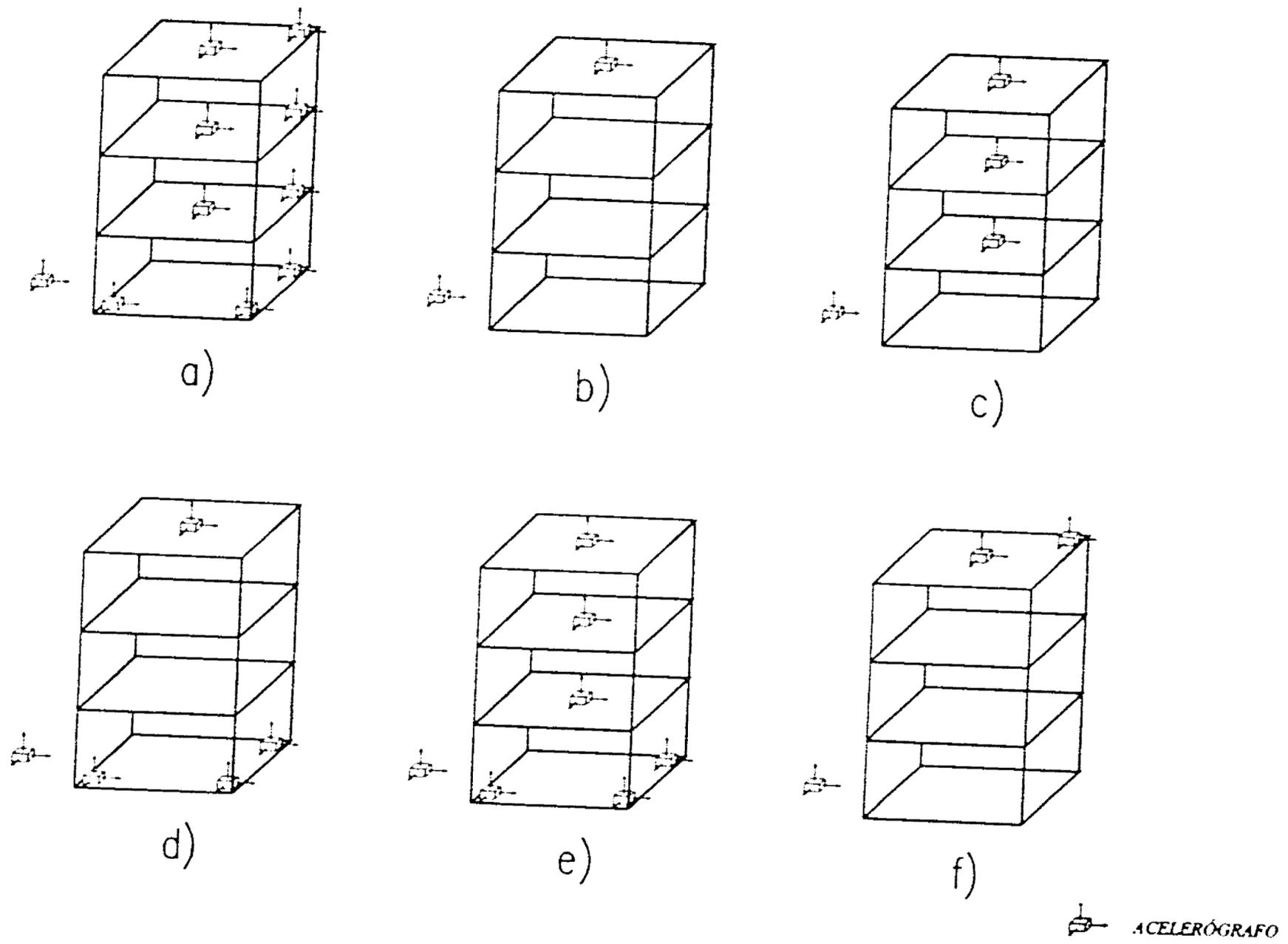


Figura 1 Instrumentaciones típicas en edificios regulares

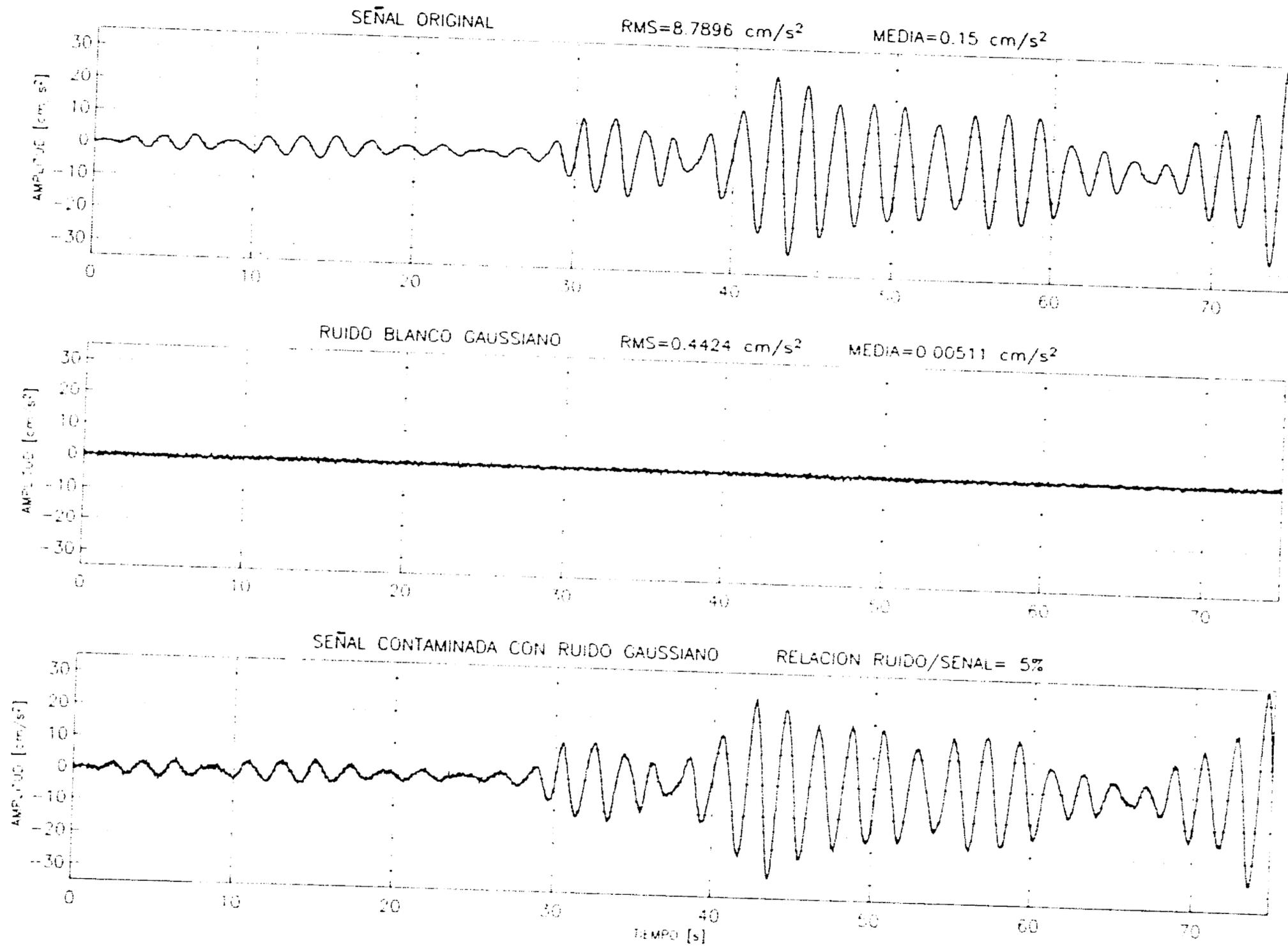


Figura 2 Señal antes y despues de ser contaminada por un ruido blanco gaussiano

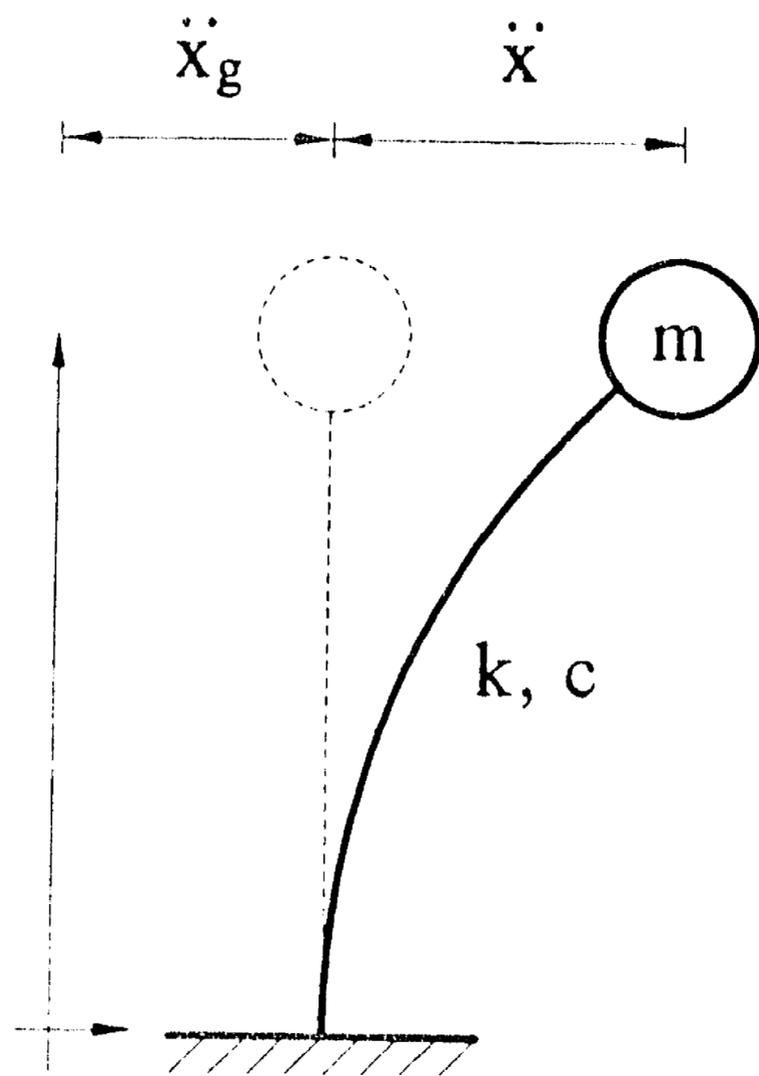


Figura 3 Modelo de un grado de libertad 1GL

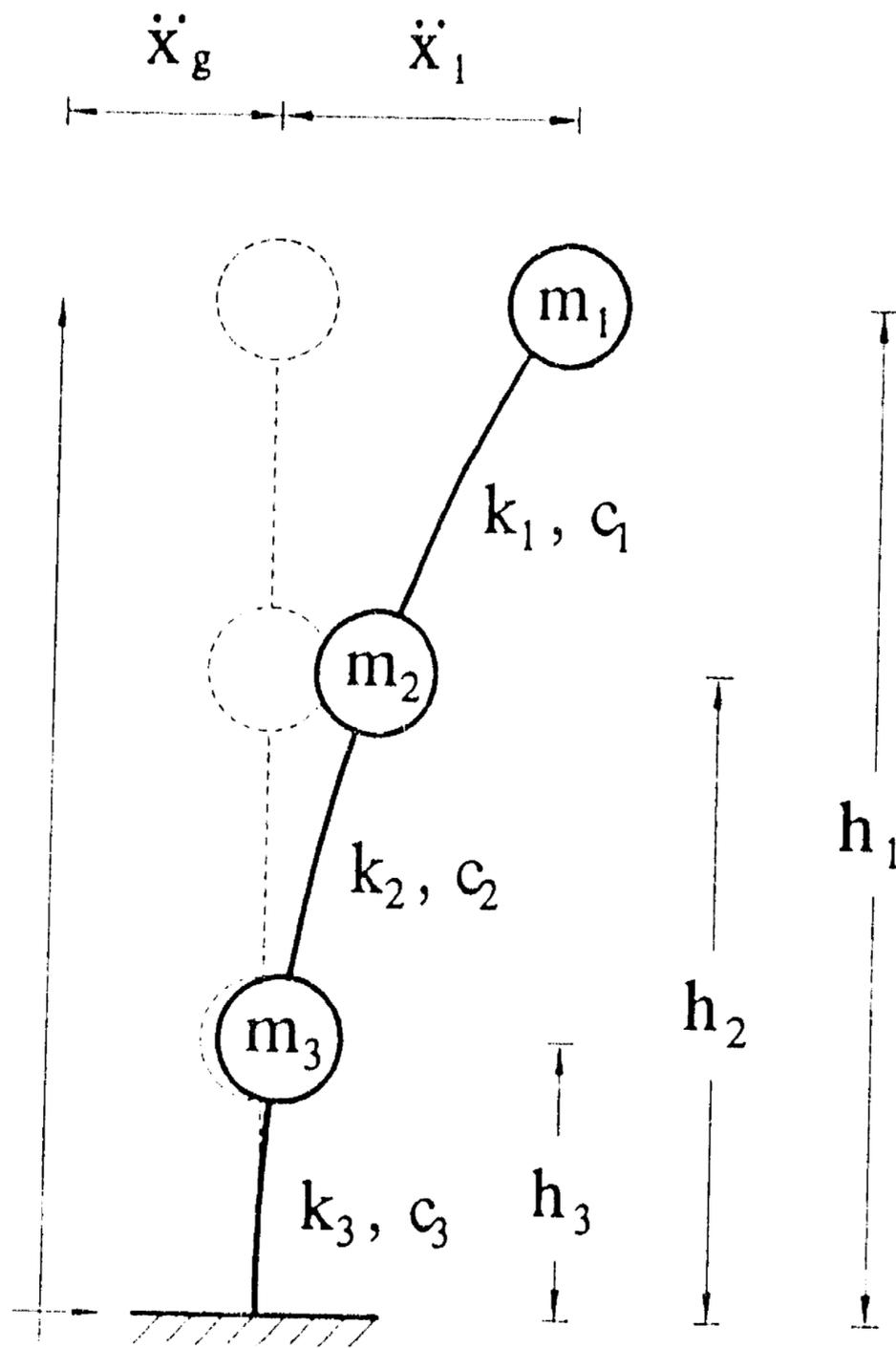


Figura 4 Modelo de tres grados de libertad 3GL

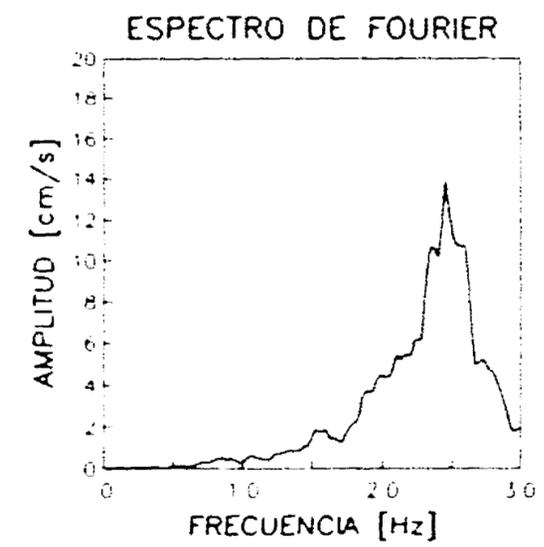
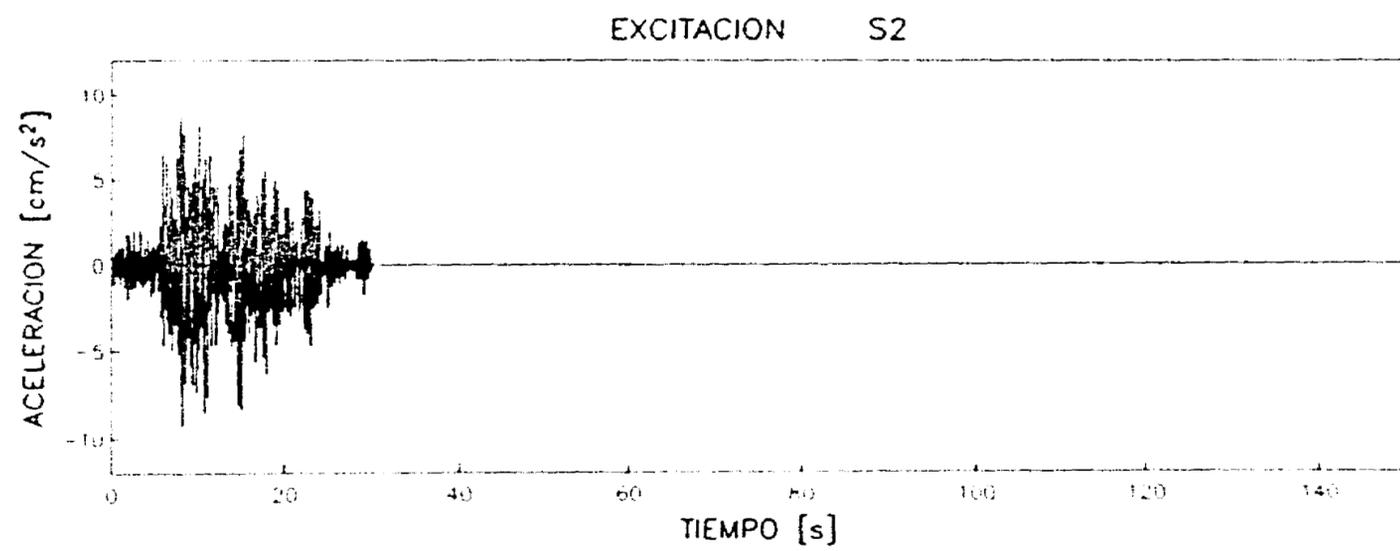
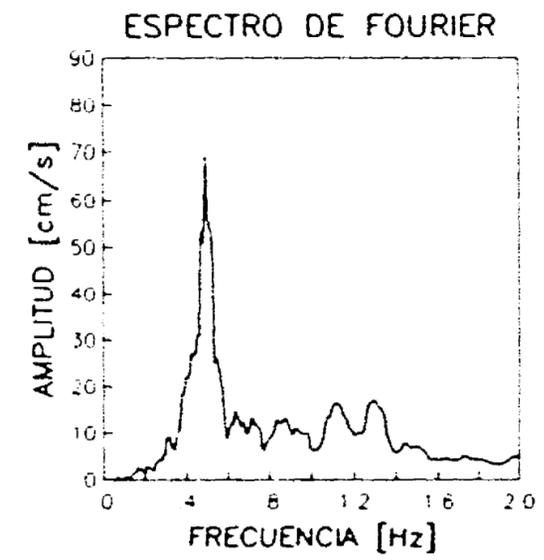
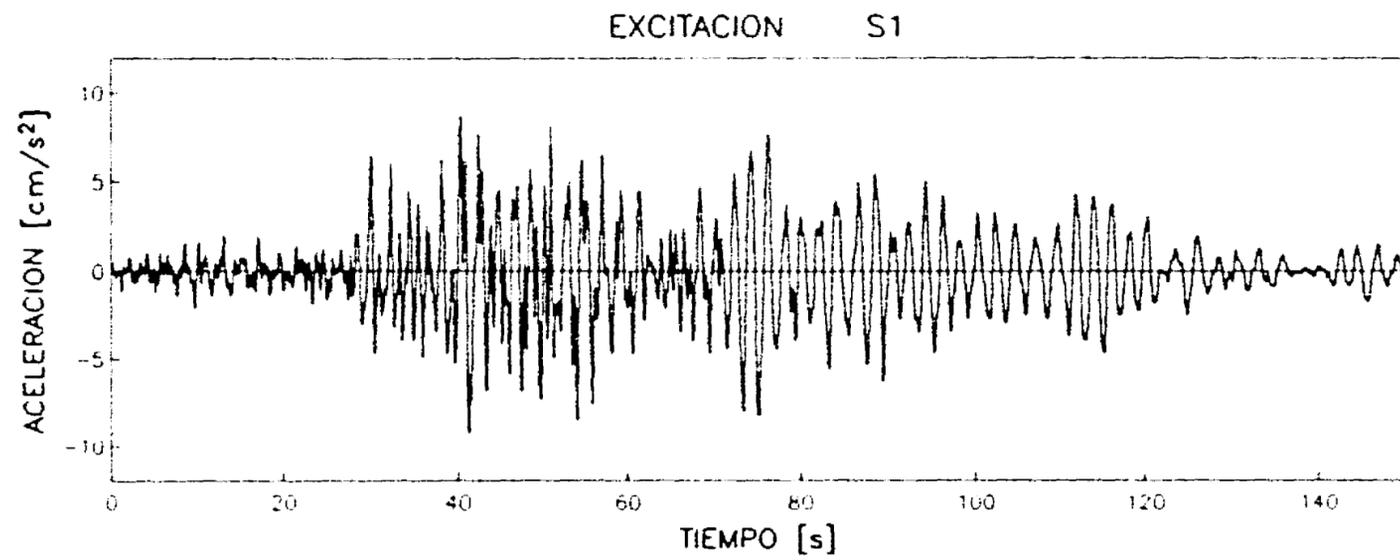


Figura 5 Señales de excitación S_1 y S_2

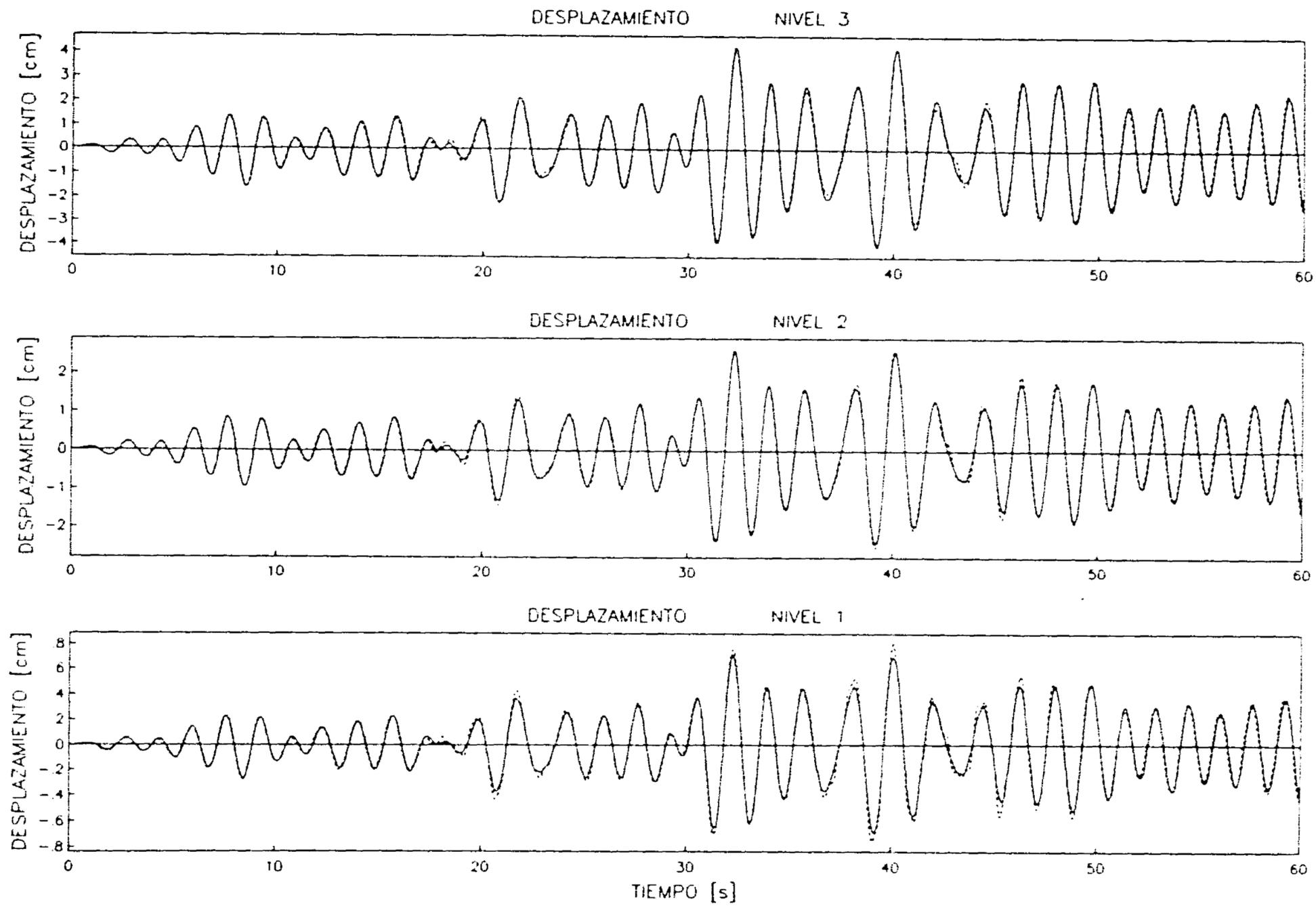


Figura 6 Comparación entre los desplazamientos reales (línea continua) y los obtenidos con el modelo de cortante (línea punteada) con señal de entrada S_1

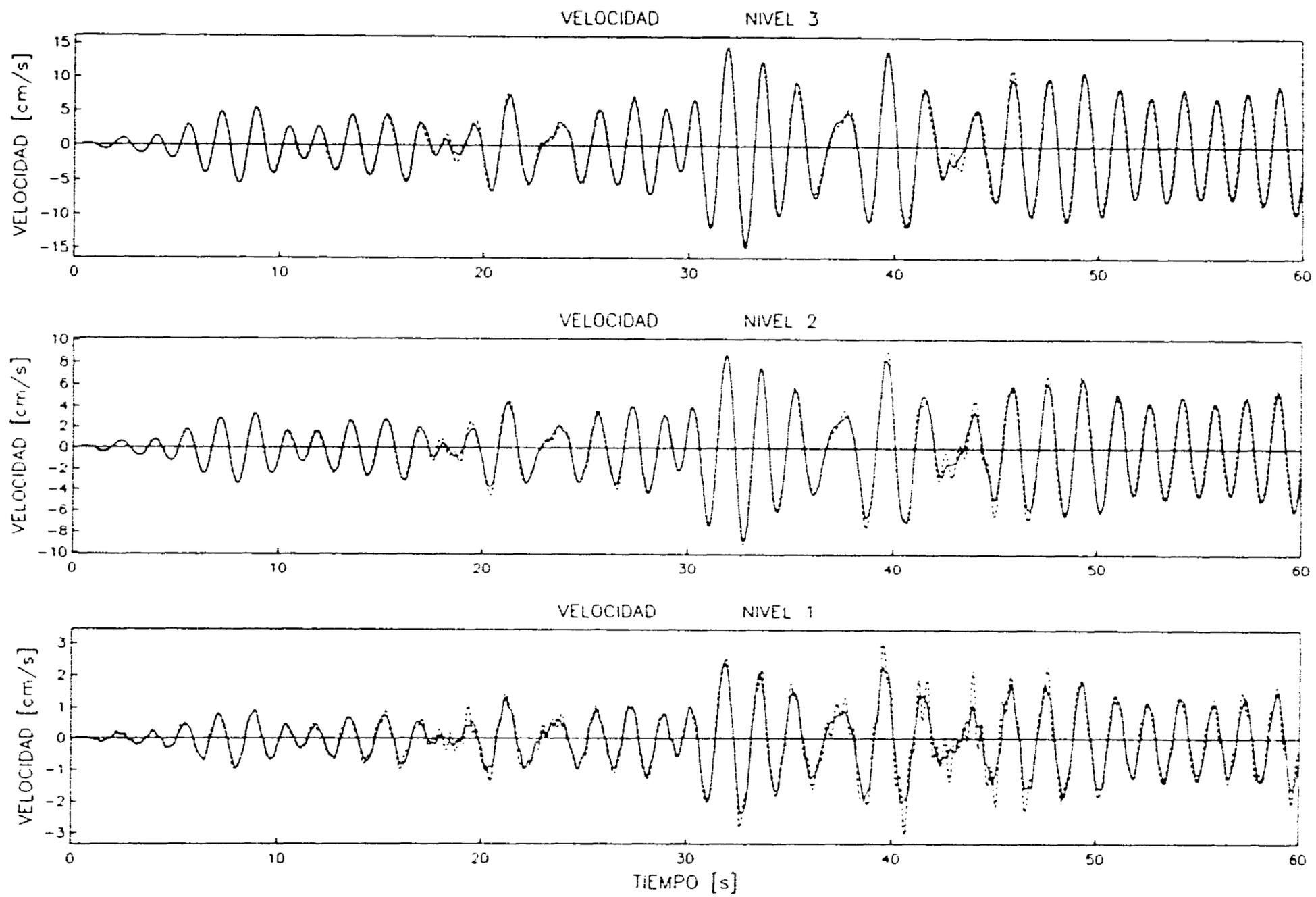


Figura 7 Comparación entre las velocidades reales (línea continua) y las obtenidas con el modelo de cortante (línea punteada) con señal de entrada S_1

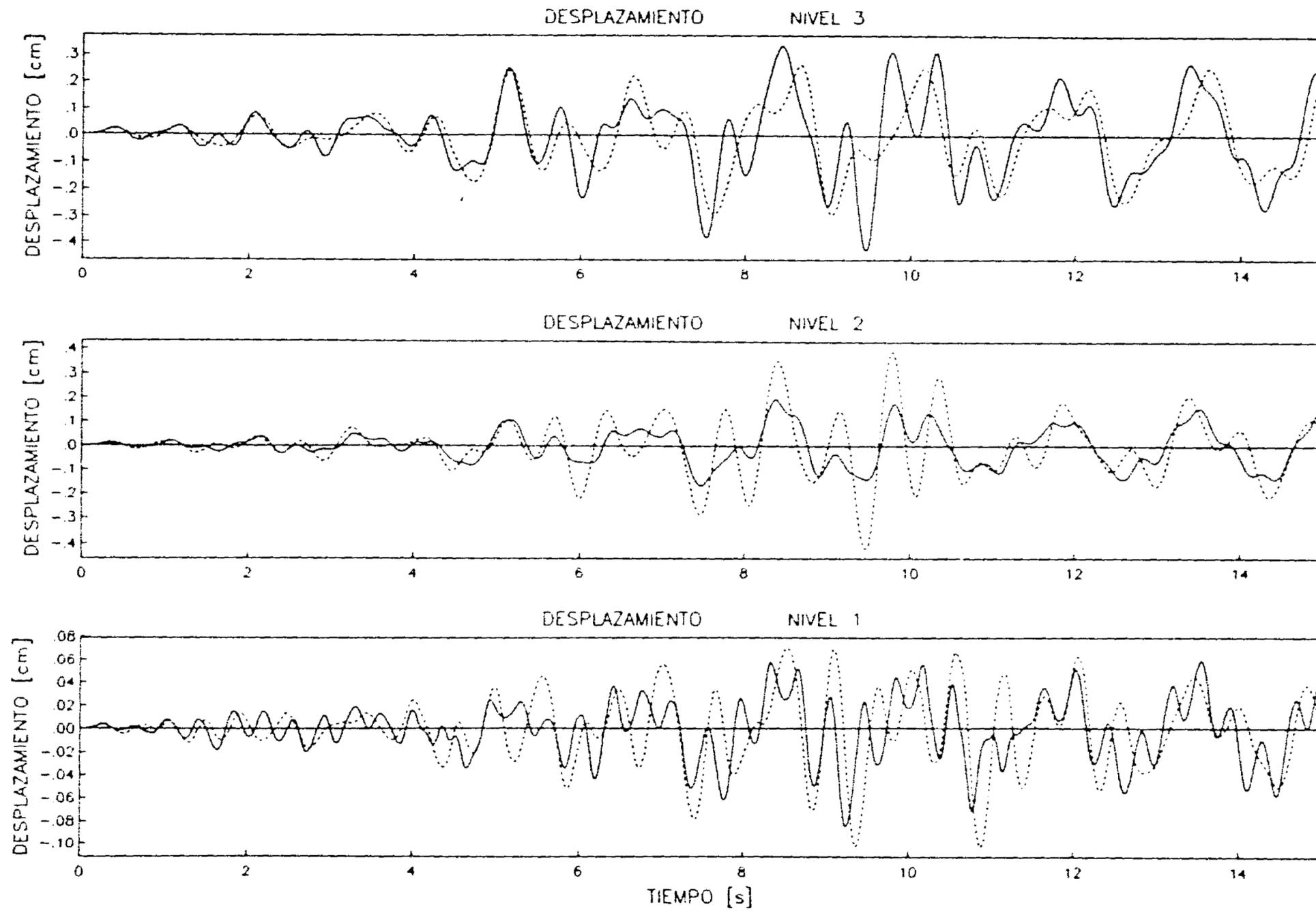


Figura 8 Comparación entre el desplazamiento real (línea continua) y el obtenido con el modelo de cortante (línea punteada) con señal de entrada S_2

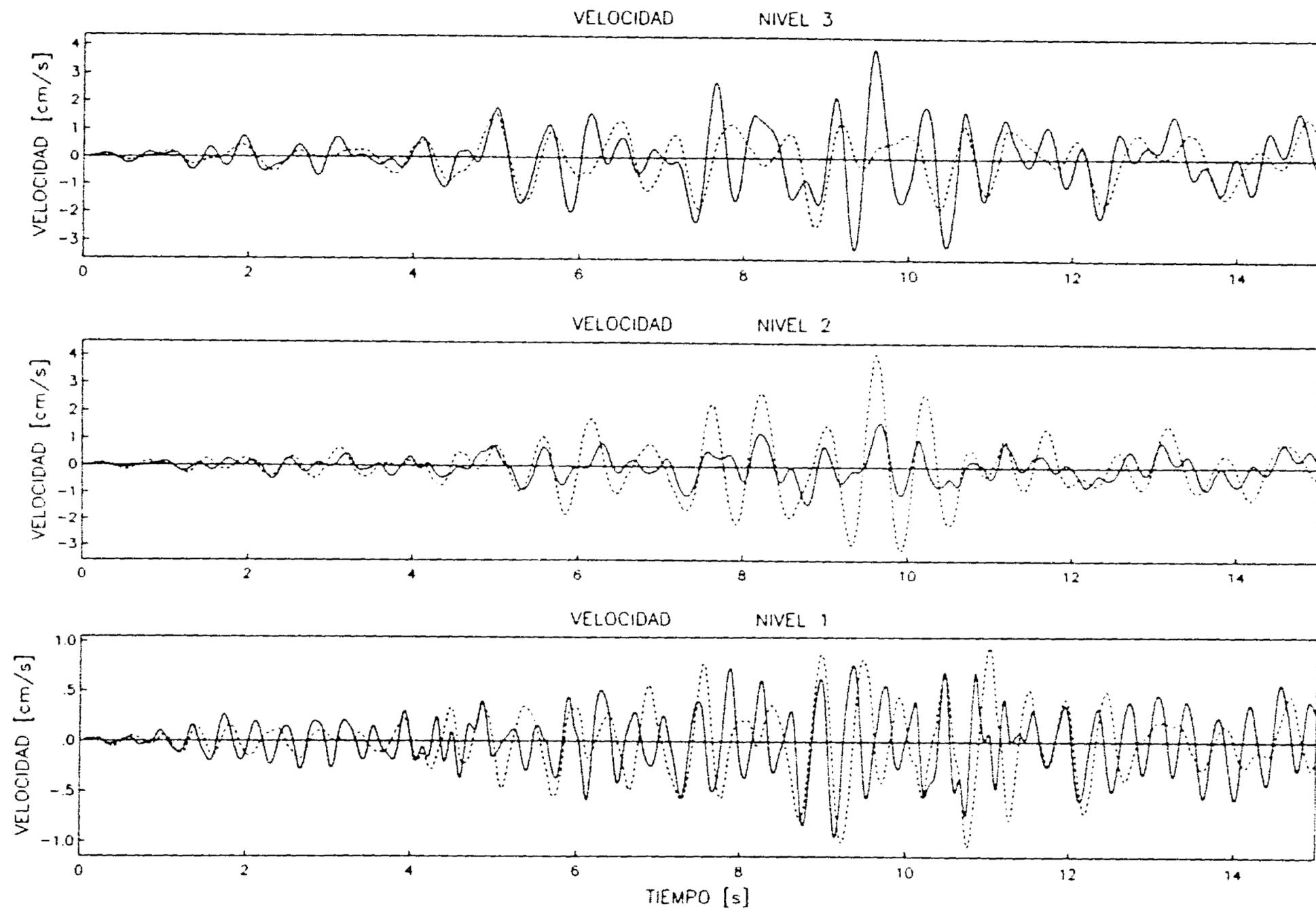


Figura 9 Comparación entre las velocidades reales (línea continua) y las obtenidas con el modelo de cortante (línea punteada) con señal de entrada S_2

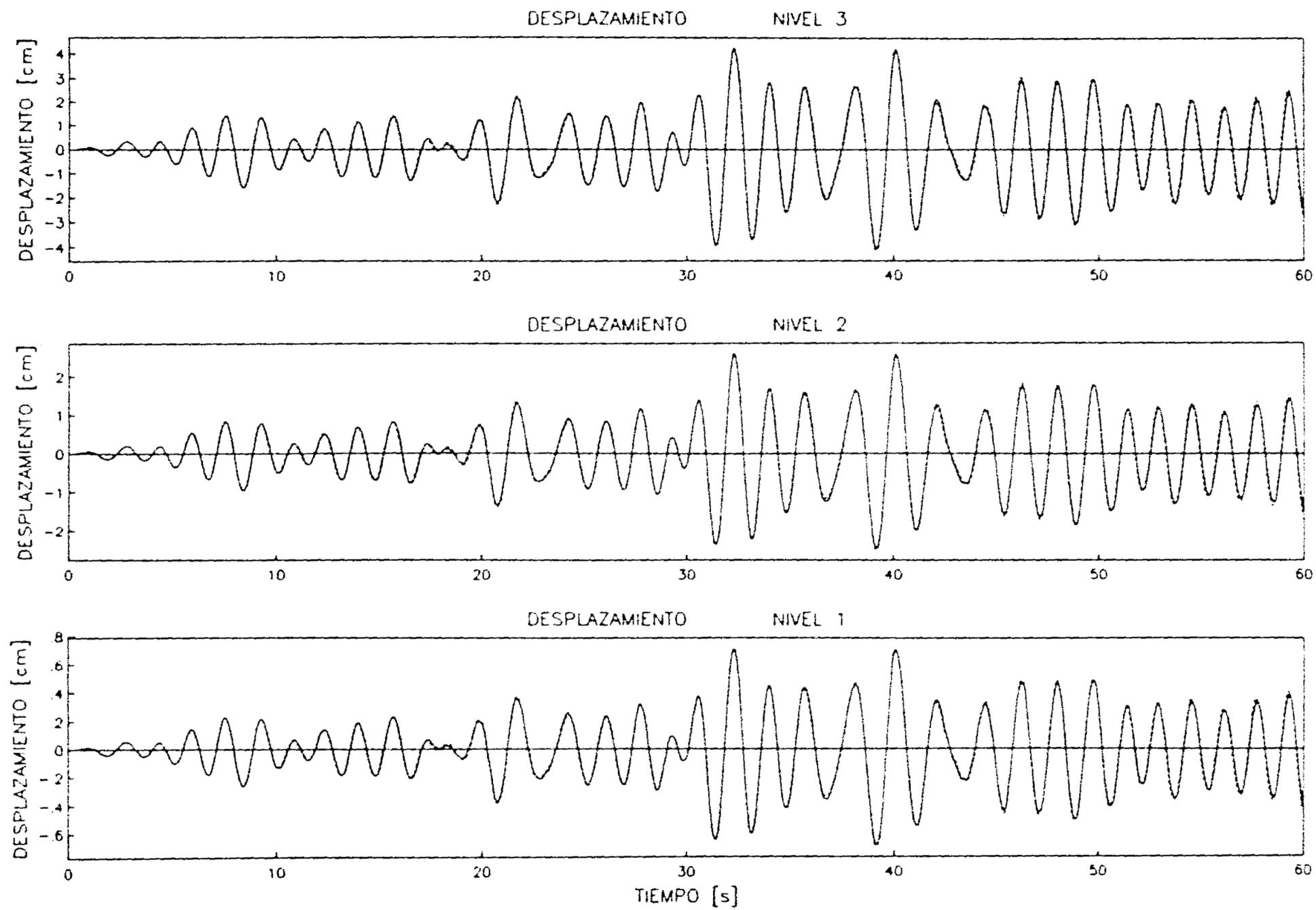


Figura 10 Comparación entre los desplazamientos reales (línea continua) y los obtenidos con el modelo de proporciones (línea punteada) con señal de entrada S_1

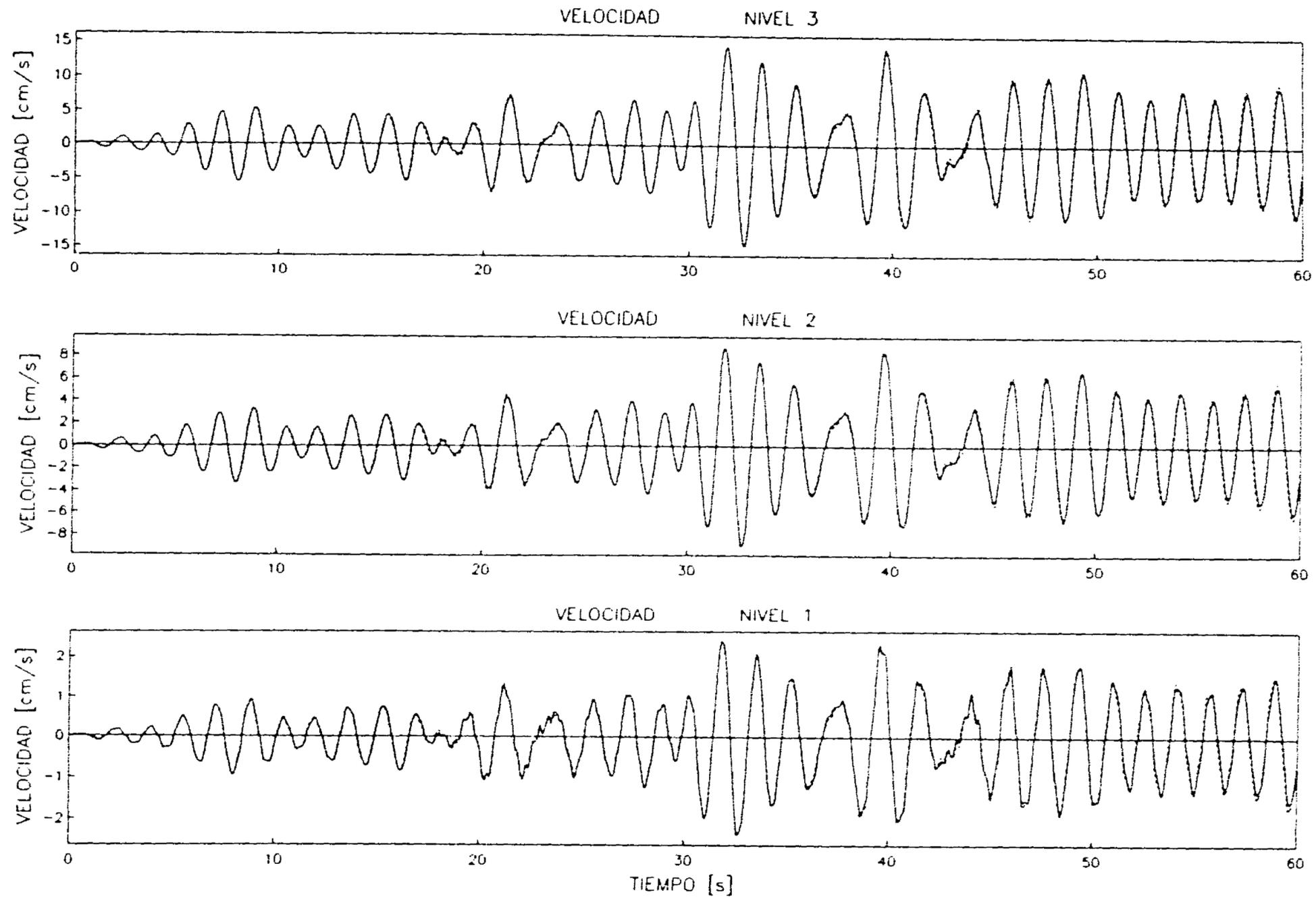


Figura 11 Comparación entre las velocidades reales (línea continua) y las obtenidas con el modelo de proporciones (línea punteada) con señal de entrada S_1

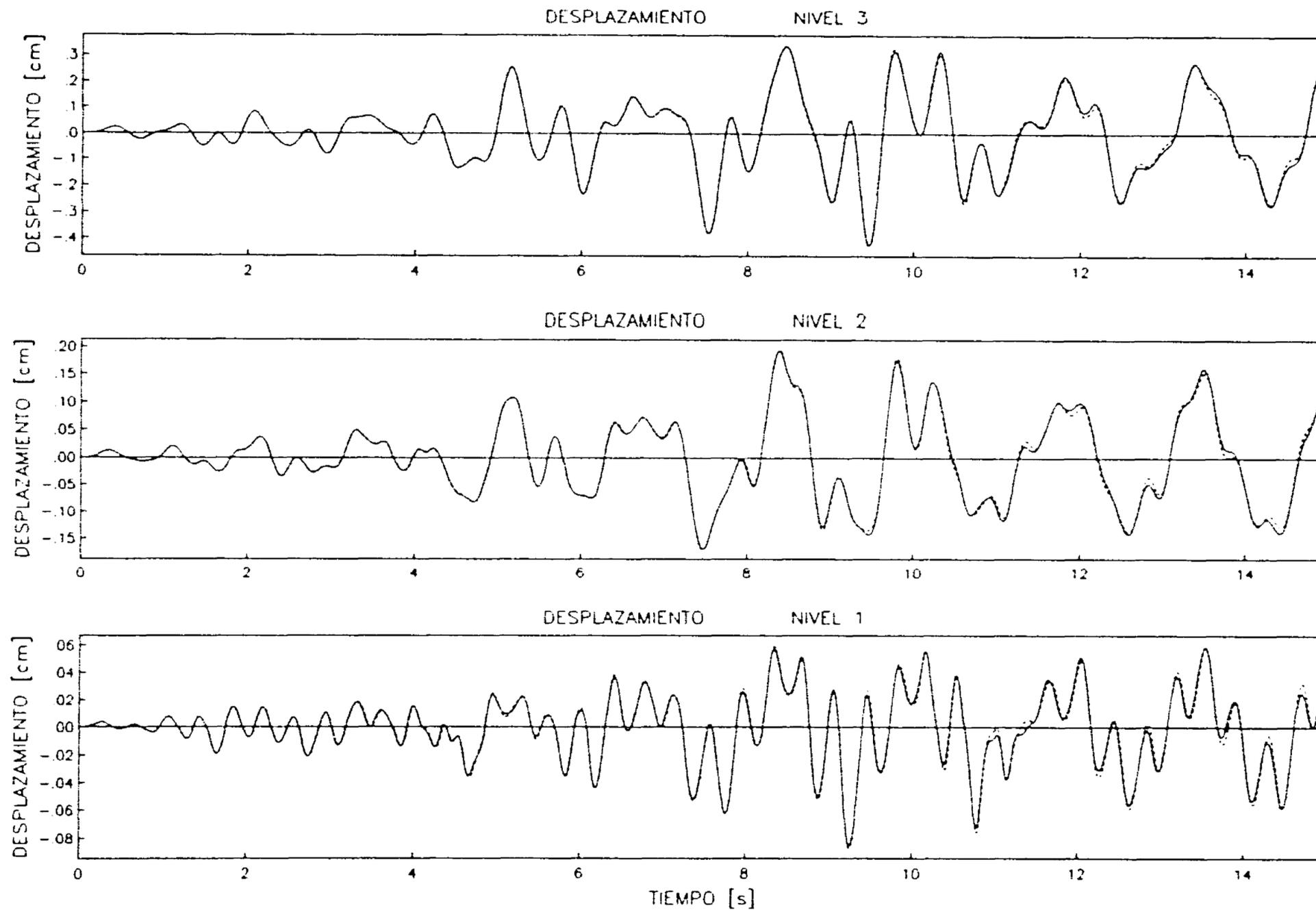


Figura 12 Comparación entre el desplazamiento real (línea continua) y el obtenido con el modelo de proporciones (línea punteada) con señal de entrada S_2

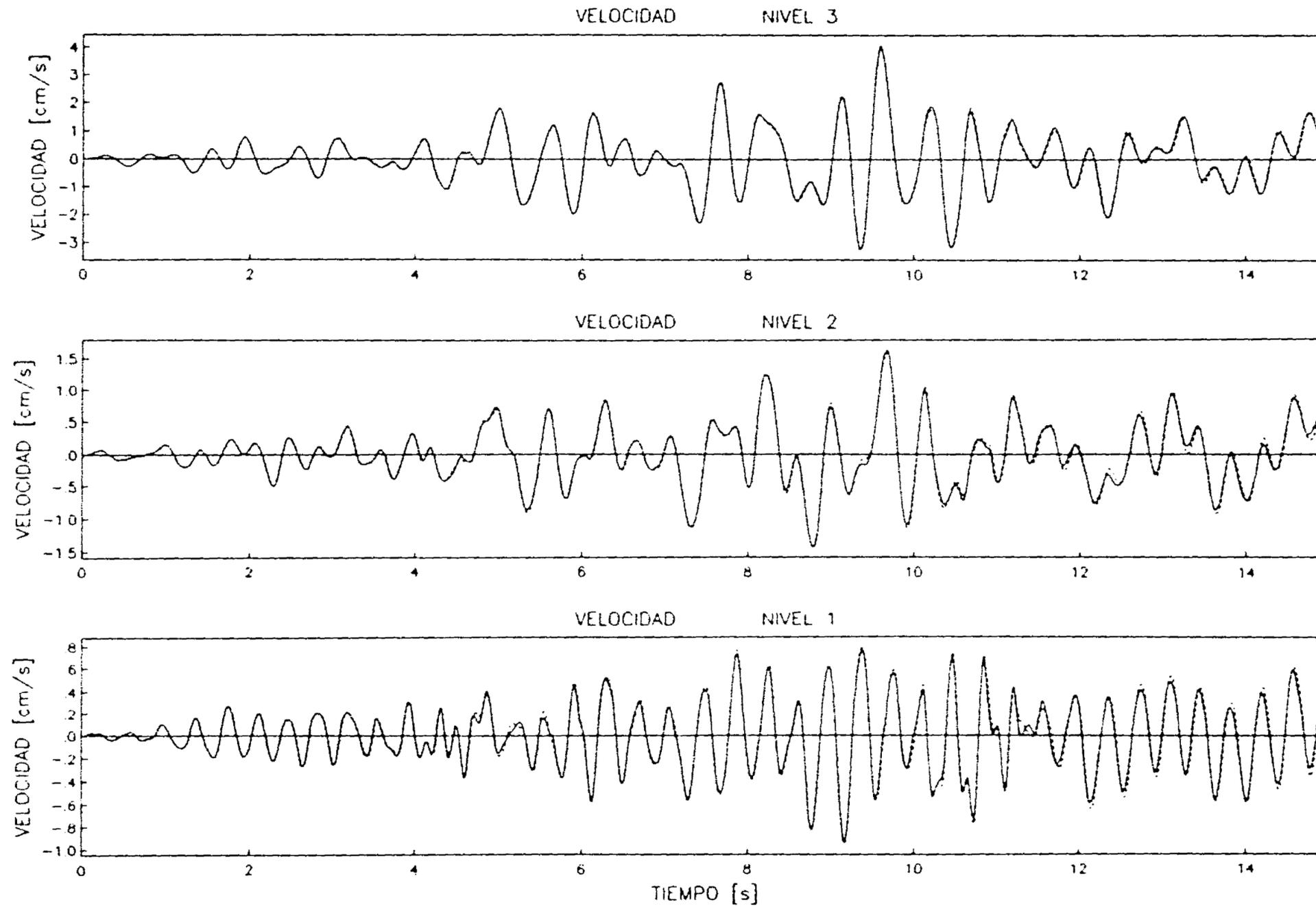


Figura 13 Comparación entre las velocidades reales (línea continua) y las obtenidas con el modelo de proporciones (línea punteada) con señal de entrada S_2

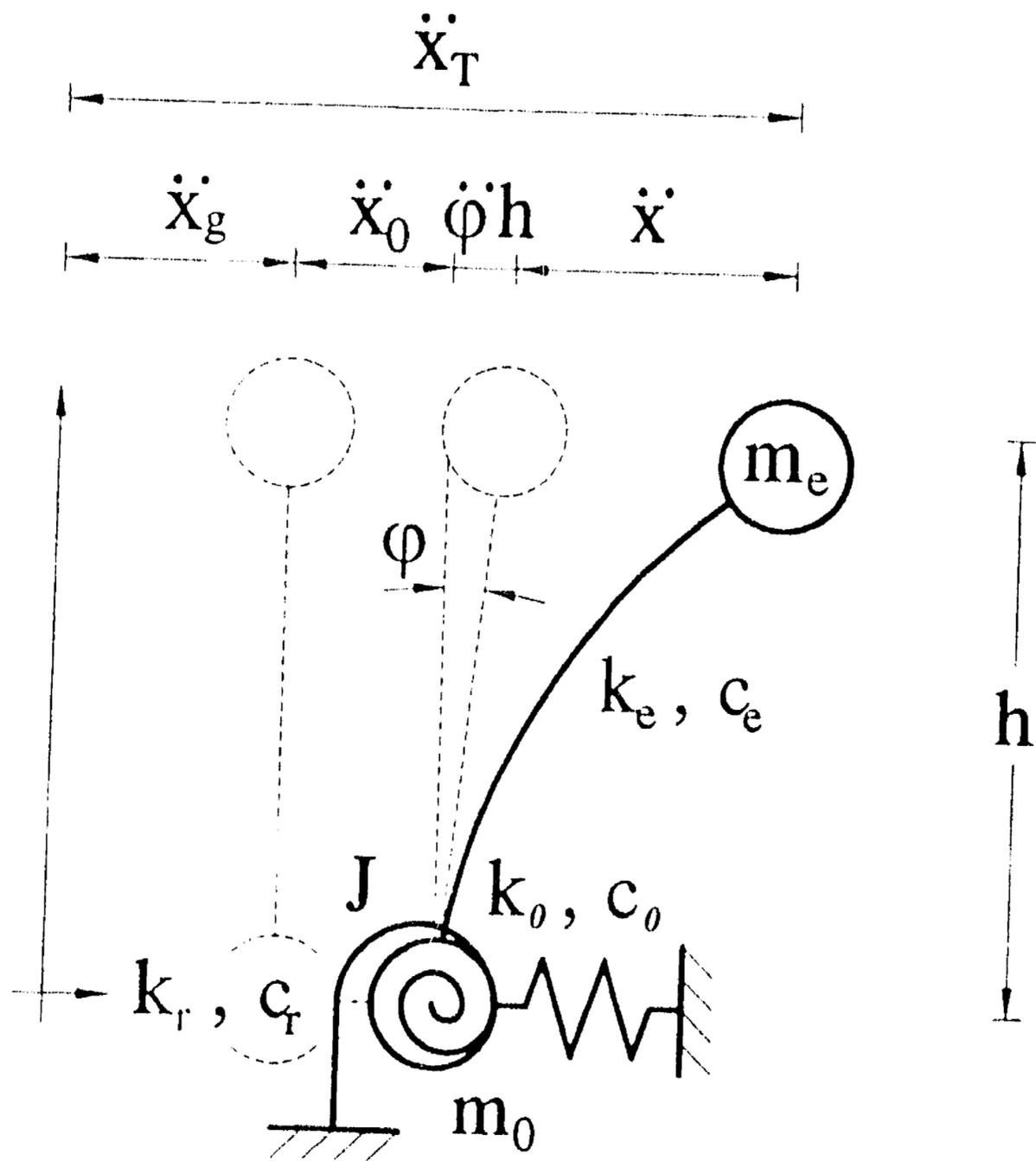


Figura 14 Modelo de tres grados de libertad 3GLISE

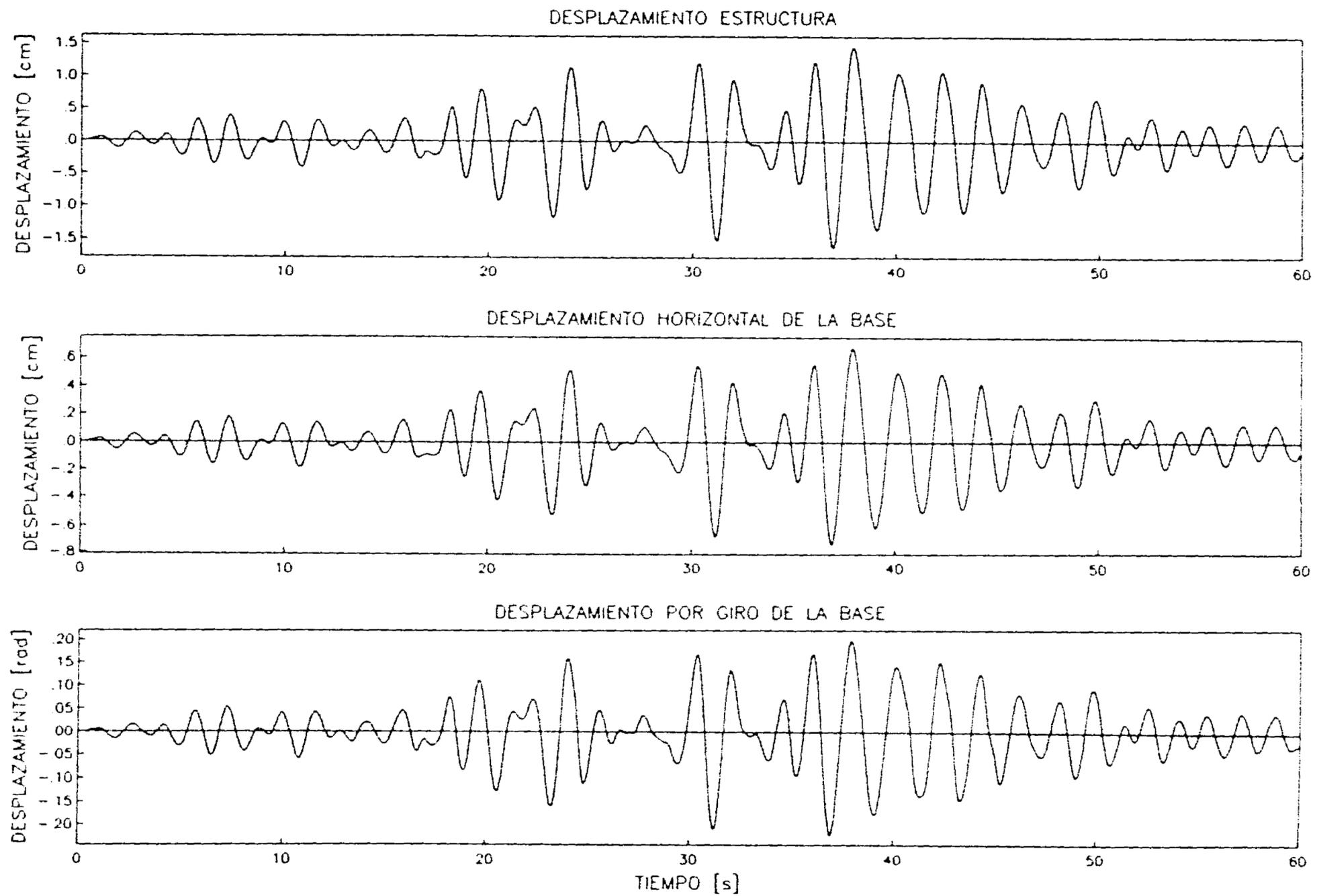


Figura 15 Comparación entre los desplazamientos reales (línea continua) y los obtenidos con los parámetros estimados en el caso 1 (línea punteada)

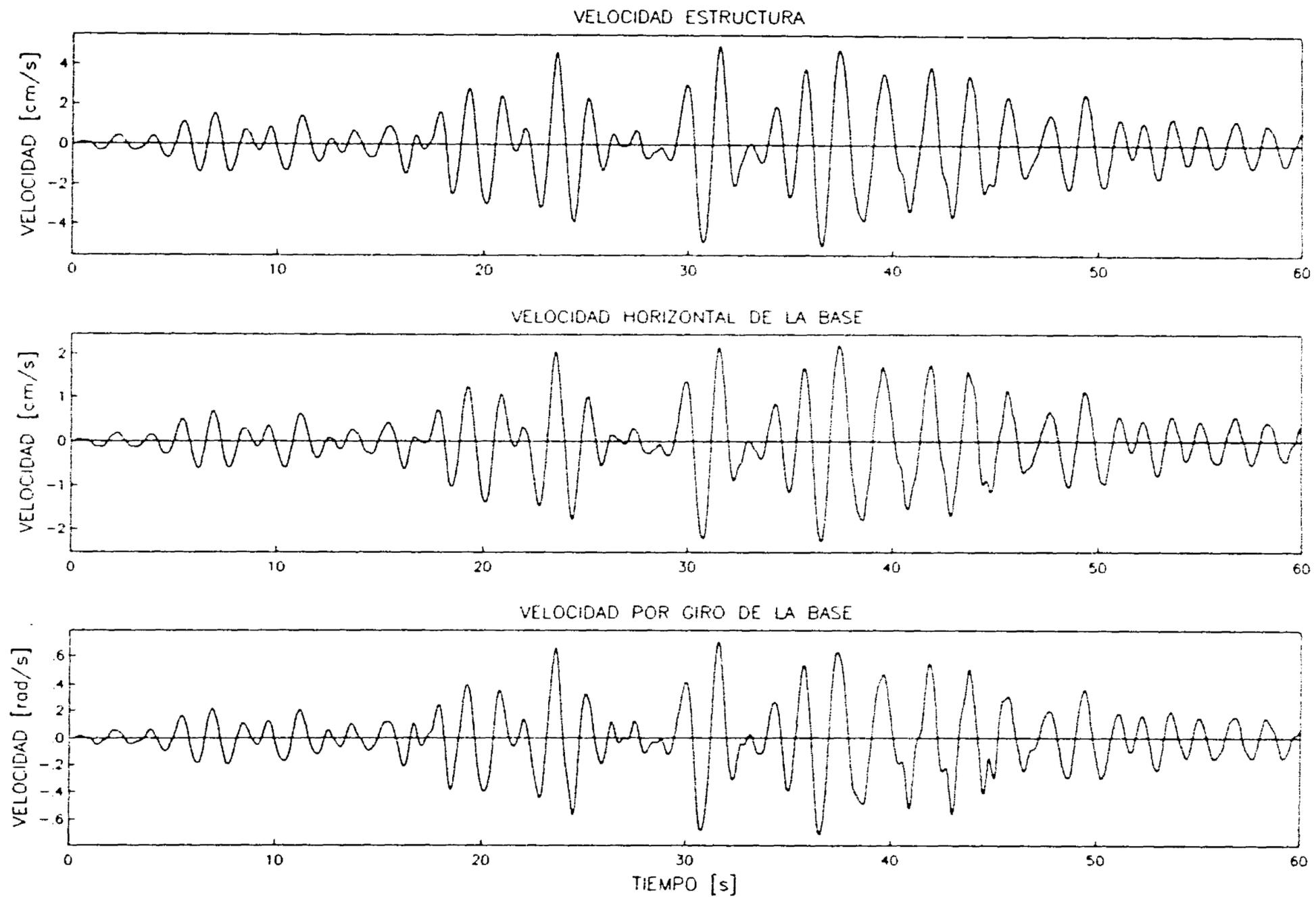


Figura 16 Comparación entre las velocidades reales (línea continua) y las obtenidas con los parámetros estimados en el caso 1 (línea punteada)

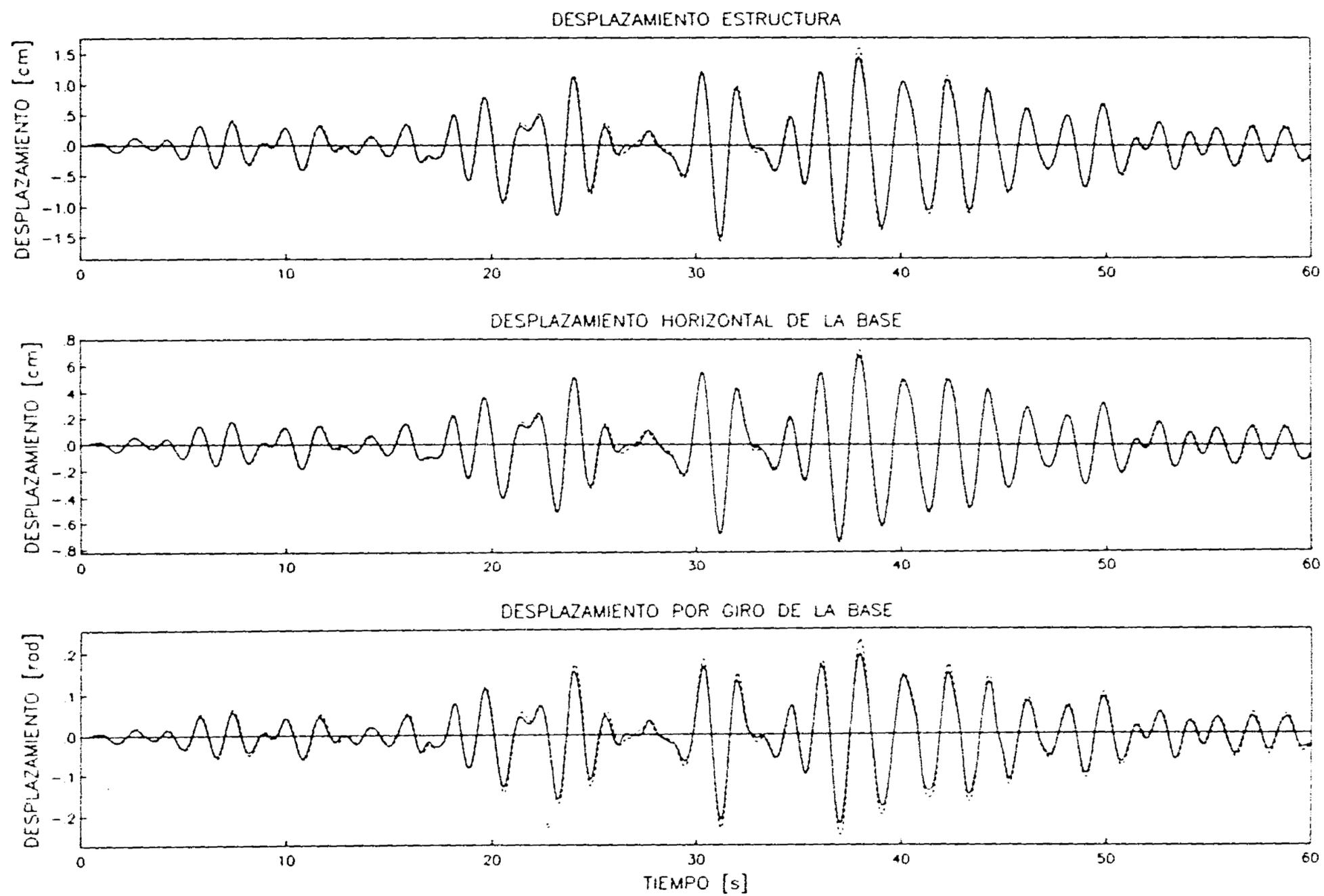


Figura 17 Comparación entre los desplazamientos reales (línea continua) y los obtenidos con los parámetros estimados en el caso 2 (línea punteada)

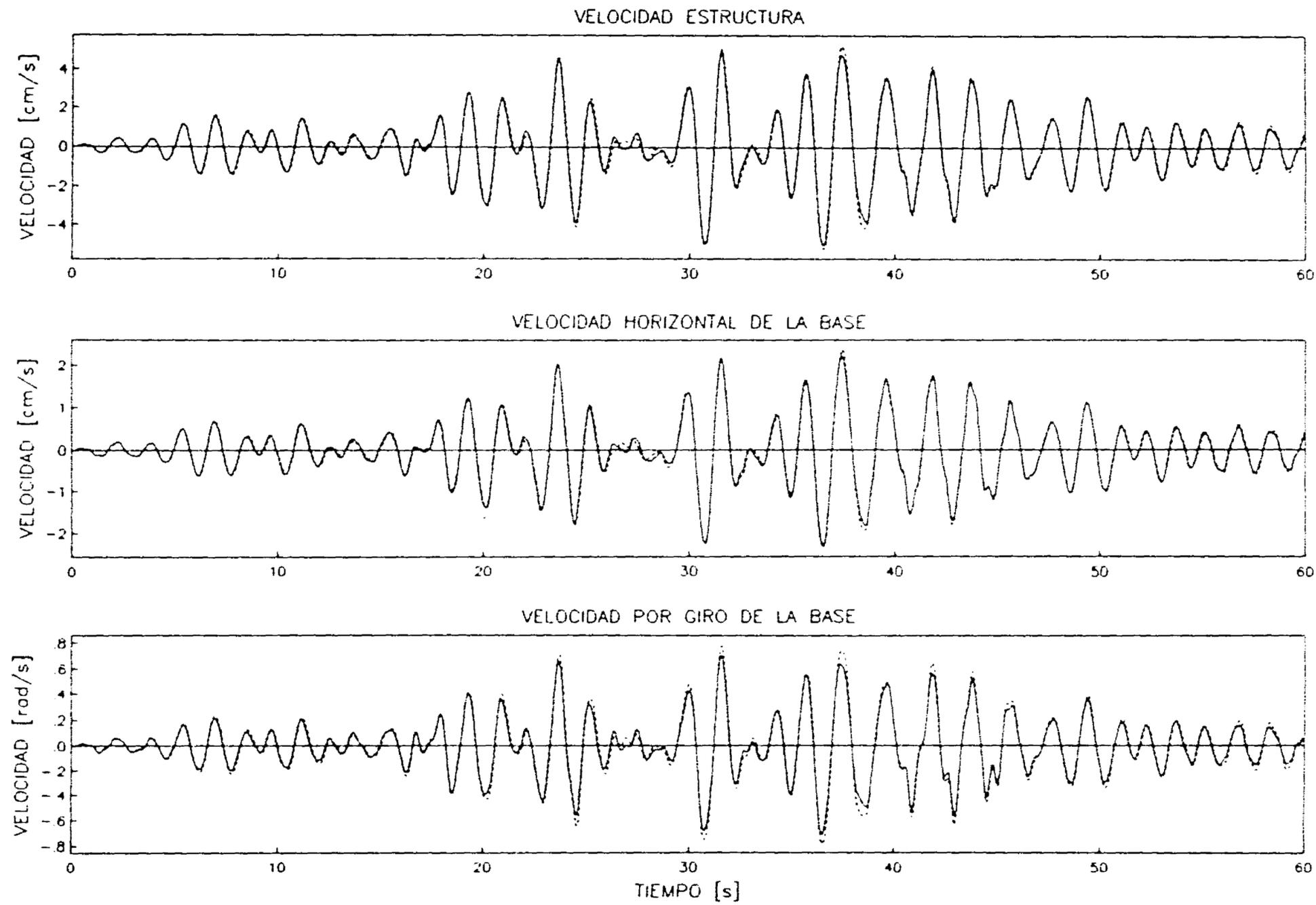


Figura 18 Comparación entre las velocidades reales (línea continua) y las obtenidas con los parámetros estimados en el caso 2 (línea punteada)

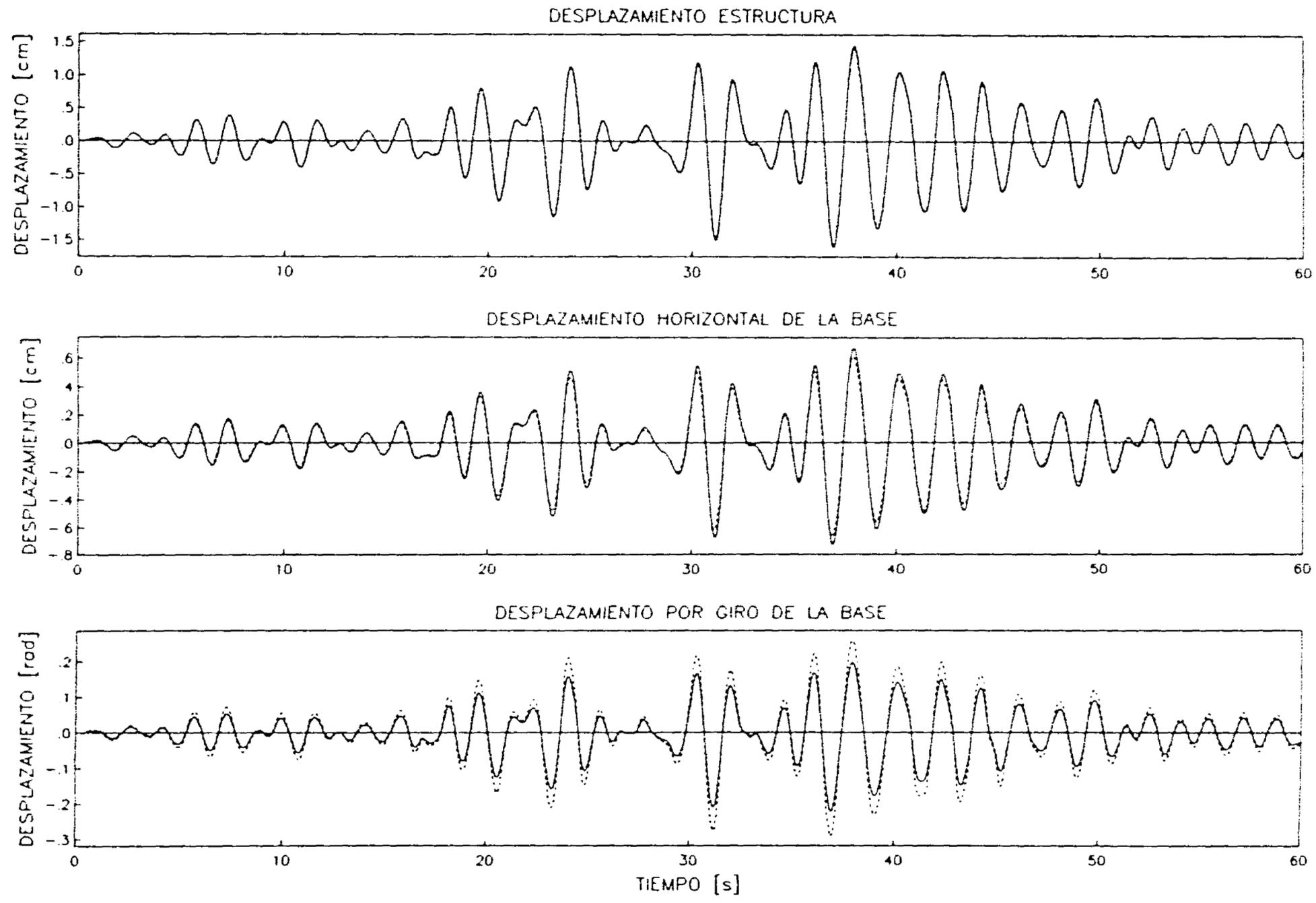


Figura 19 Comparación entre los desplazamientos reales (línea continua) y los obtenidos con los parámetros estimados en el caso 3 (línea punteada)

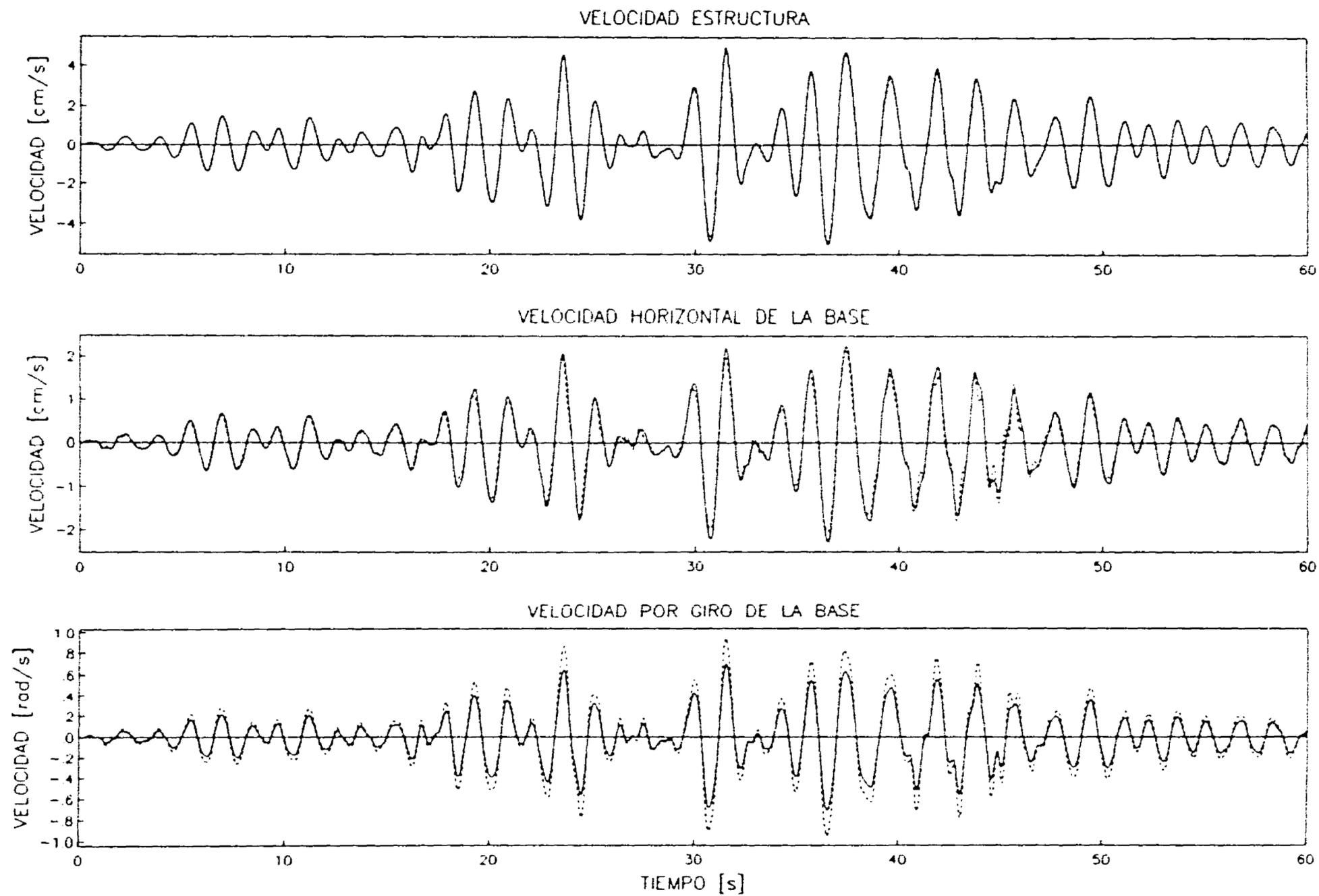


Figura 20 Comparación entre las velocidades reales (línea continua) y las obtenidas con los parámetros estimados en el caso 3 (línea punteada)

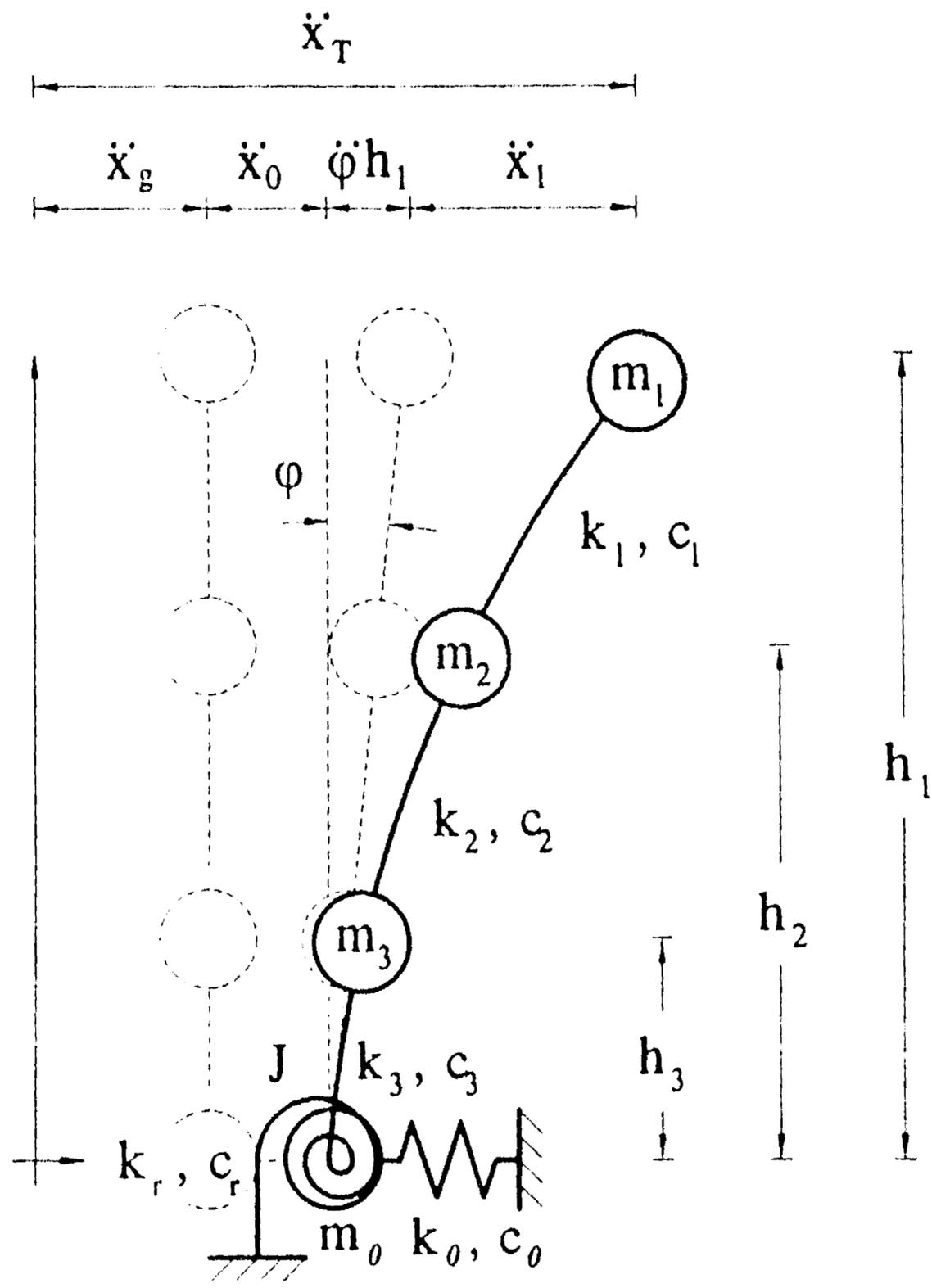


Figura 21 Modelo de cinco grados de libertad 5GL

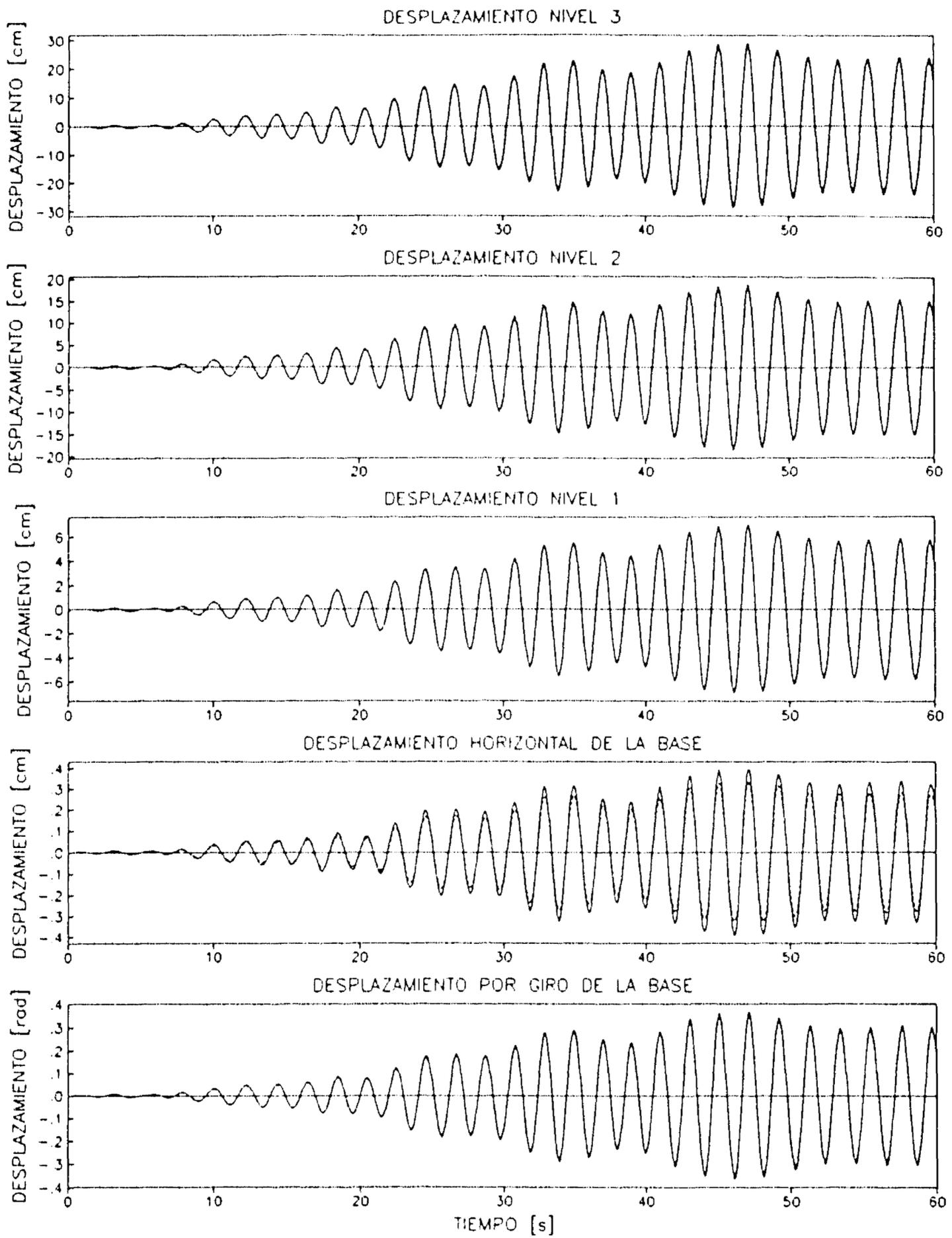


Figura 22 Comparación entre los desplazamientos reales (línea continua) y los obtenidos con el modelo de cortante (línea punteada) con señal de entrada S_1

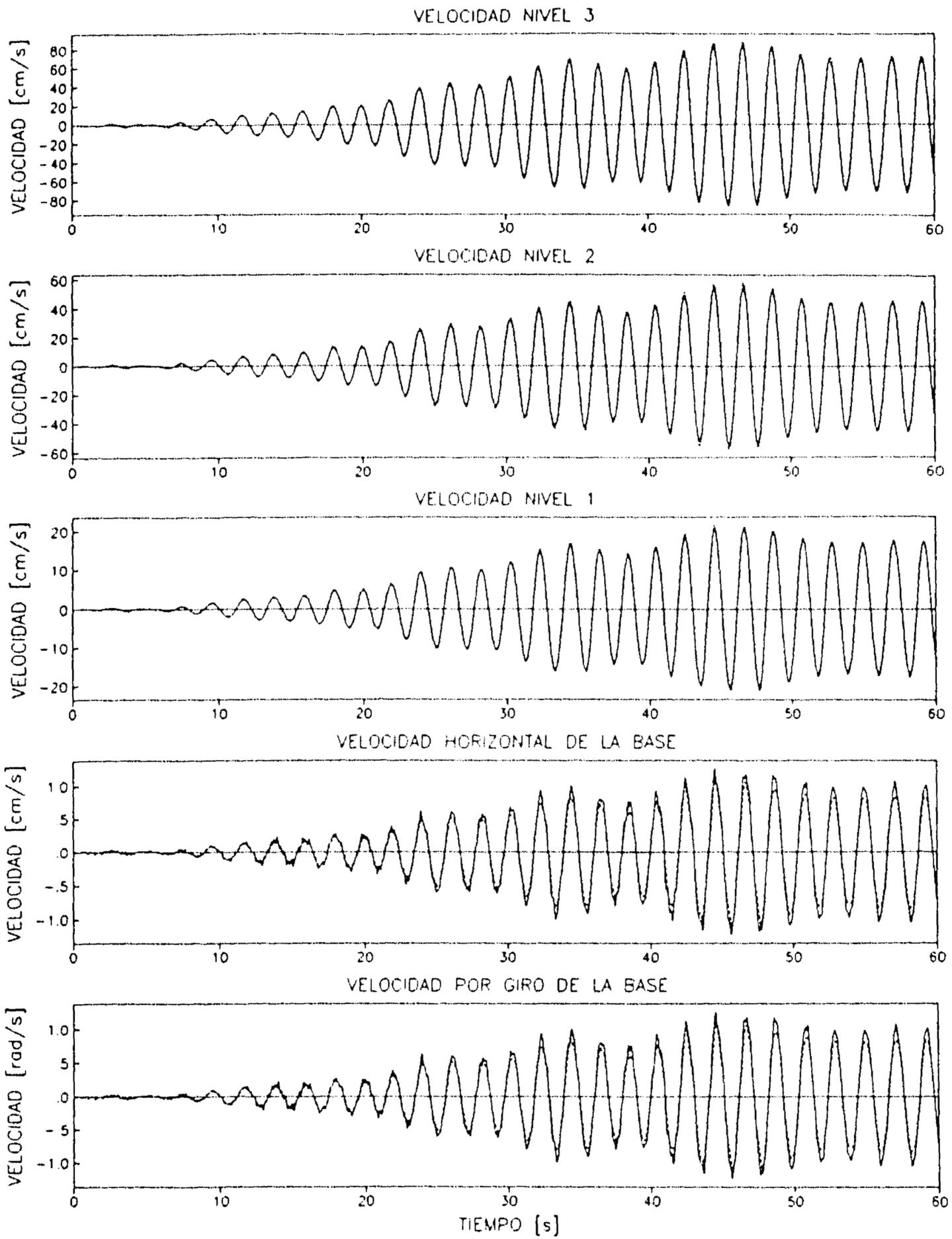


Figura 23 Comparación entre las velocidades reales (línea continua) y las obtenidas con el modelo de cortante (línea punteada) con señal de entrada S_1

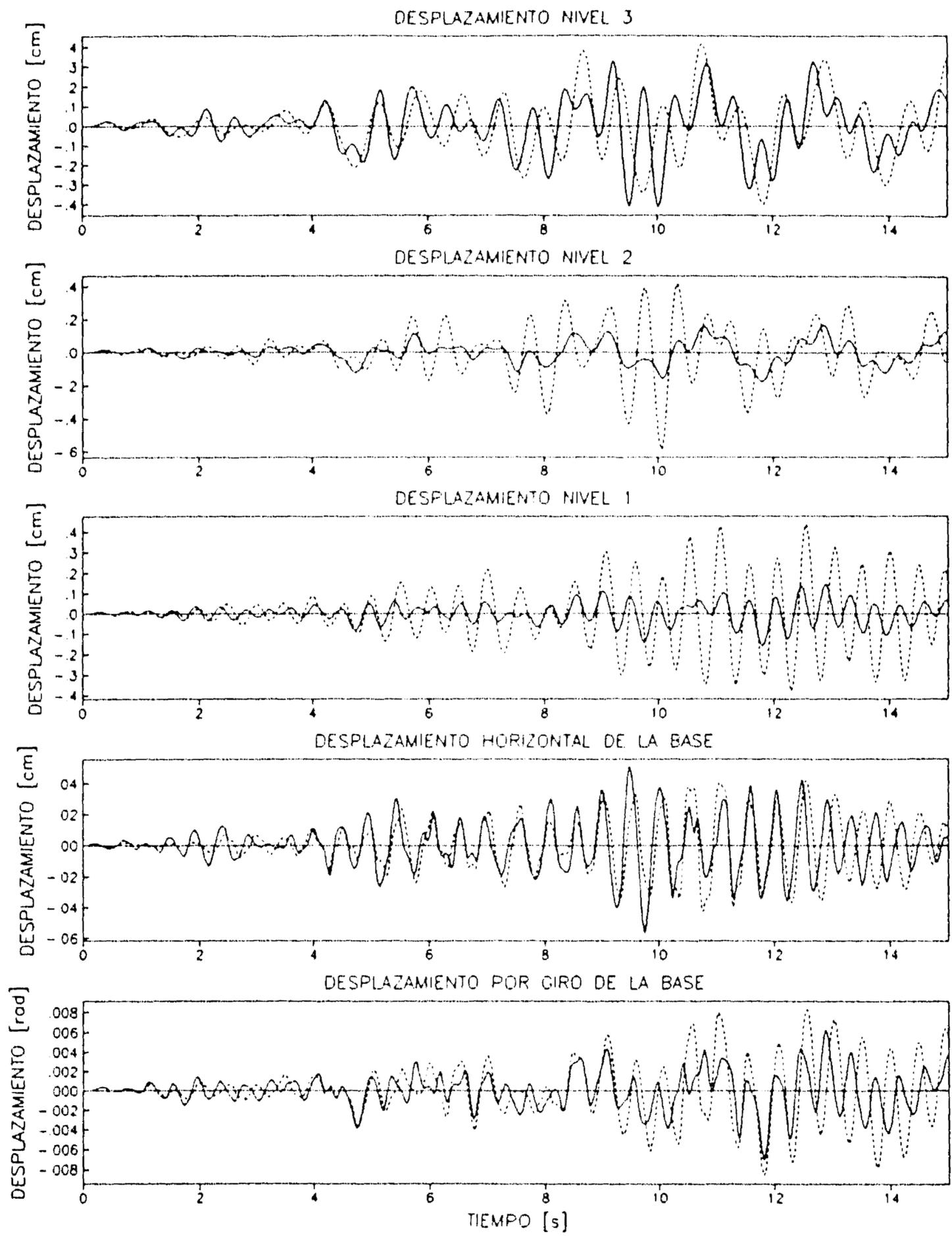


Figura 24 Comparación entre los desplazamientos reales (línea continua) y los obtenidos con el modelo de proporciones (línea punteada) con señal de entrada S_2

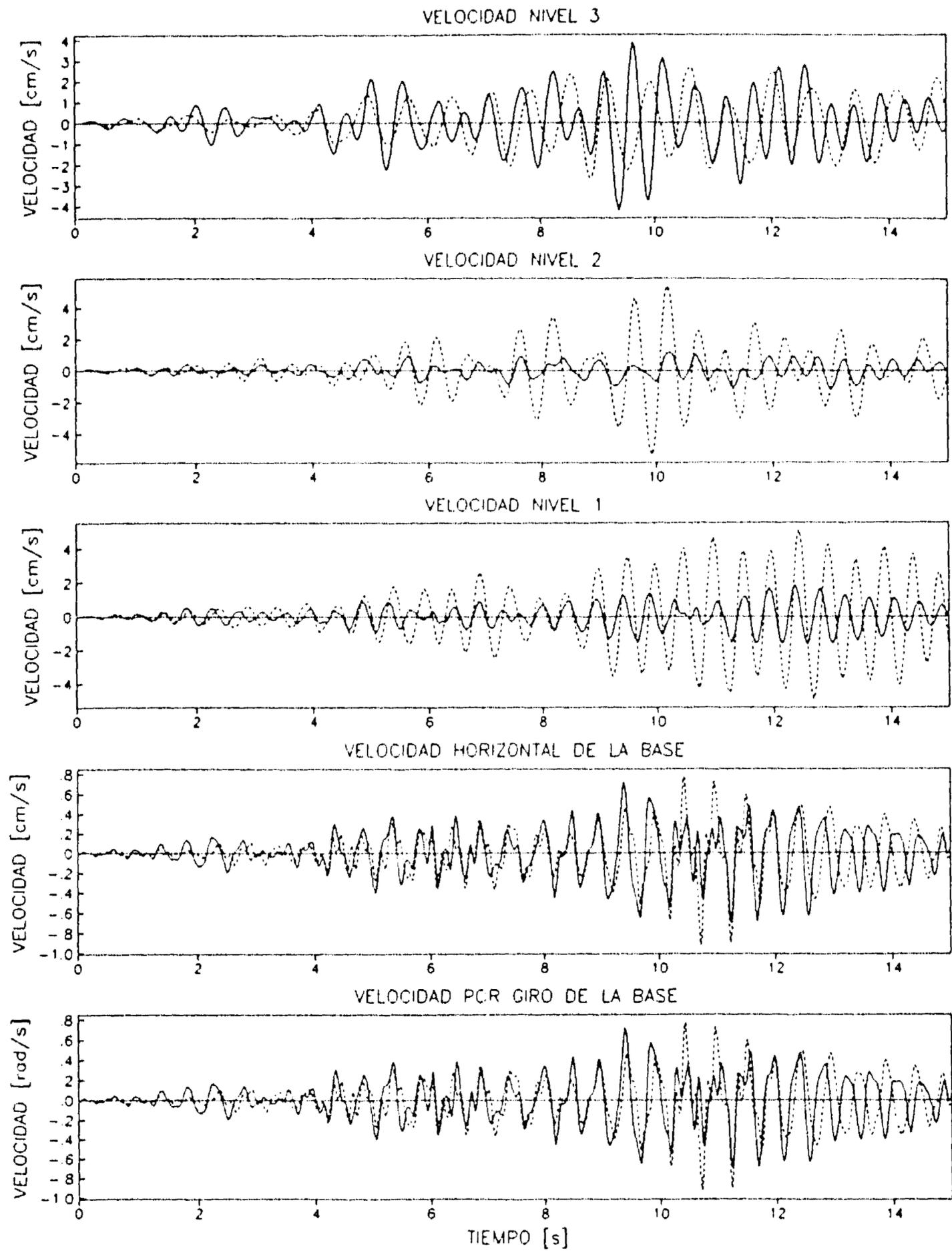


Figura 25 Comparación entre las velocidades reales (línea continua) y las obtenidas con el modelo de proporciones (línea punteada) con señal de entrada S_2

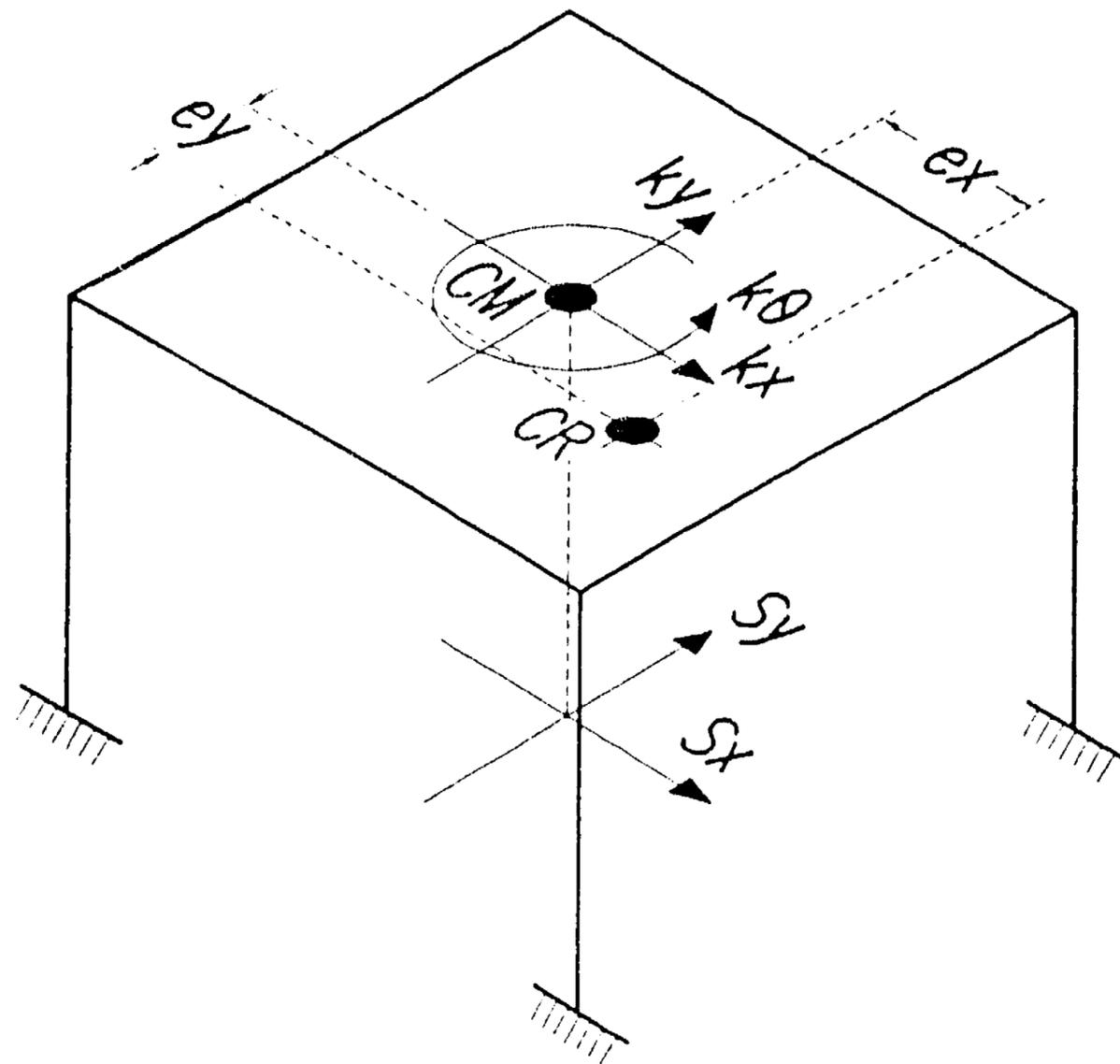


Figura 26 Modelo de tres grados de libertad 3GLT

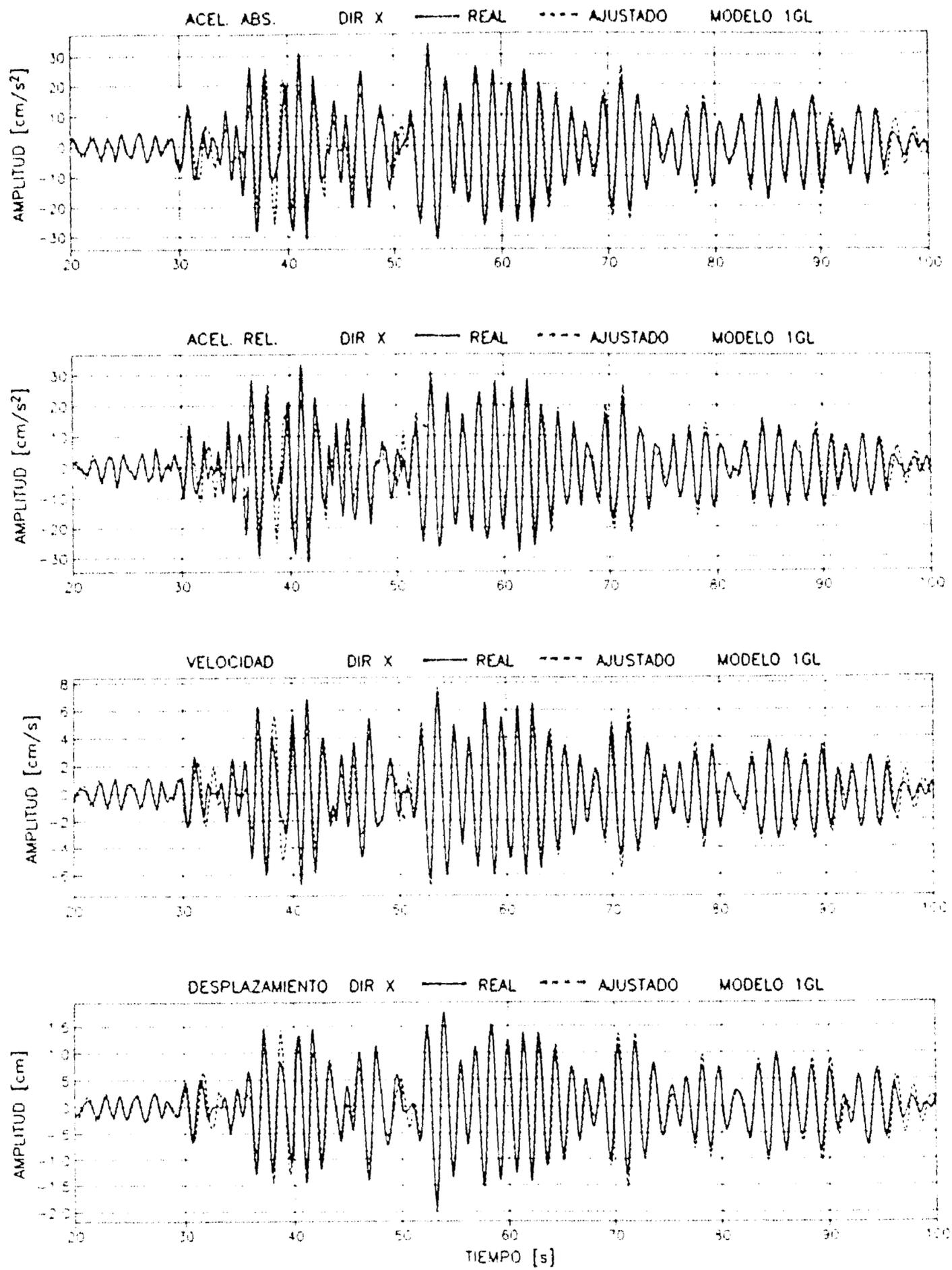


Figura 27 Comparación de la respuesta real con la del modelo equivalente en la dirección x

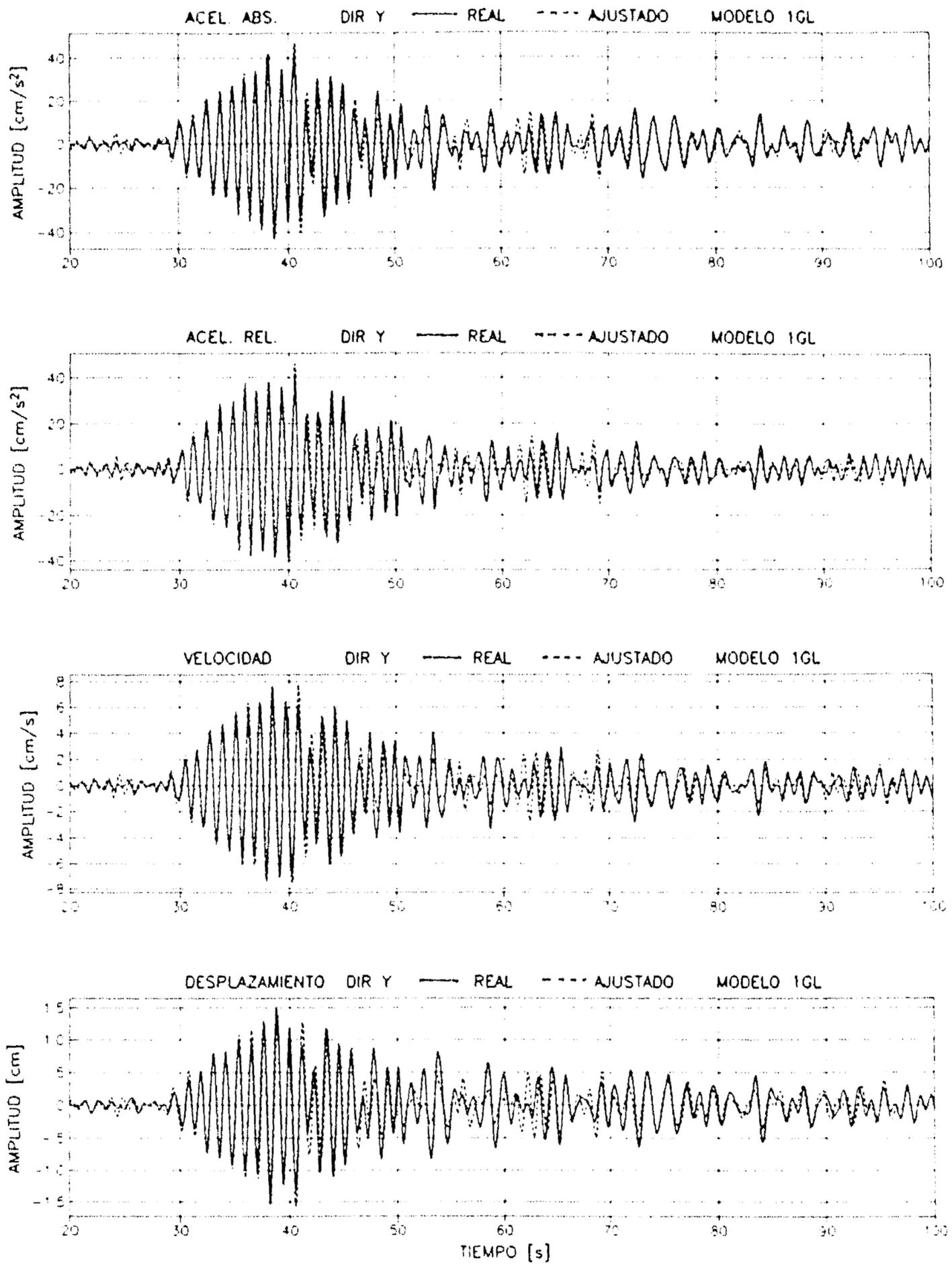


Figura 28 Comparación de la respuesta real con la del modelo equivalente en la dirección y

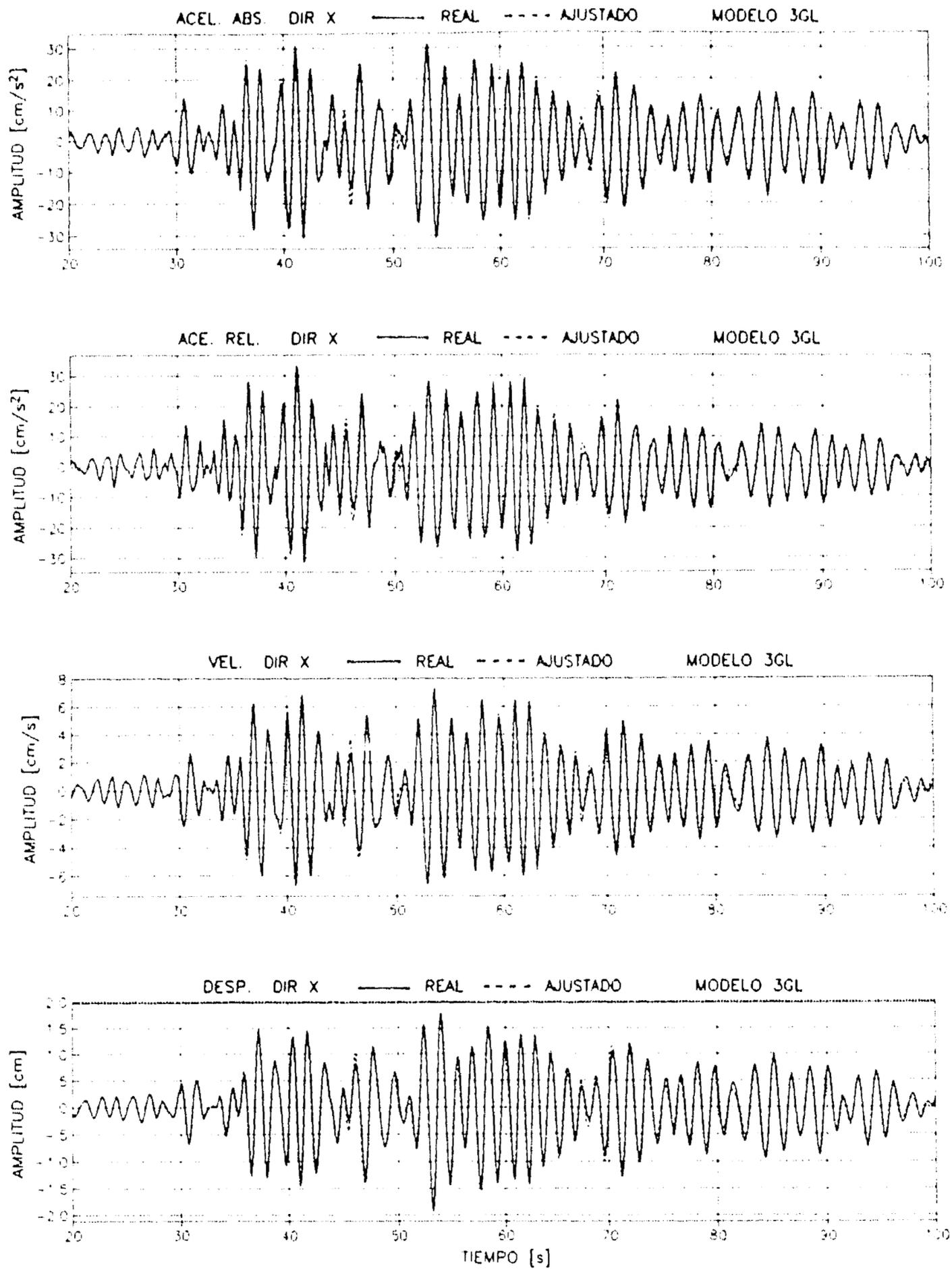


Figura 29 Comparación de la respuesta real con la del modelo 3GLT en la dirección x

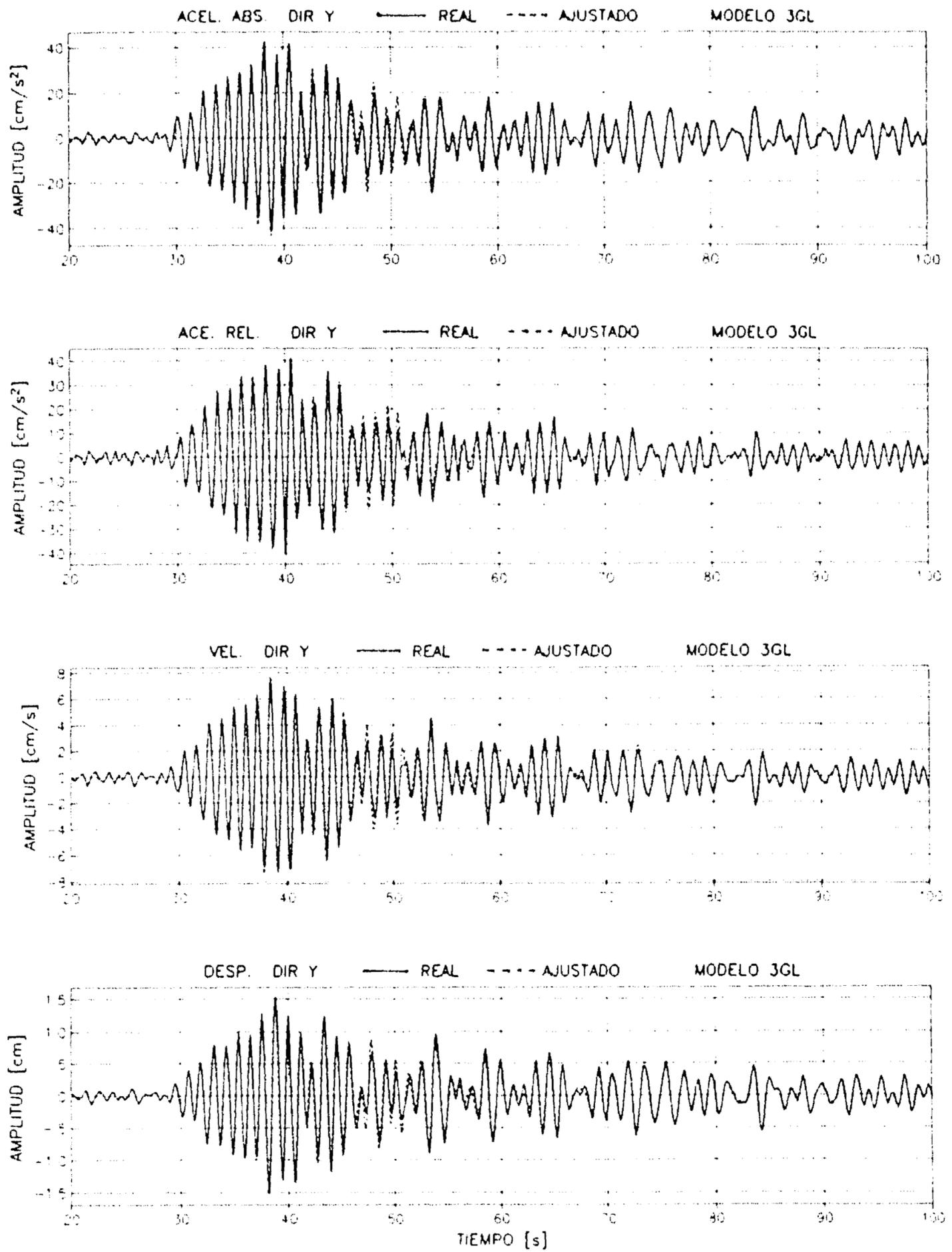


Figura 30 Comparación de la respuesta real con la del modelo 3GLT en la dirección y

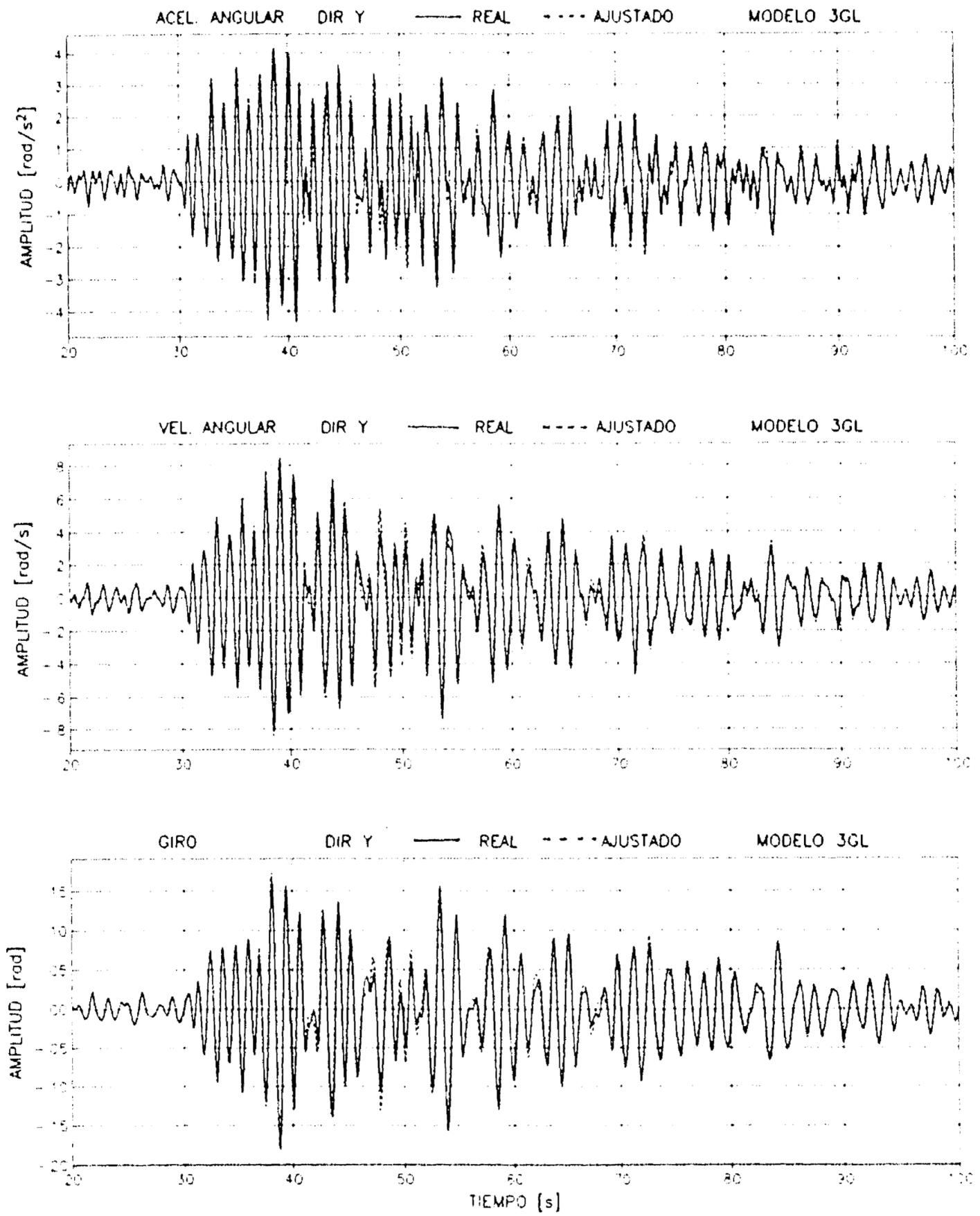
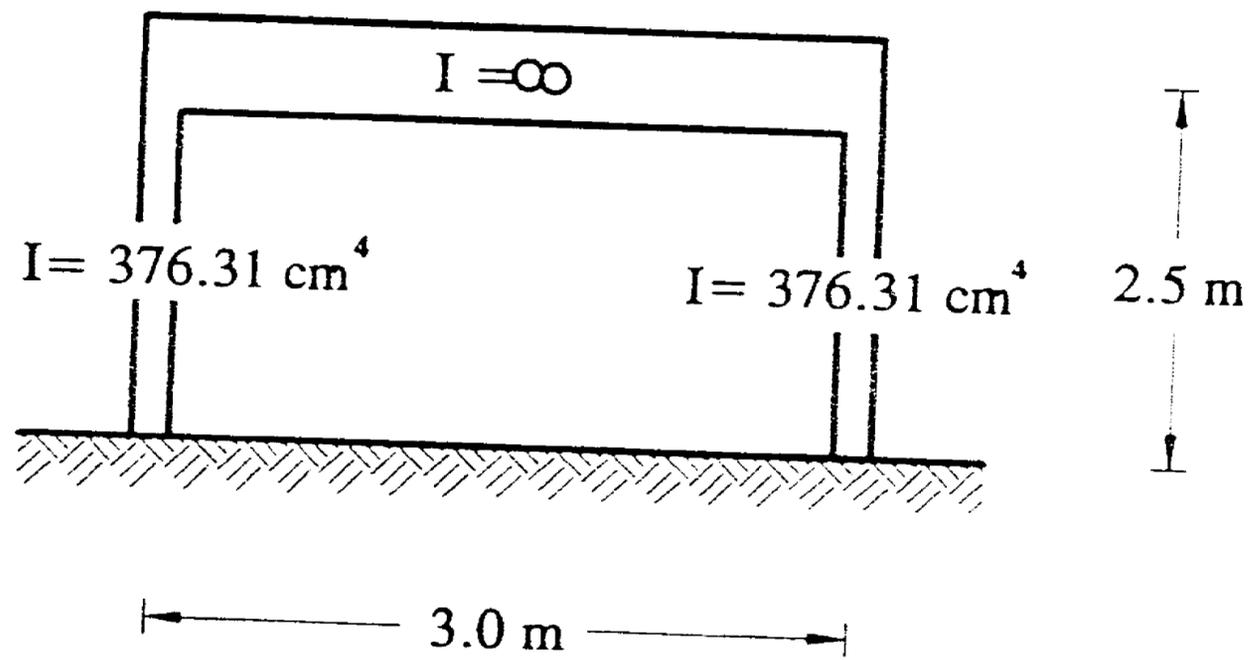


Figura 31 Comparación de la respuesta real con la del modelo 3GLT en torsión



Datos: $T = 1.77 \text{ s}$
 $\xi = 4.27 \%$
 $m = 9.174 \text{ kg}^2\text{s} / \text{cm}$
 $E = 2.0 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$
 $C_s = 0.20$
 $e_y = 2.76 \text{ cm}$

Figura 32 Descripción del modelo A

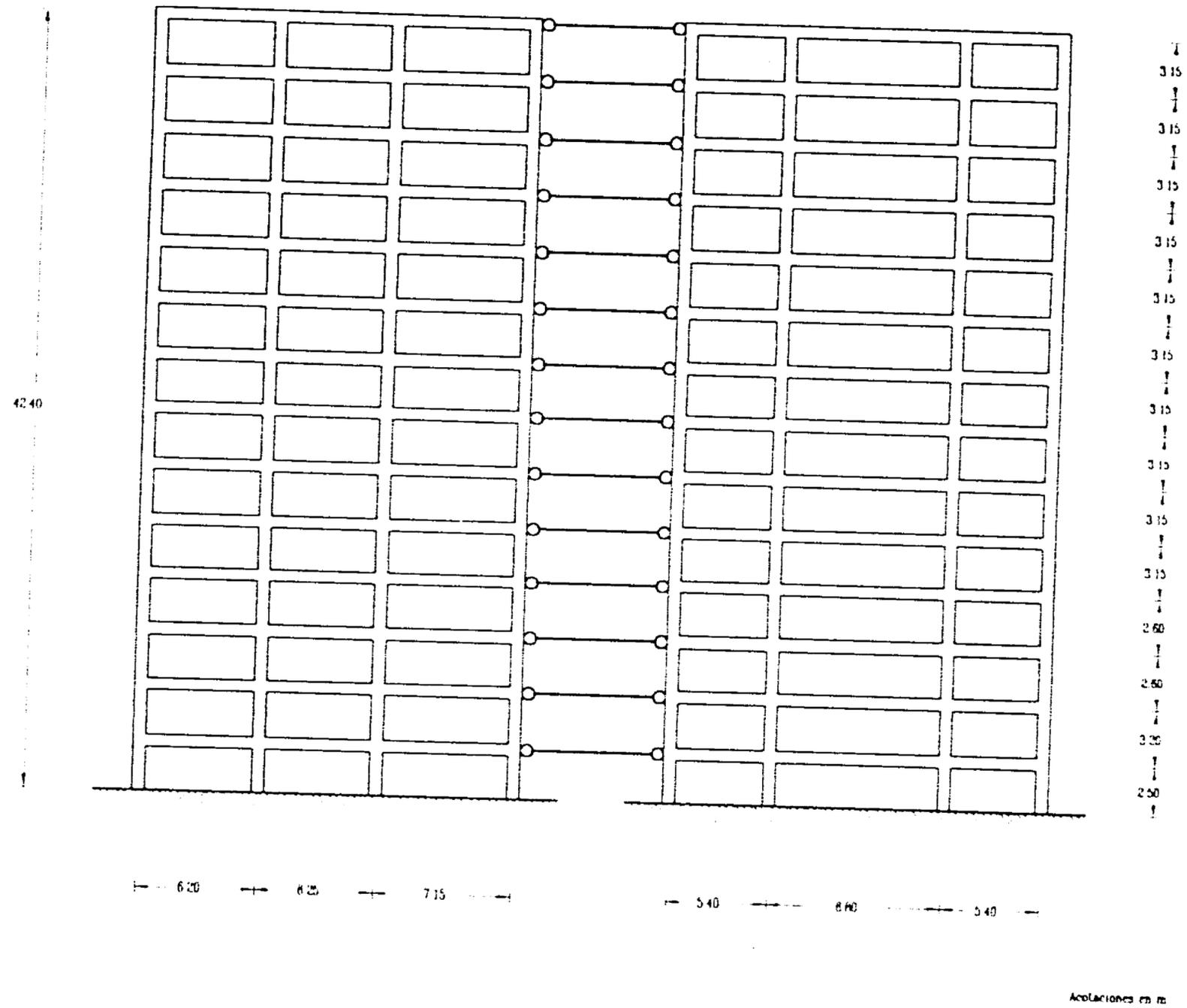


Figura 33 Descripción del modelo B

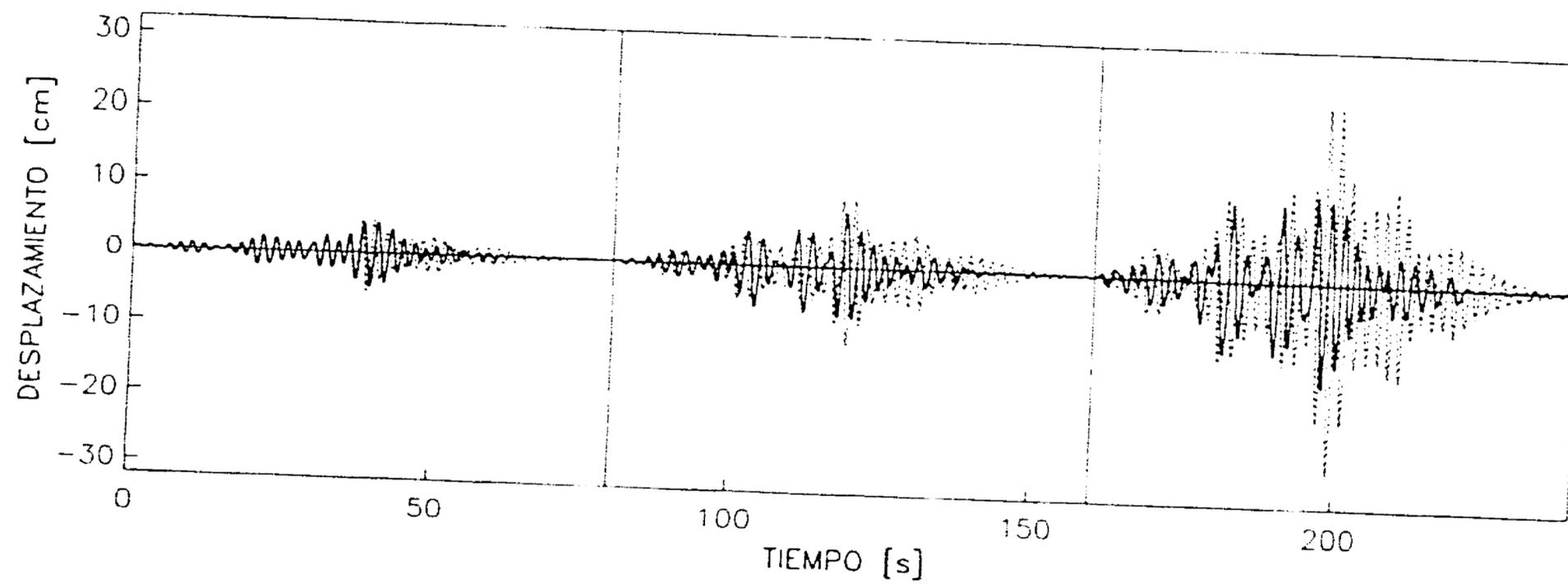


Figura 34 Comparación entre la respuesta lineal (línea punteada) y no lineal (línea continua) del modelo A

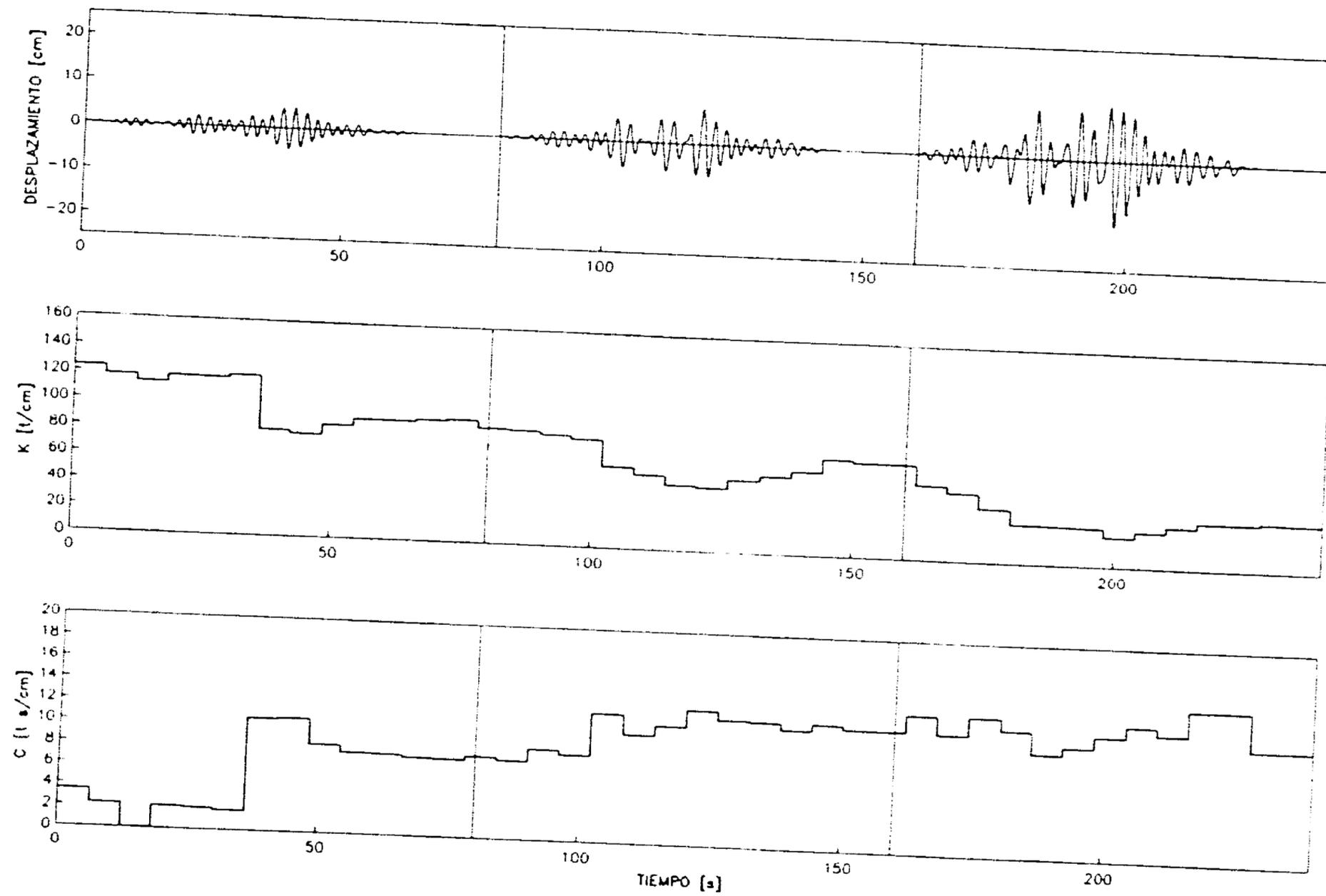


Figura 35 Variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento equivalentes

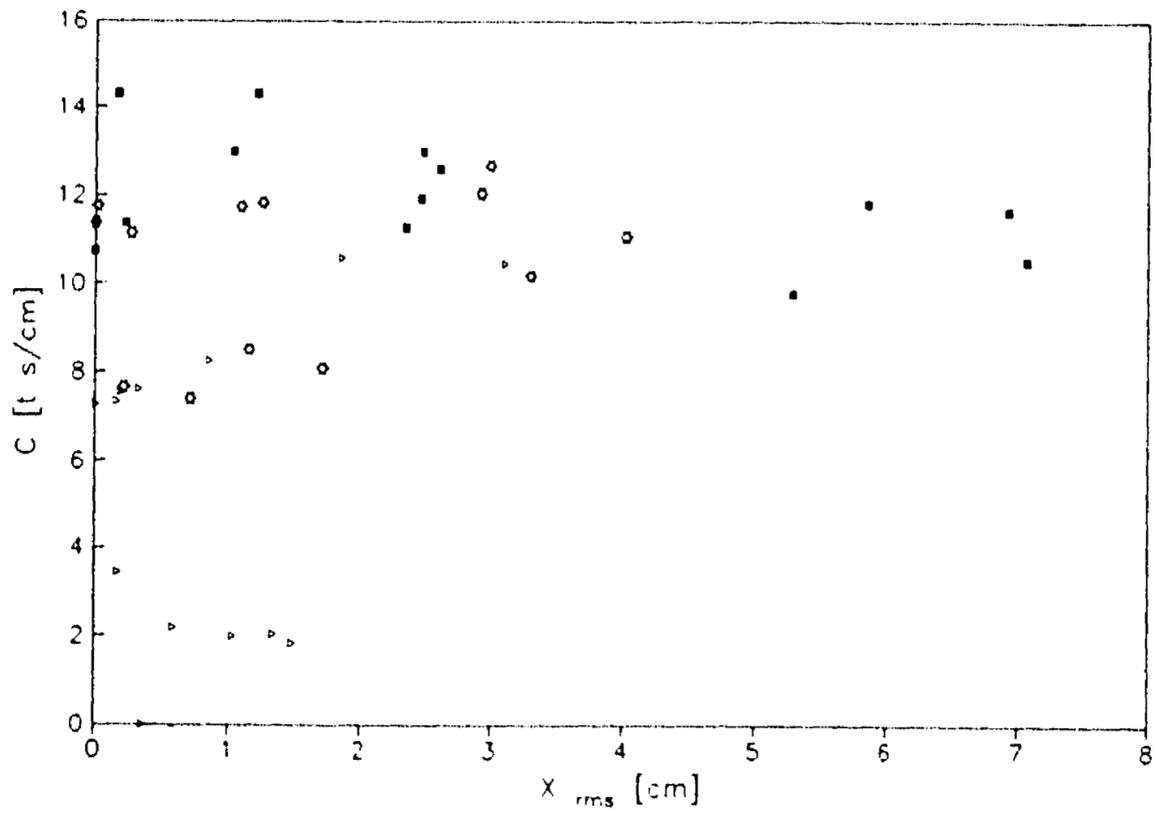
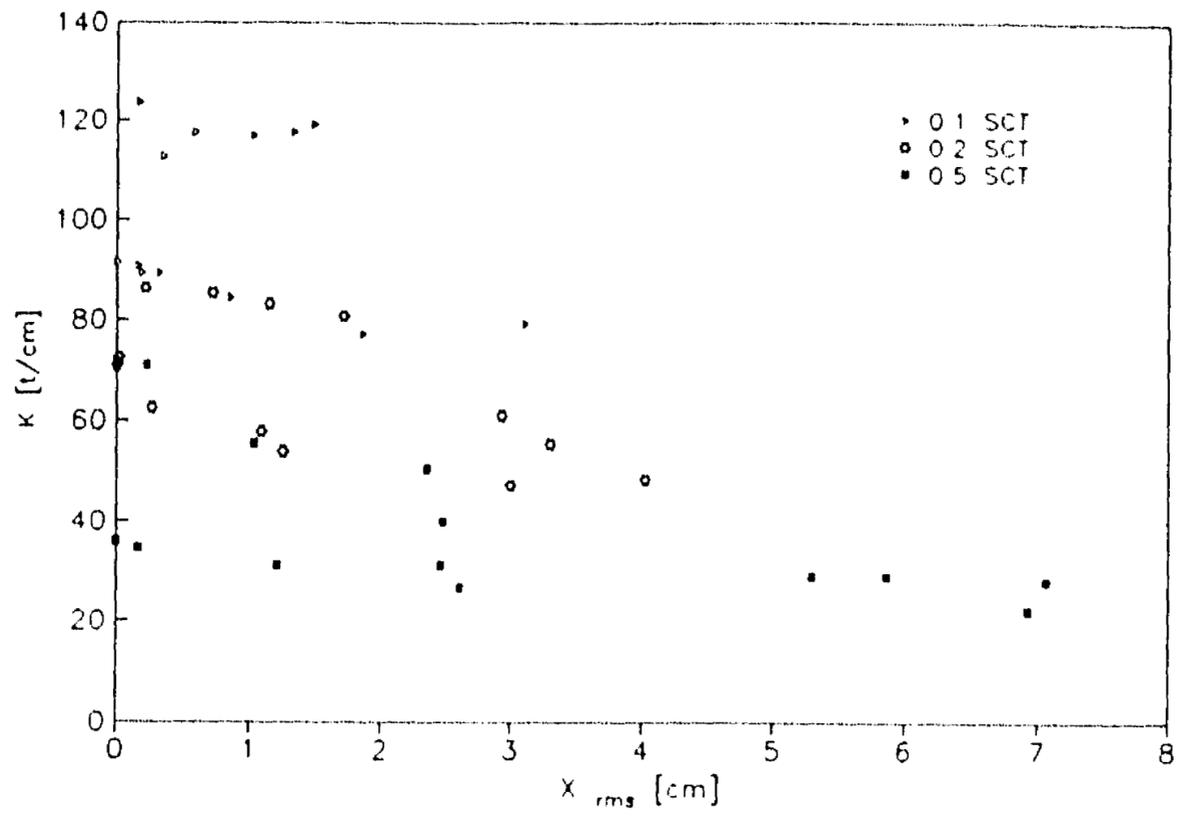


Figura 36 Relación entre los parámetros de rigidez y amortiguamiento con respecto al nivel de desplazamiento del modelo A

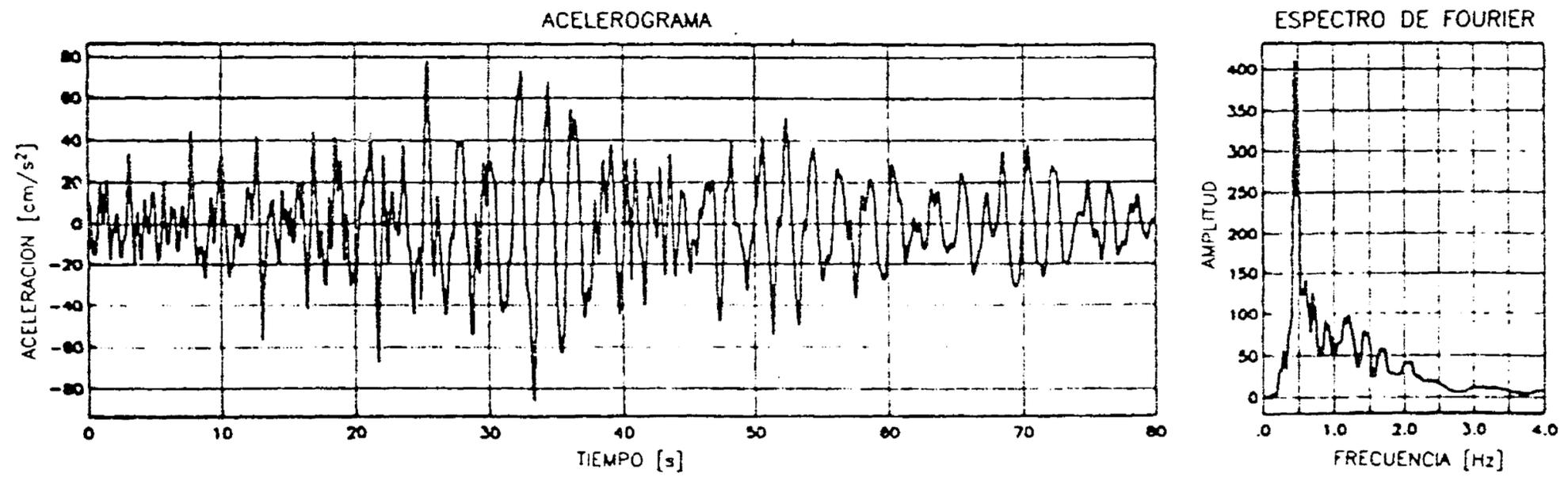


Figura 37 Acelerograma utilizado como excitación en el modelo B

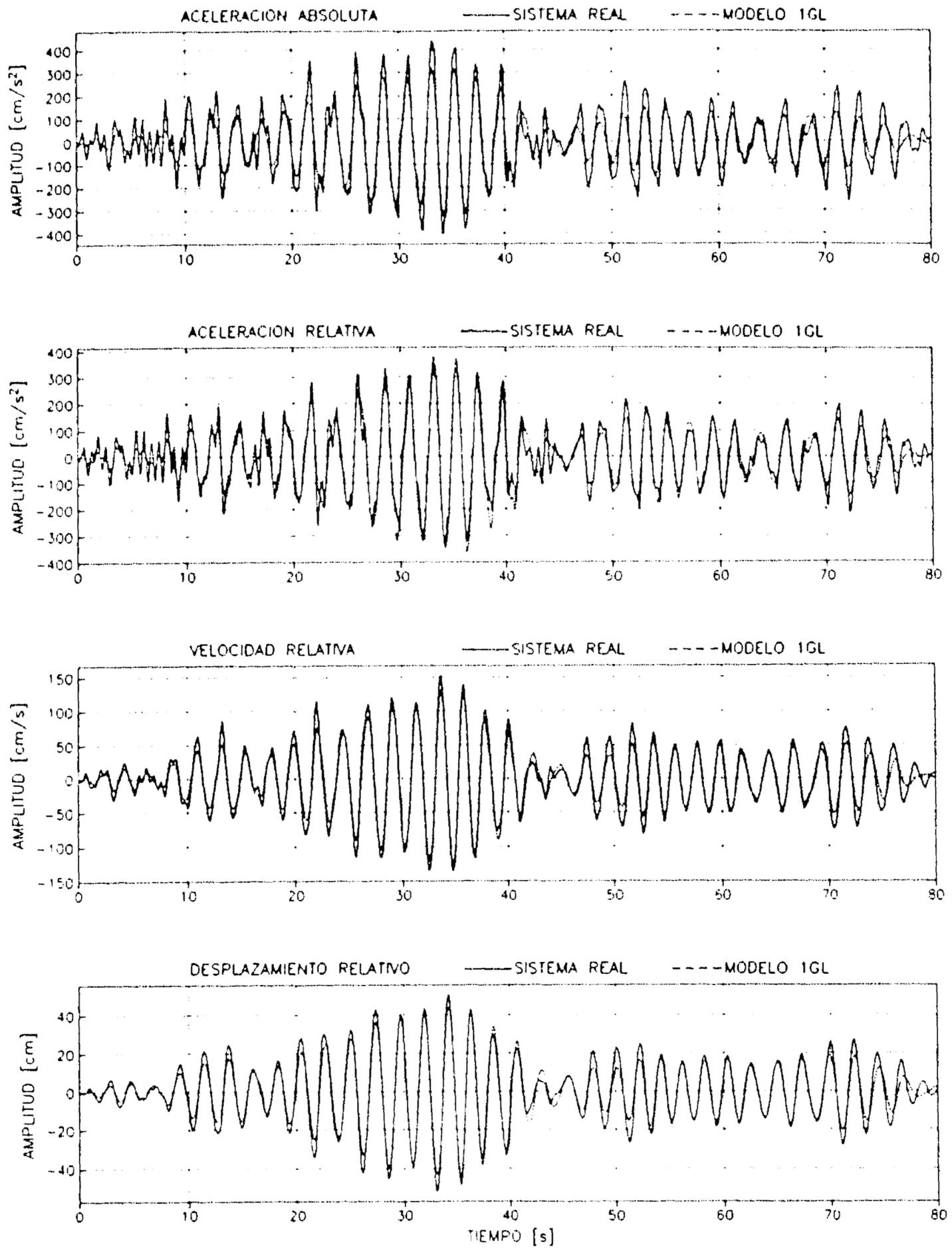


Figura 38 Comparación de la respuesta real con la obtenida del modelo 1GL. Modelo B.

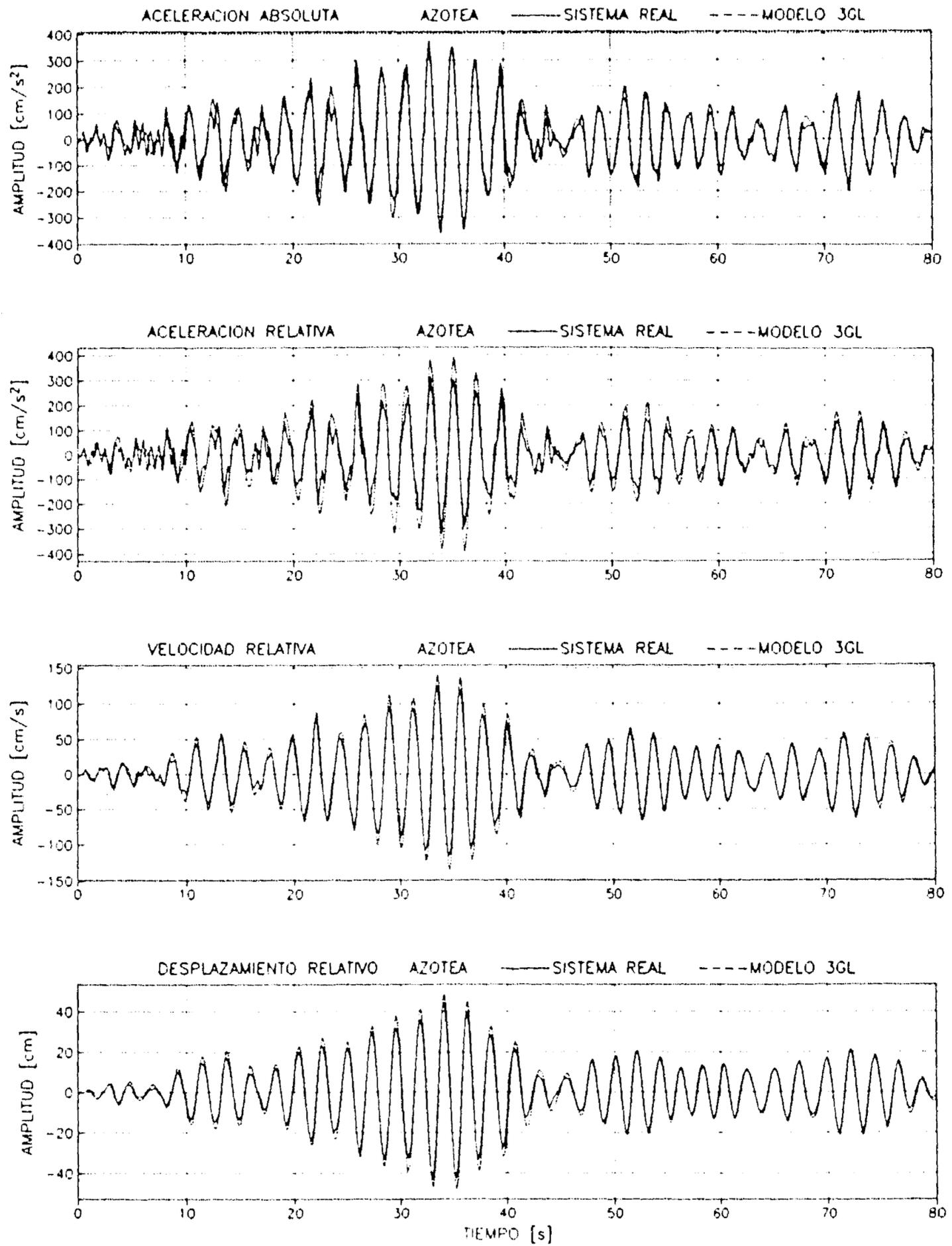


Figura 39 Comparación de la respuesta real y la obtenida en el nivel de azotea con el modelo 3GL. Nivel azotea

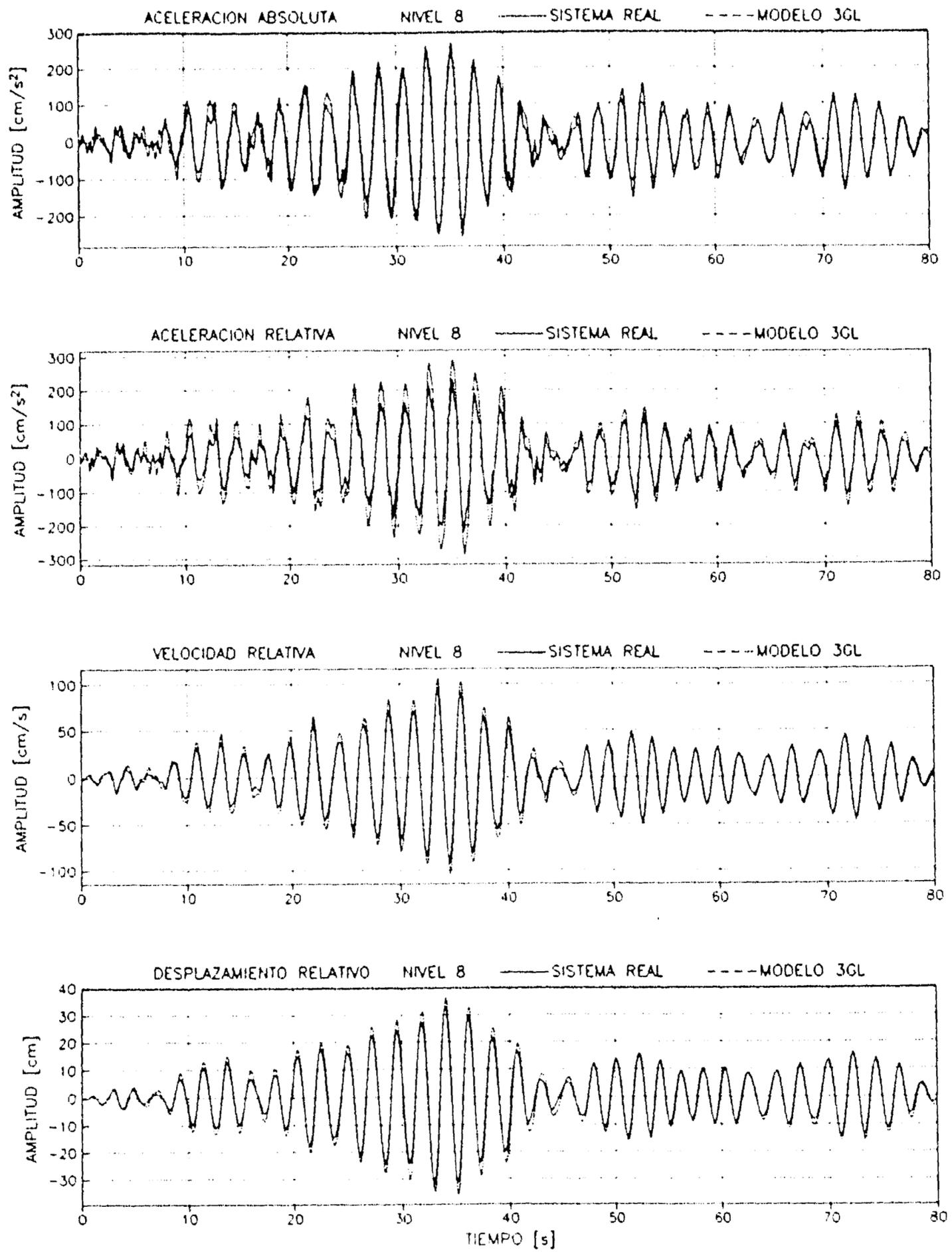


Figura 40 Comparación de la respuesta real y la obtenida en el nivel 8 con el modelo 3GL. Nivel 8

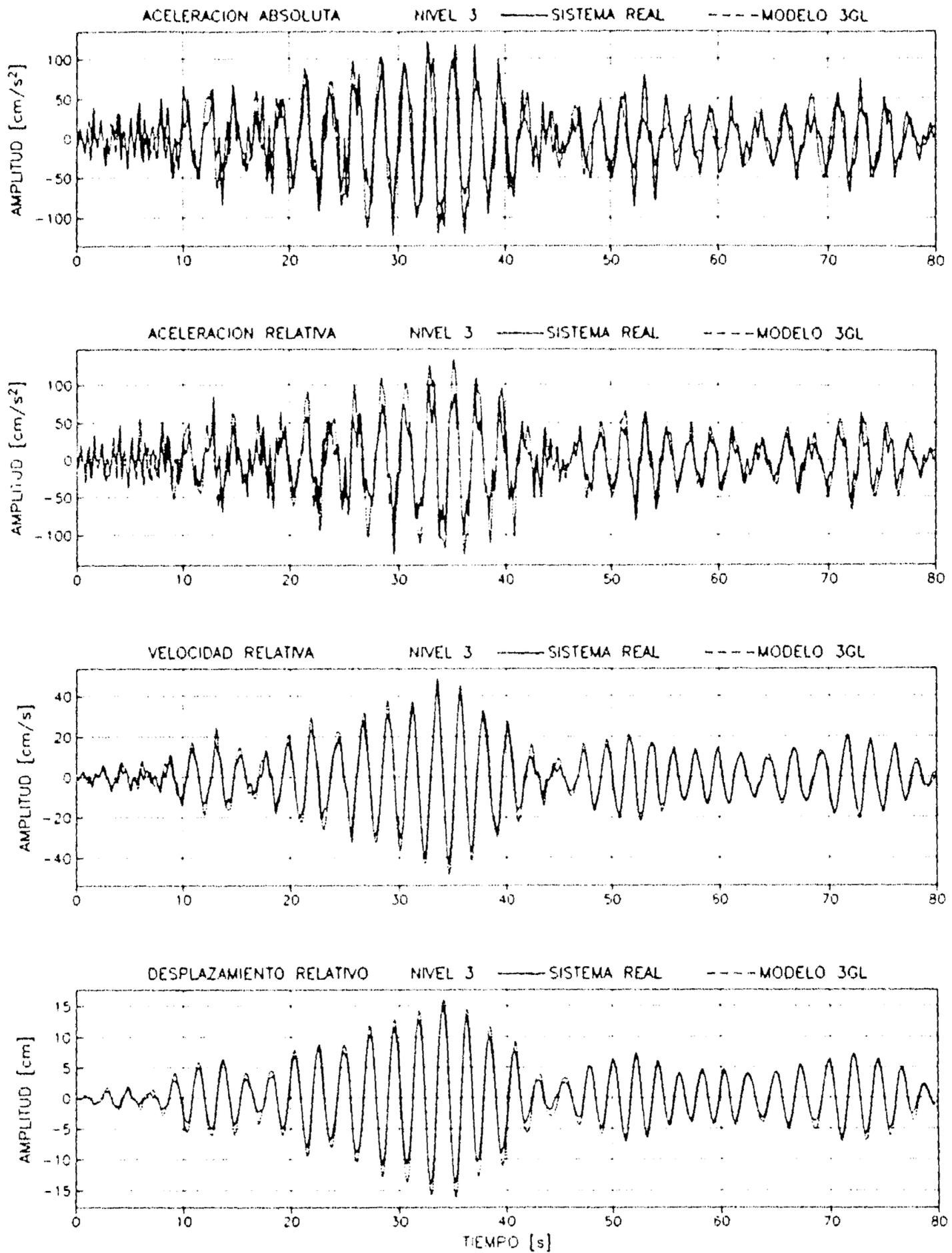


Figura 41 Comparación de la respuesta real y la obtenida en el nivel 3 con el modelo 3GL. Nivel 3

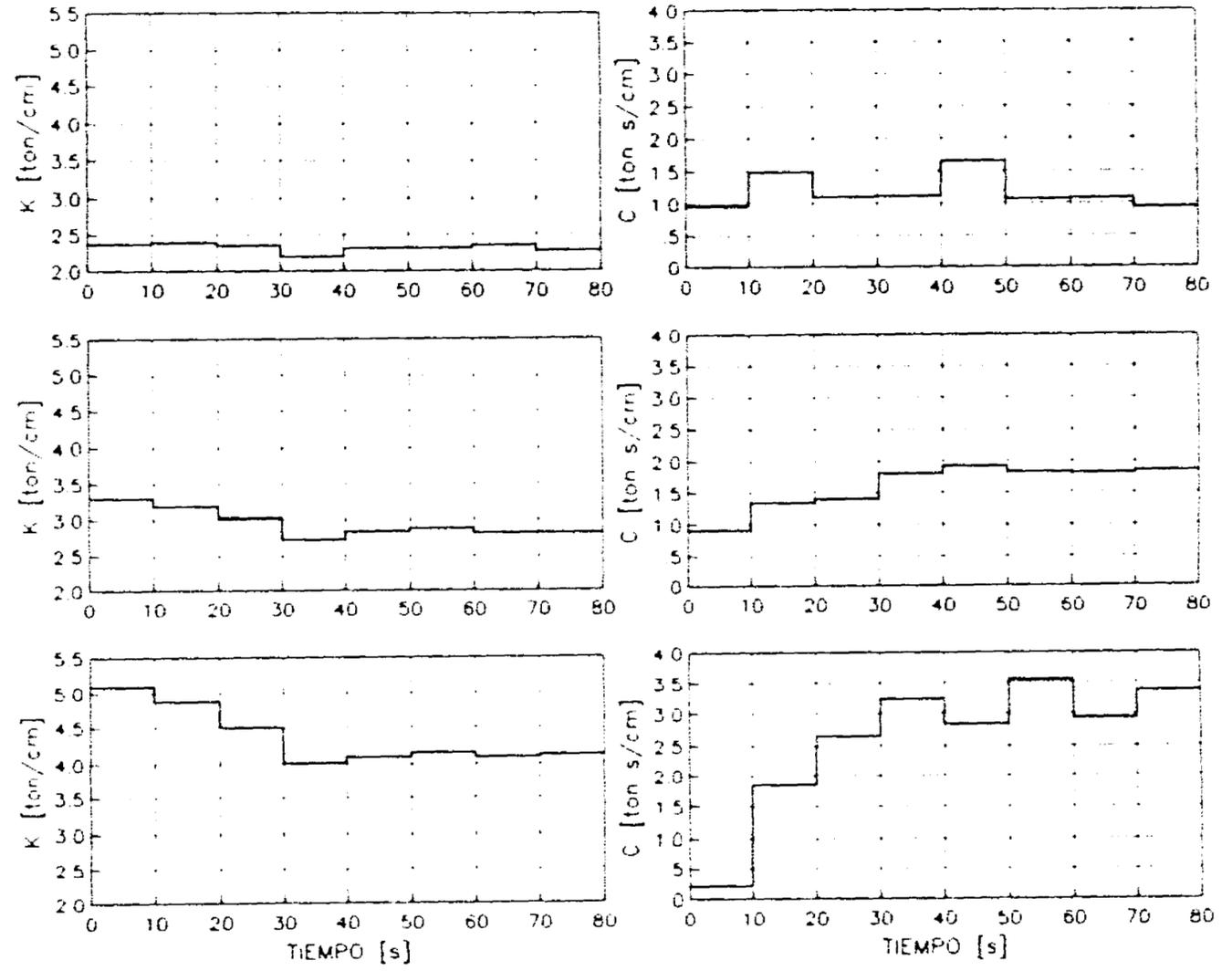
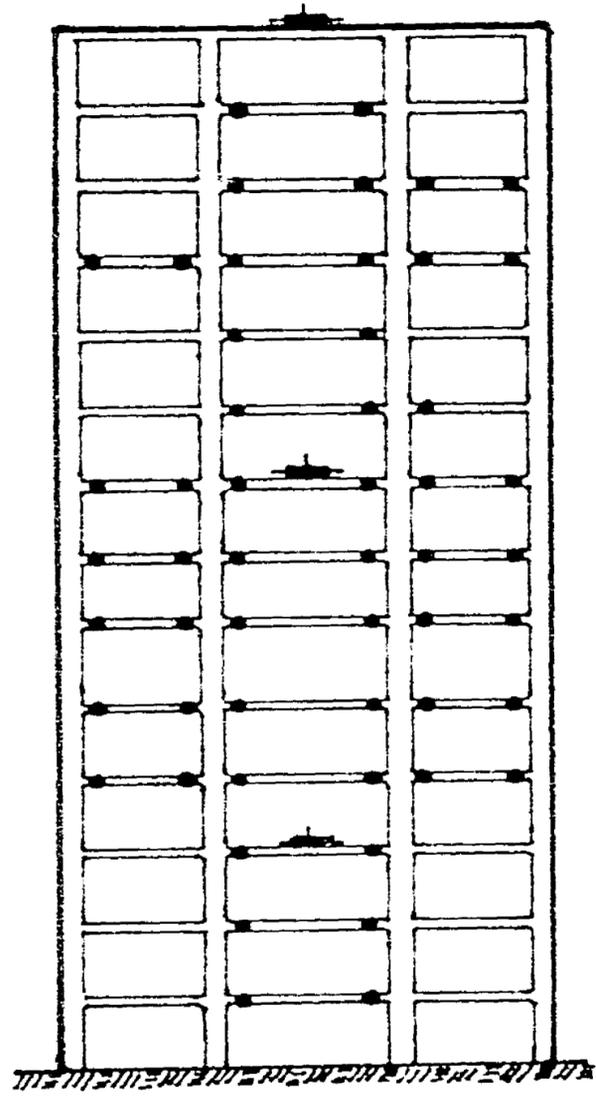
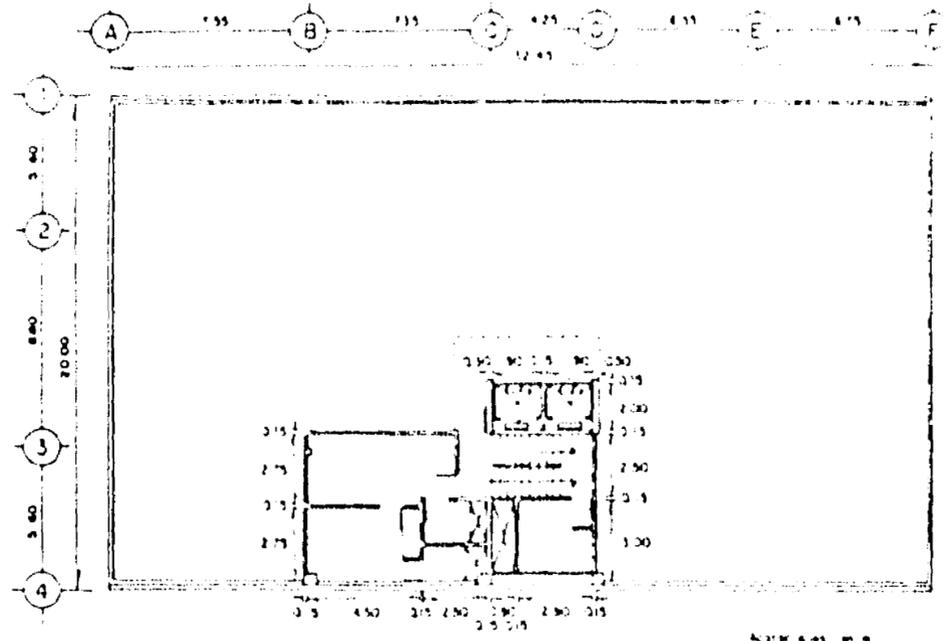
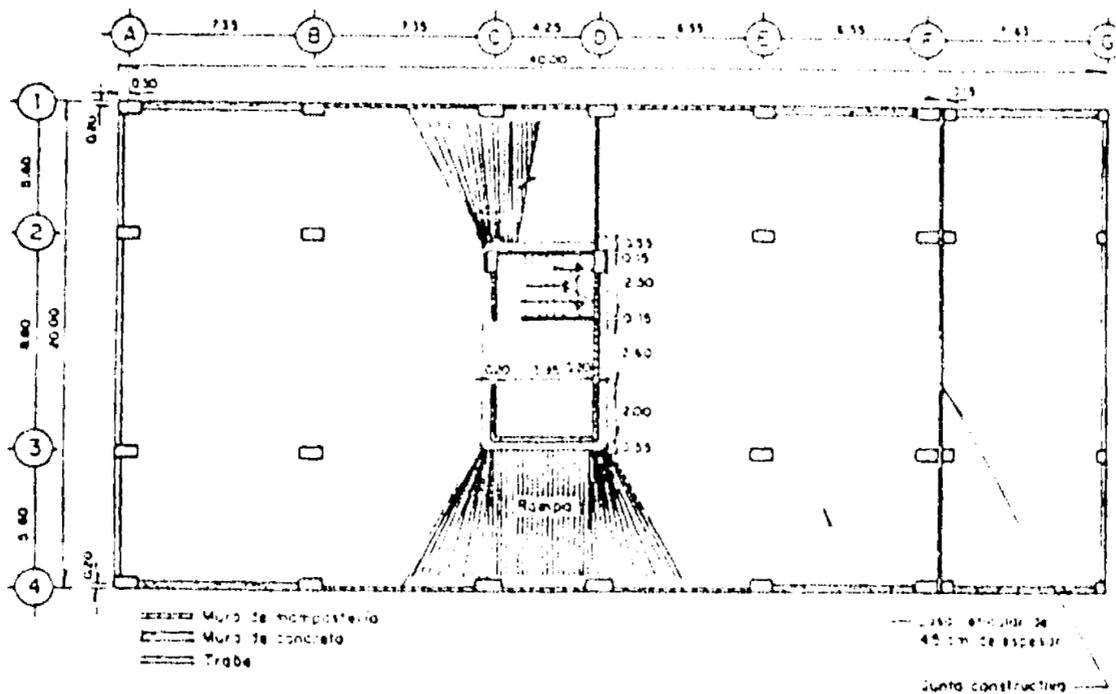


Figura 42 Variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento de los subsistemas



Planta de azotea del edificio Jal



Planta de sótano del edificio Jal

Figura 43 Dimensiones en planta del sistema físico real

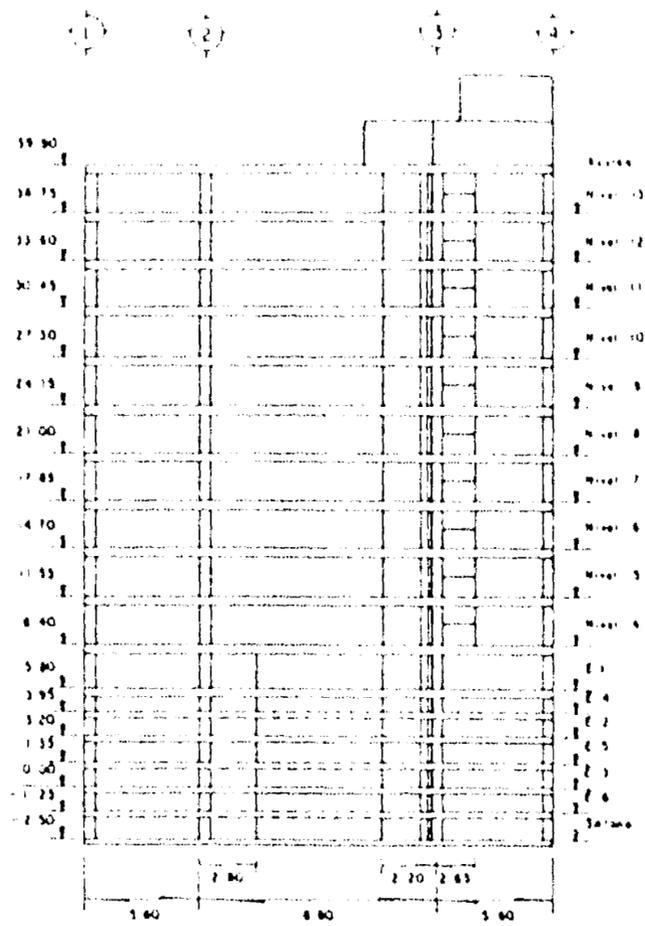


Figura 44 Elevación del edificio. Dirección T

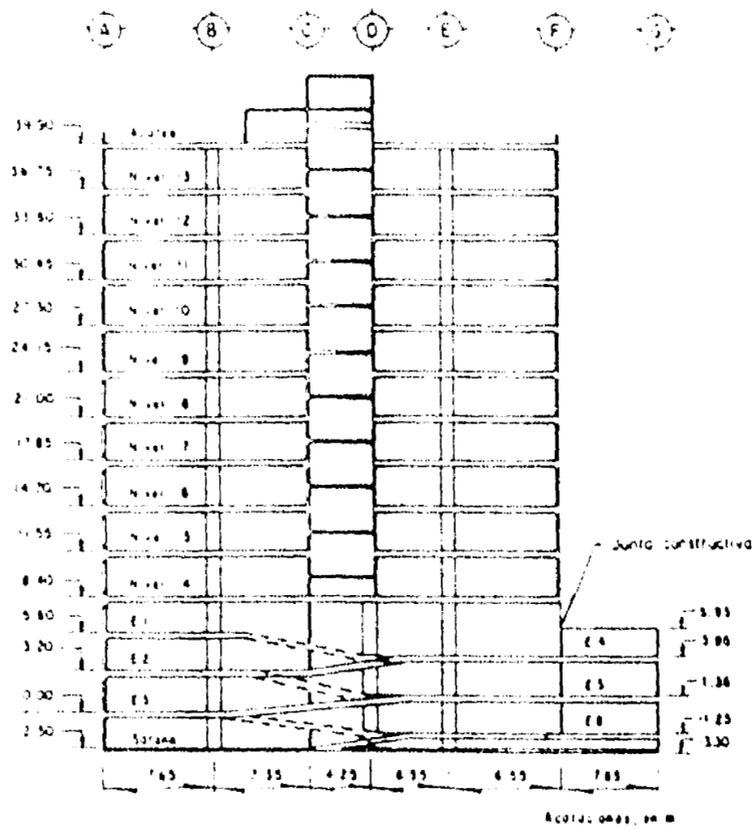


Figura 45 Elevación del edificio. Dirección L

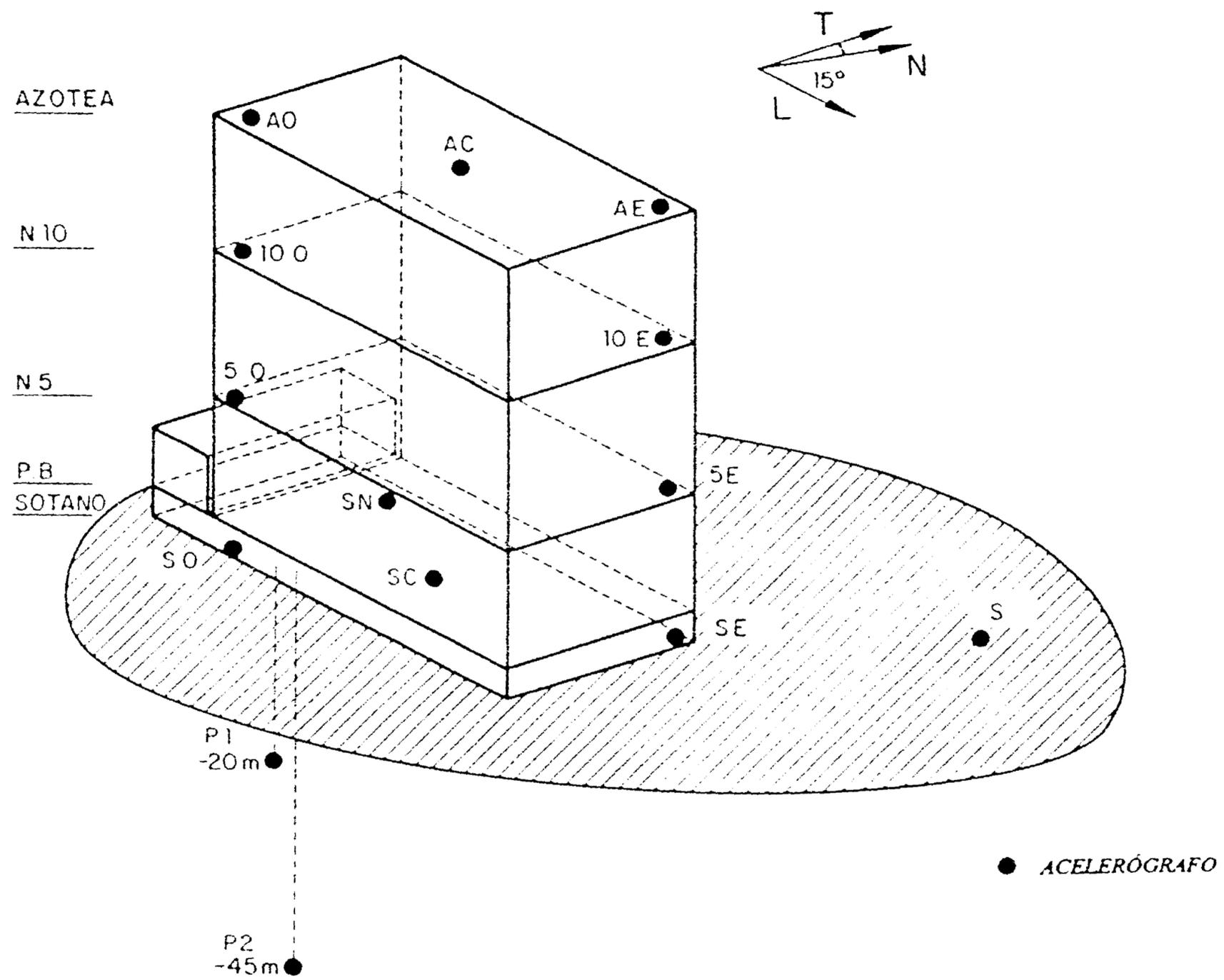


Figura 46 Instrumentación sísmica del edificio

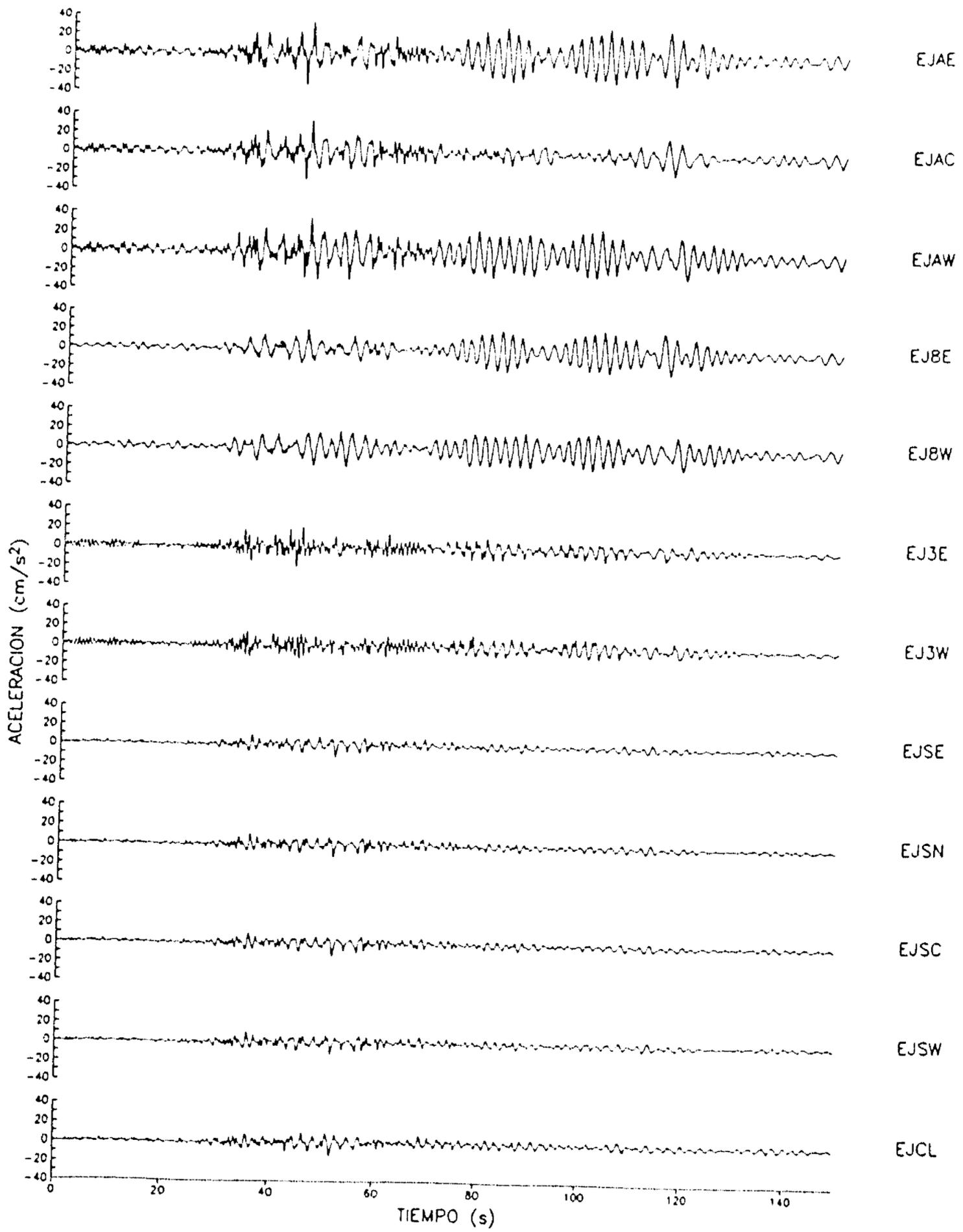


Figura 47 Acelerogramas registrados en el edificio durante el sismo 5. Dirección T

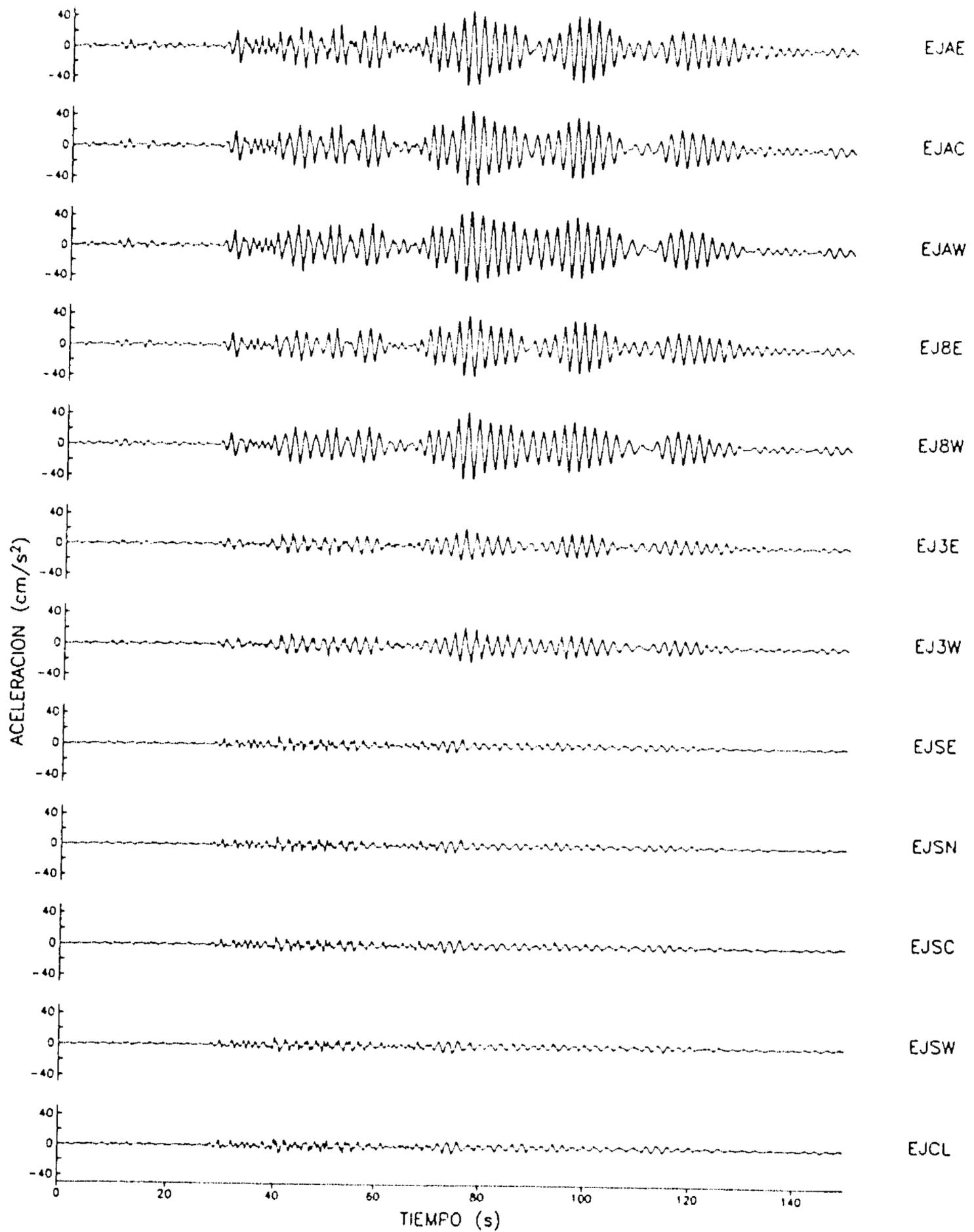


Figura 48 Acelerogramas registrados en el edificio durante el sismo 5. Dirección L

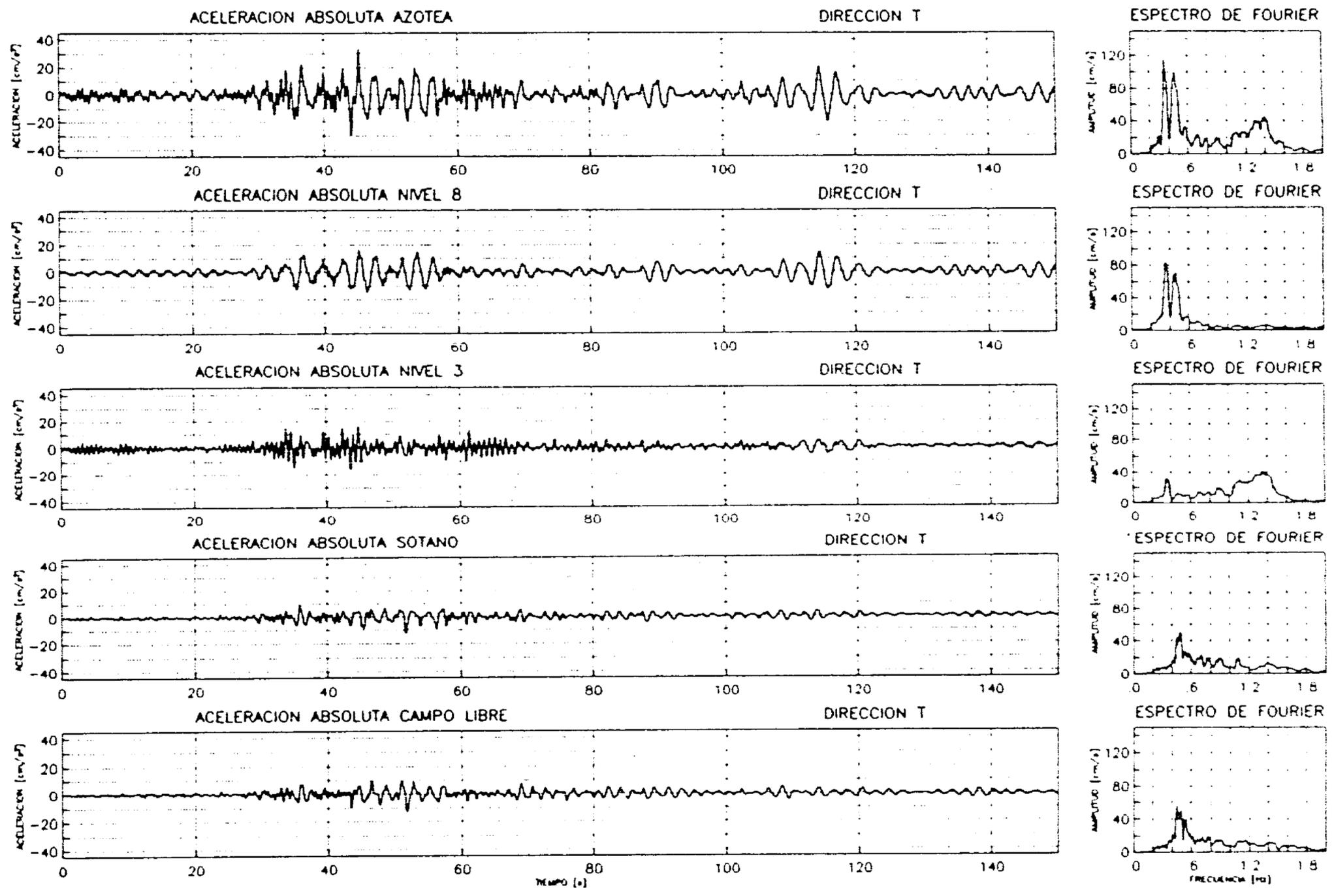


Figura 49 Acelerogramas y espectros de Fourier registrados durante el sismo 5. Dir T

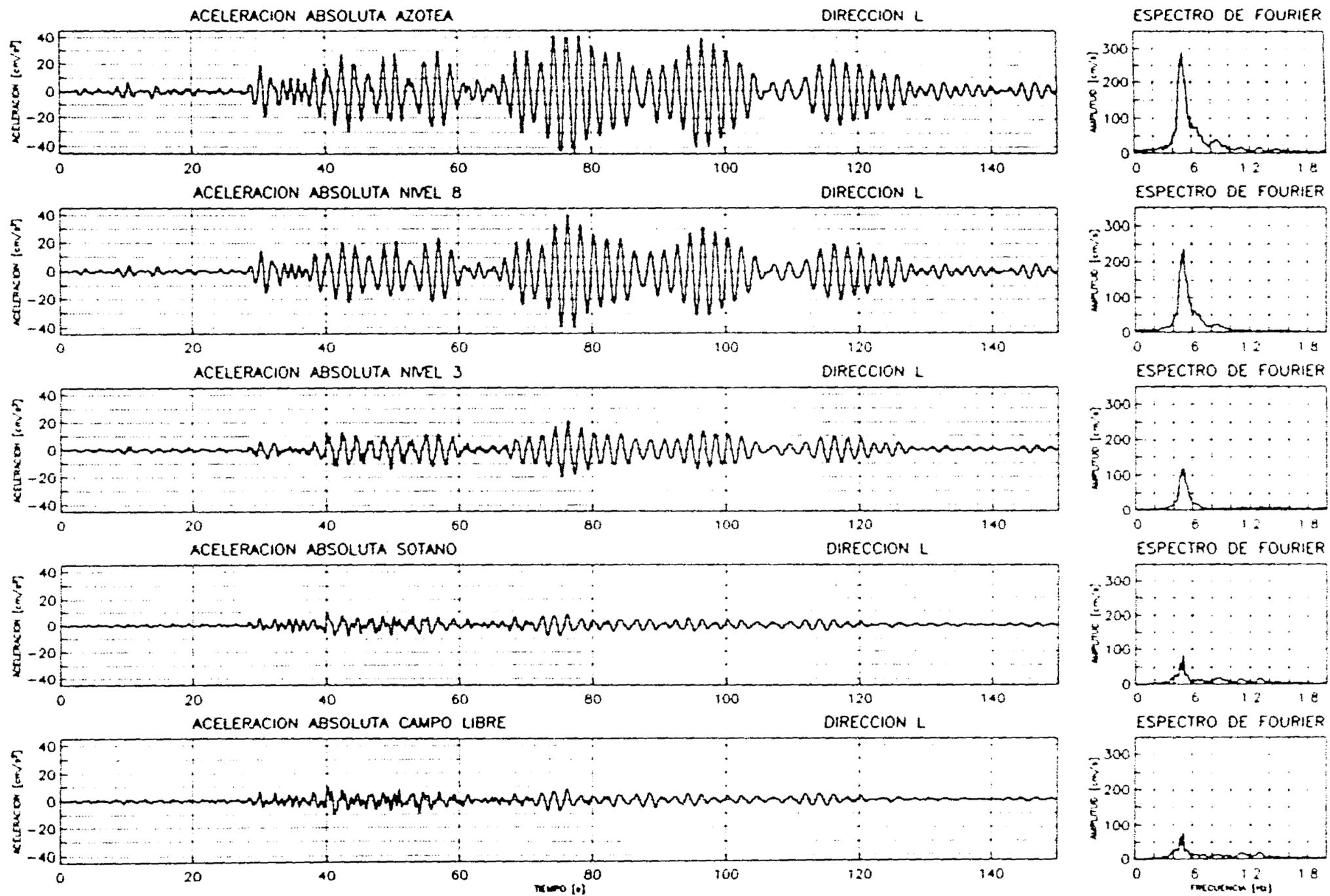
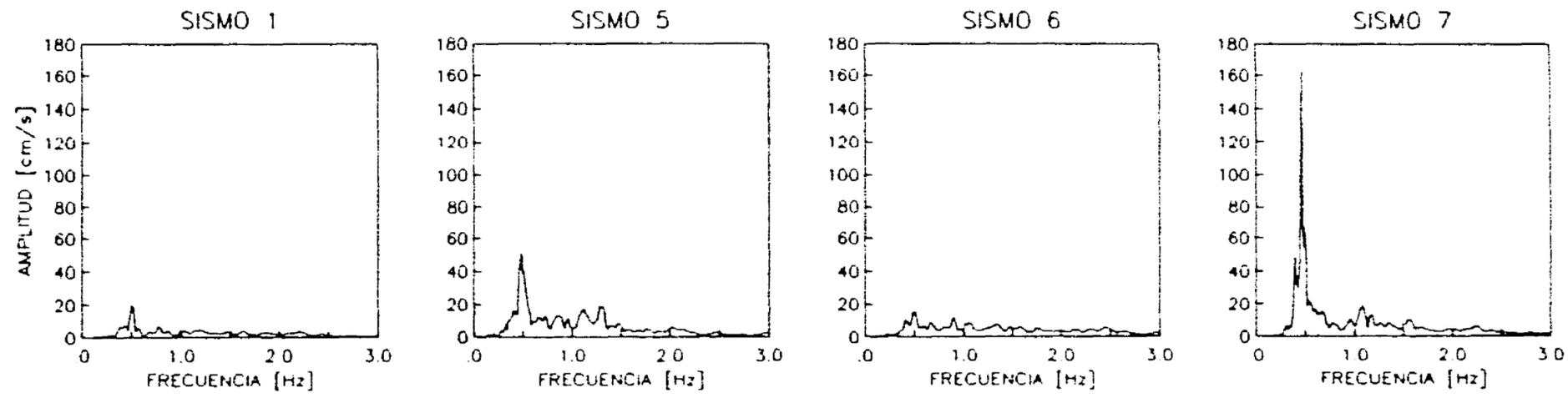


Figura 50 Acelerogramas y espectros de Fourier registrados durante el sismo 5. Dir L.

DIRECCION L



DIRECCION T

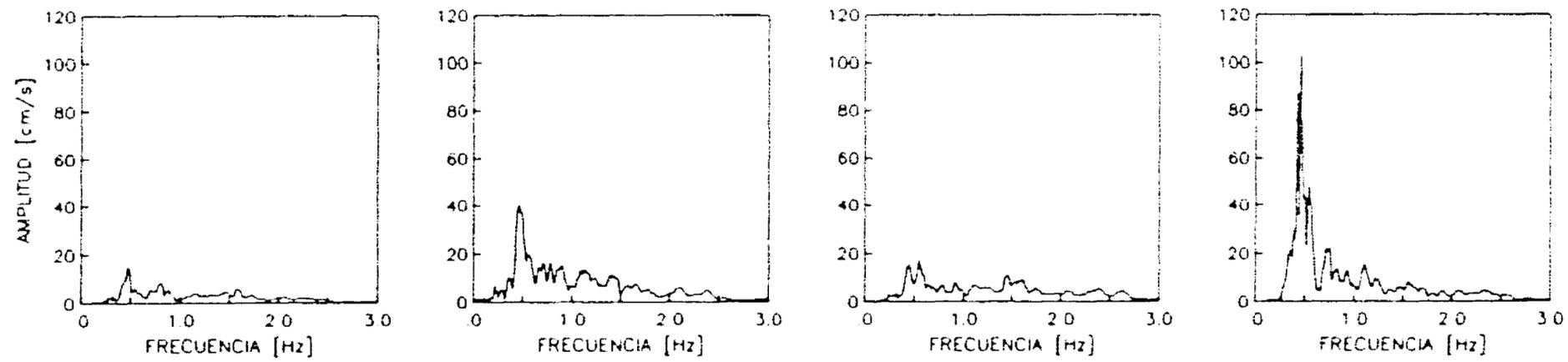
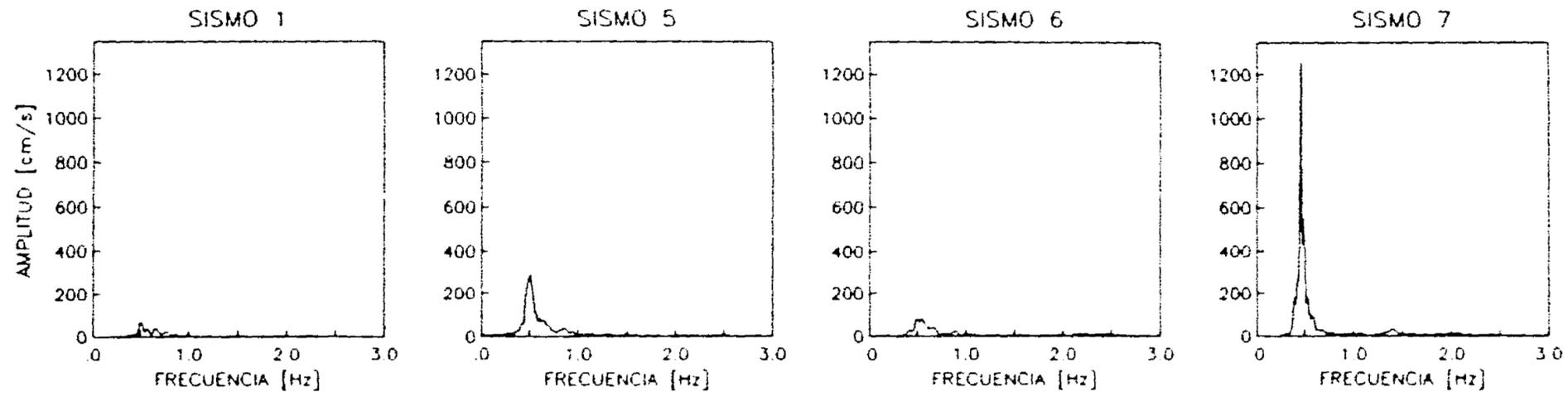


Figura 51 Espectros de Fourier de las señales registradas en campo libre

DIRECCION L



DIRECCION T

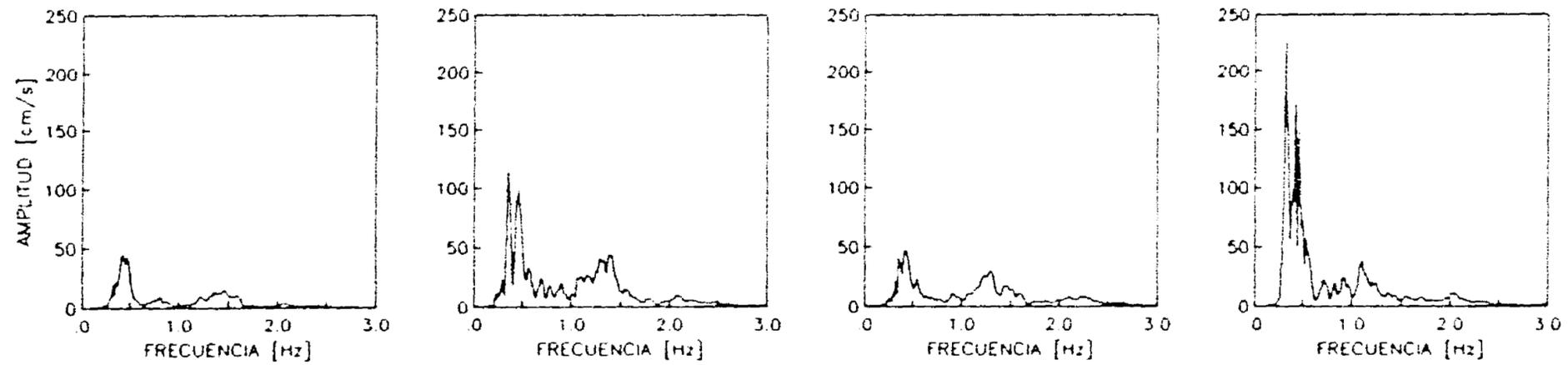
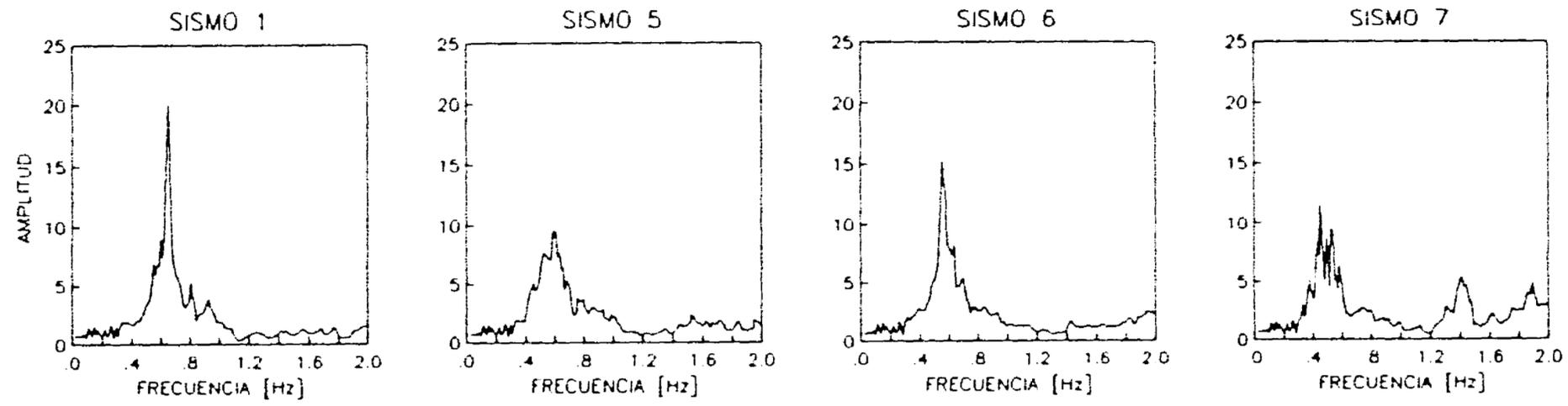


Figura 52 Espectros de Fourier de las señales registradas en el centro geométrico de la azotea

DIRECCION L



DIRECCION T

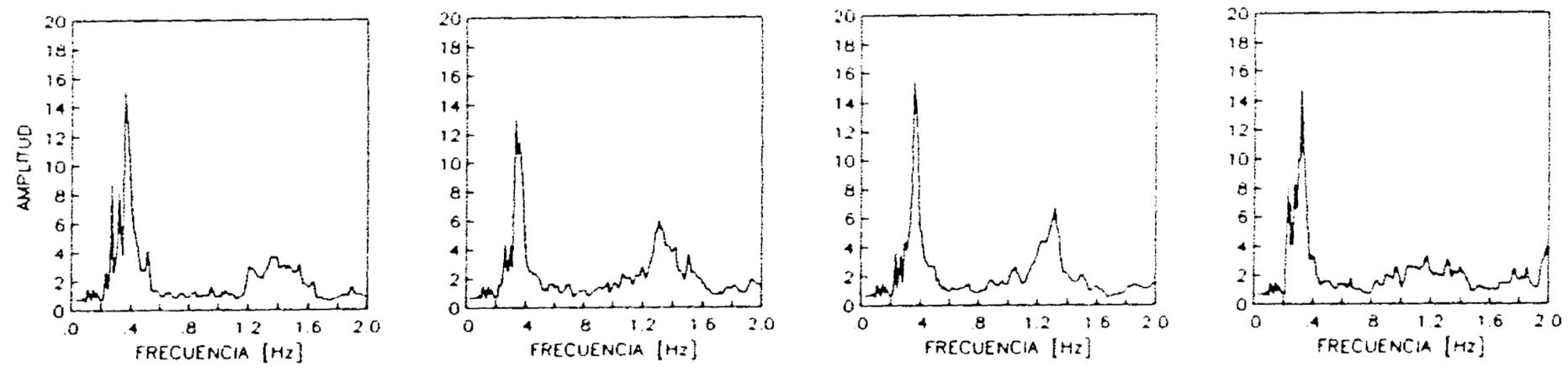


Figura 53 Funciones de trasferencia obtenidas del análisis no paramétrico

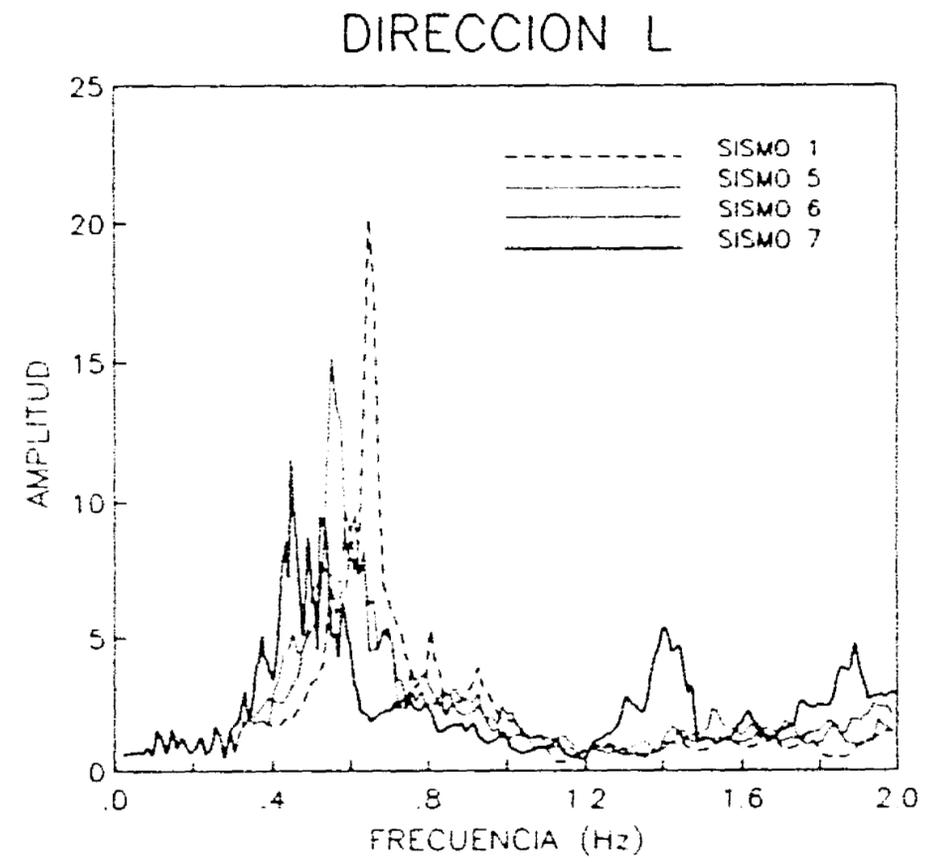
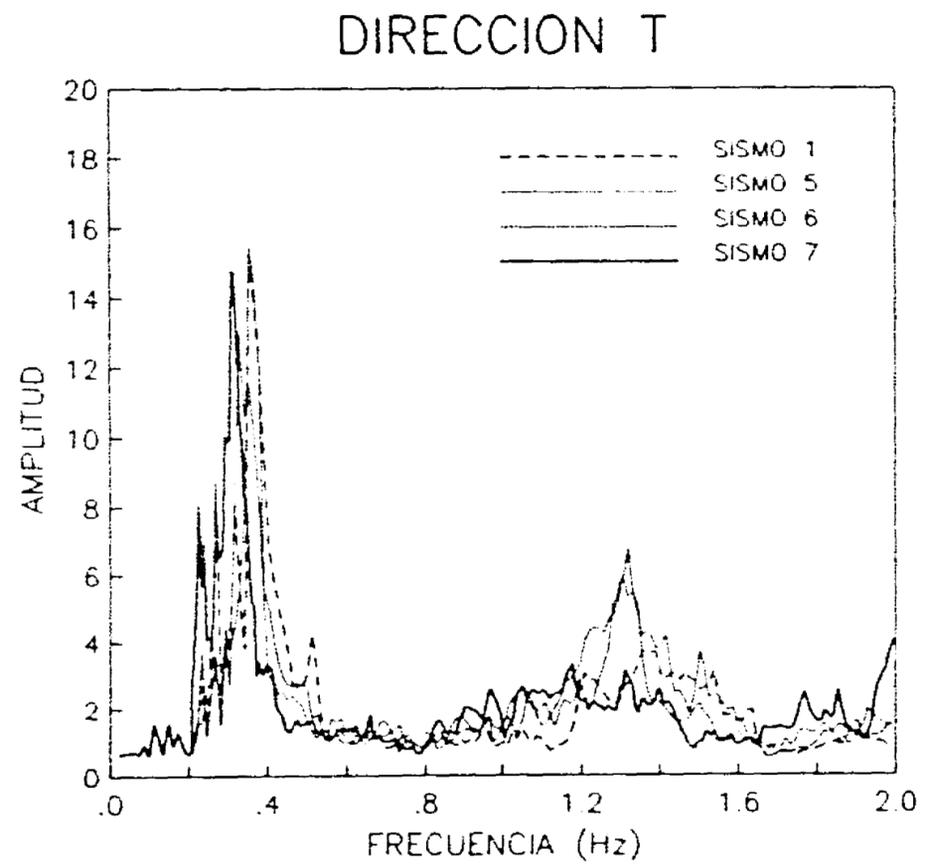


Figura 54 Funciones de transferencia obtenidas del análisis no paramétrico

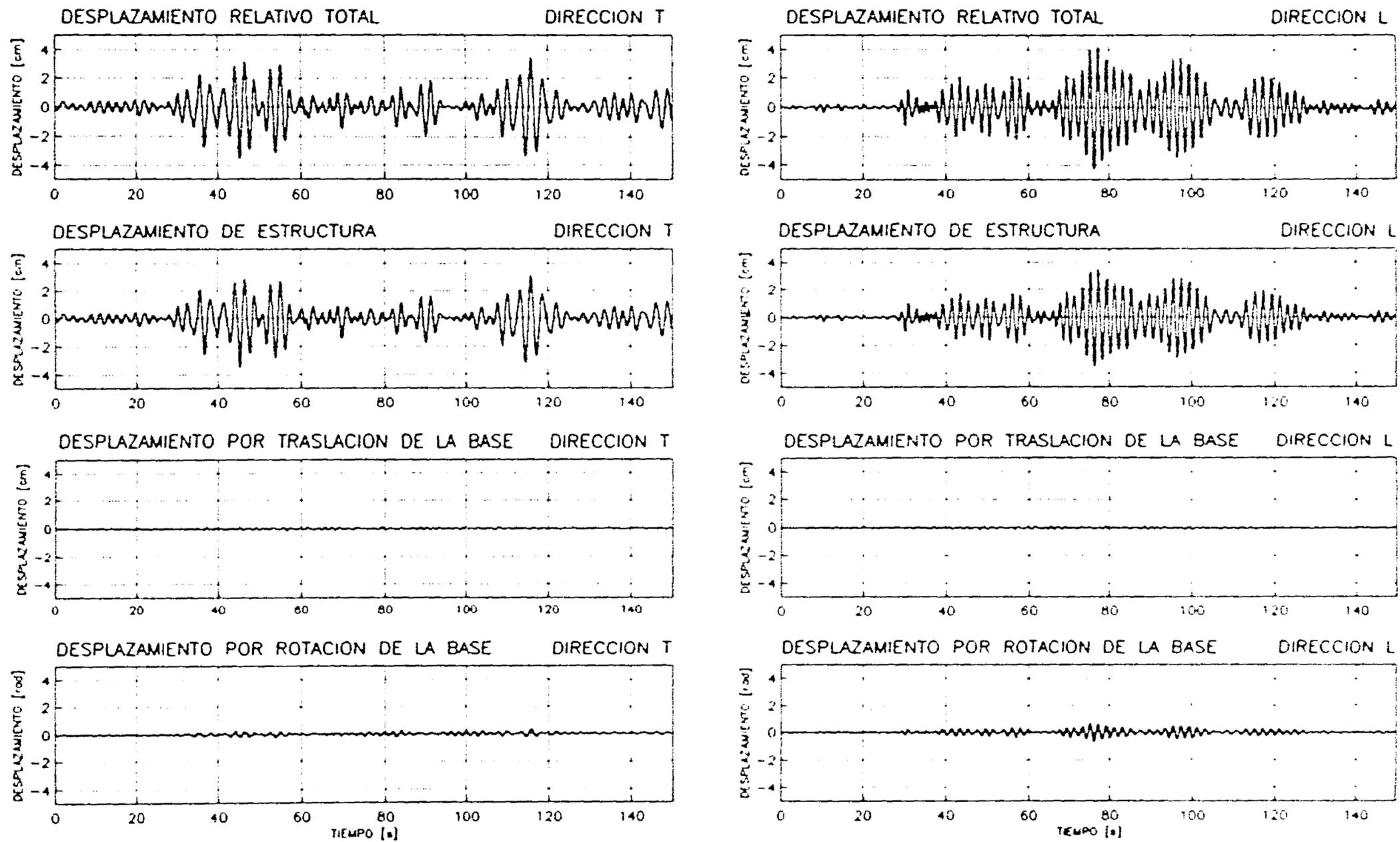


Figura 55 Descomposición de los desplazamientos de azotea

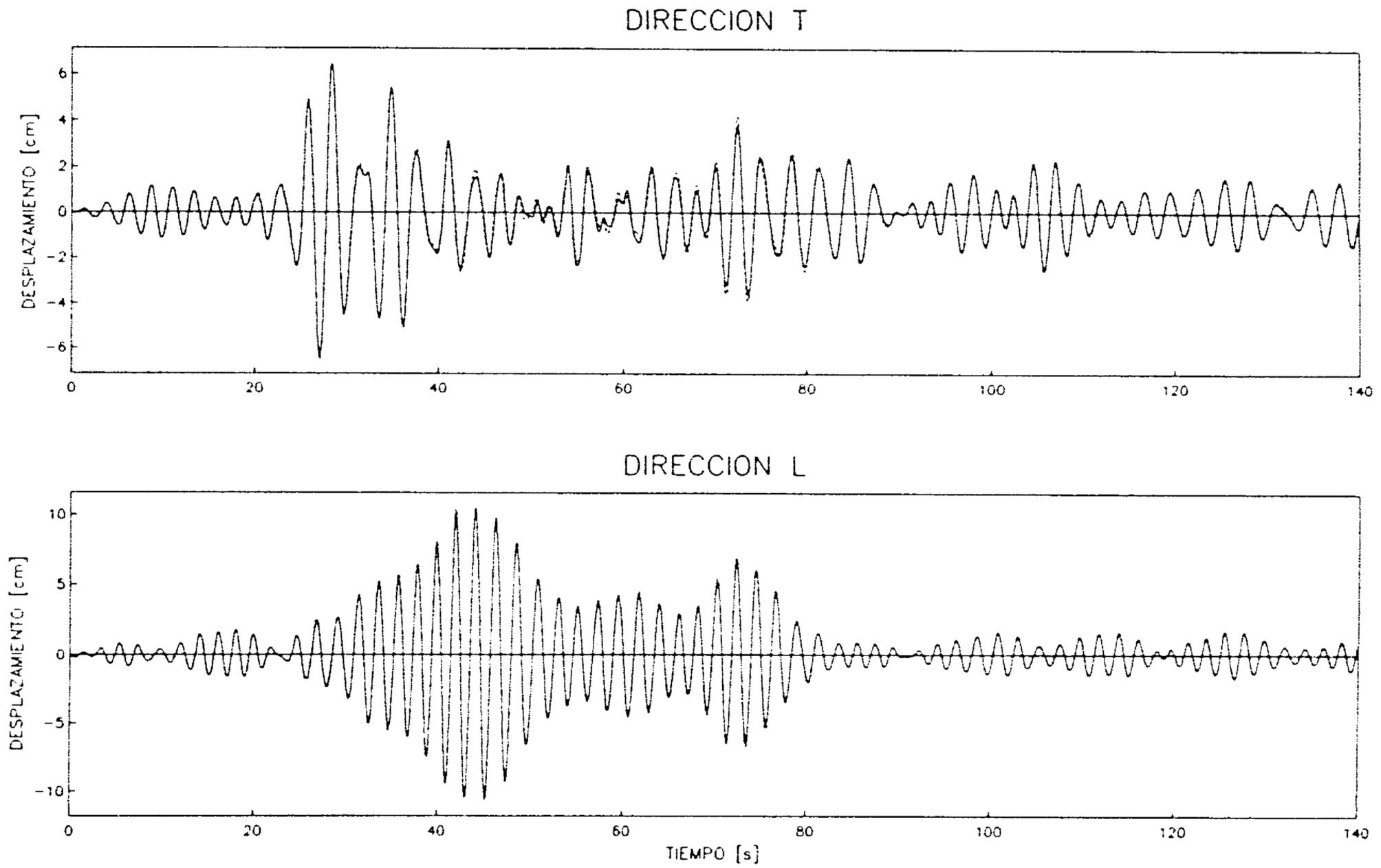


Figura 56 Comparación entre la señal registrada en el centro geométrico y la obtenida a partir de los registros de las esquinas

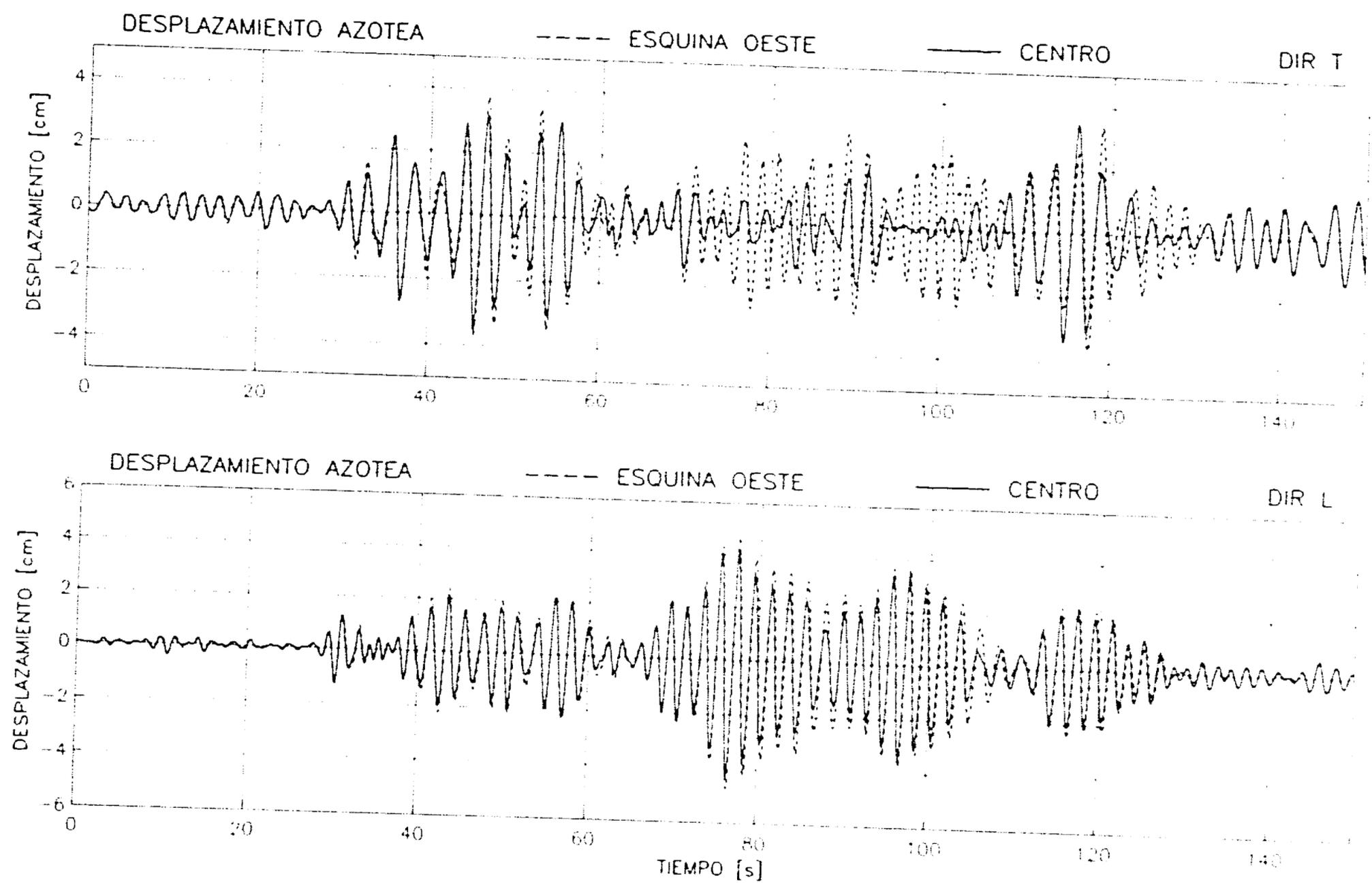


Figura 57 Comparación de los desplazamientos de la esquina oeste y los del centro geométrico de la azotea durante el sismo 5

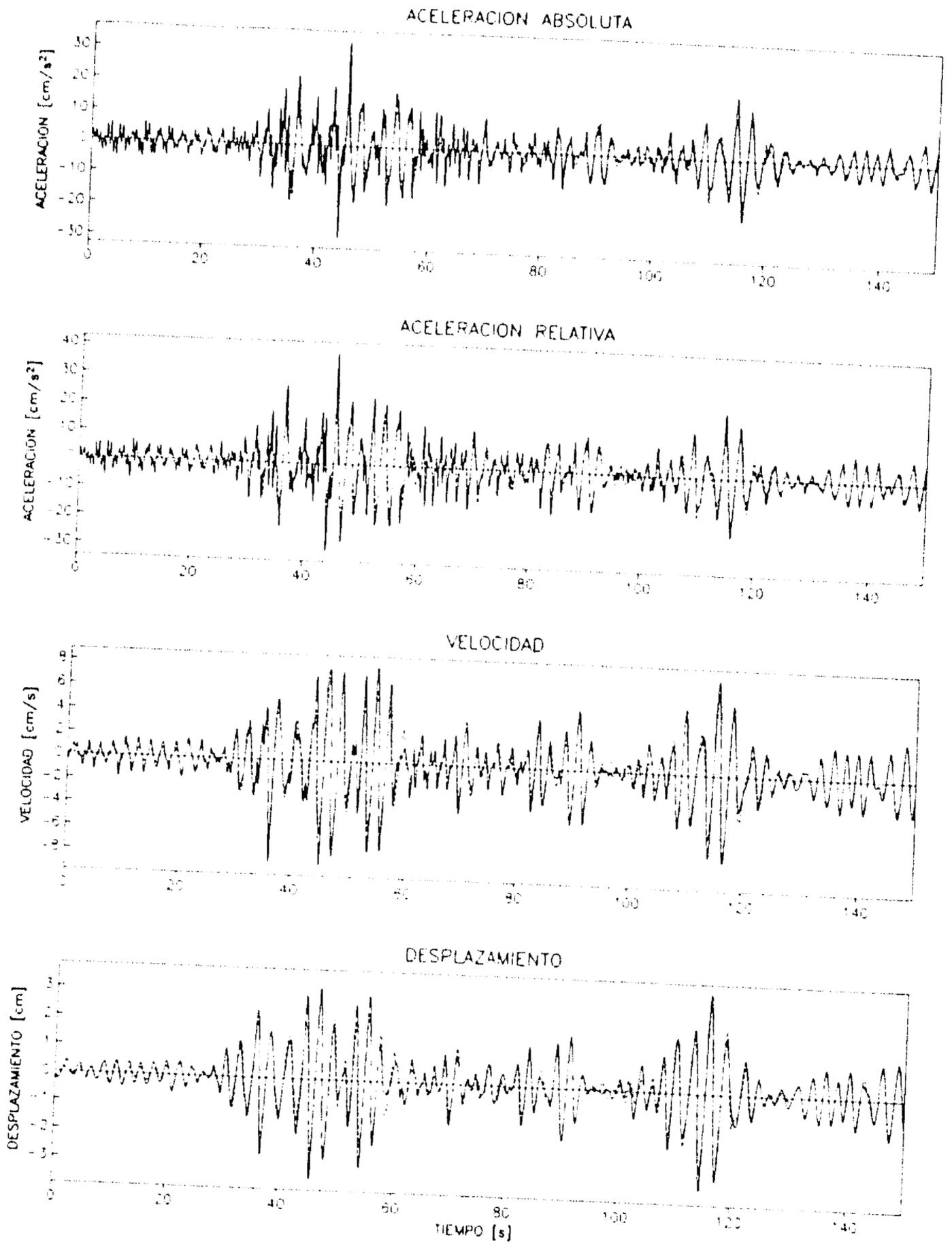


Figura 58 Respuesta registrada en la azotea y la obtenida del modelo 1GL. Dir T

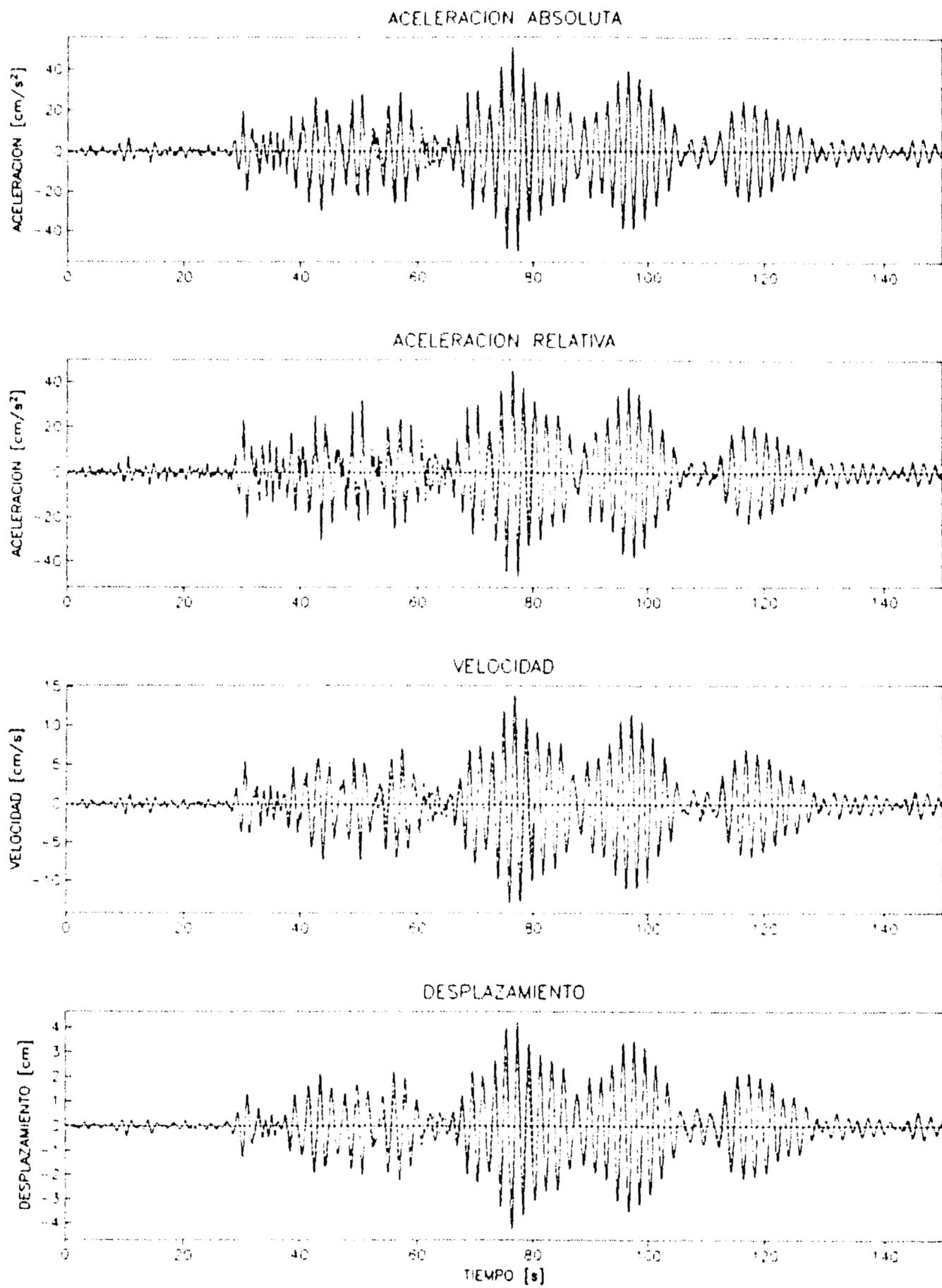


Figura 59 Respuesta registrada en la azotea y la obtenida del modelo 1GL. Dir L

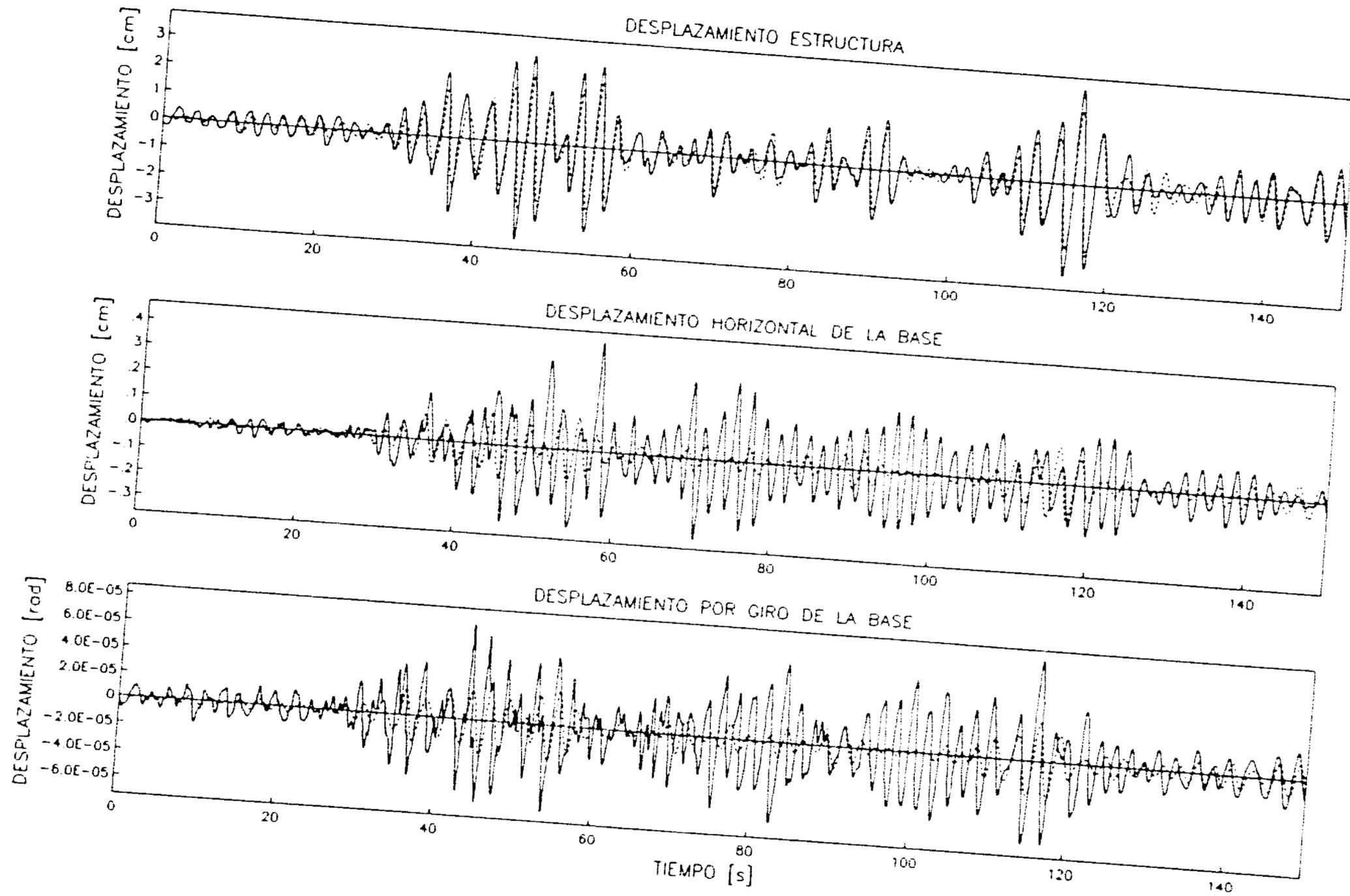


Figura 60 Comparación de los desplazamientos de la azotea, base y rotación de la base con respecto a los obtenidos del modelo 3GLISE. Dir T

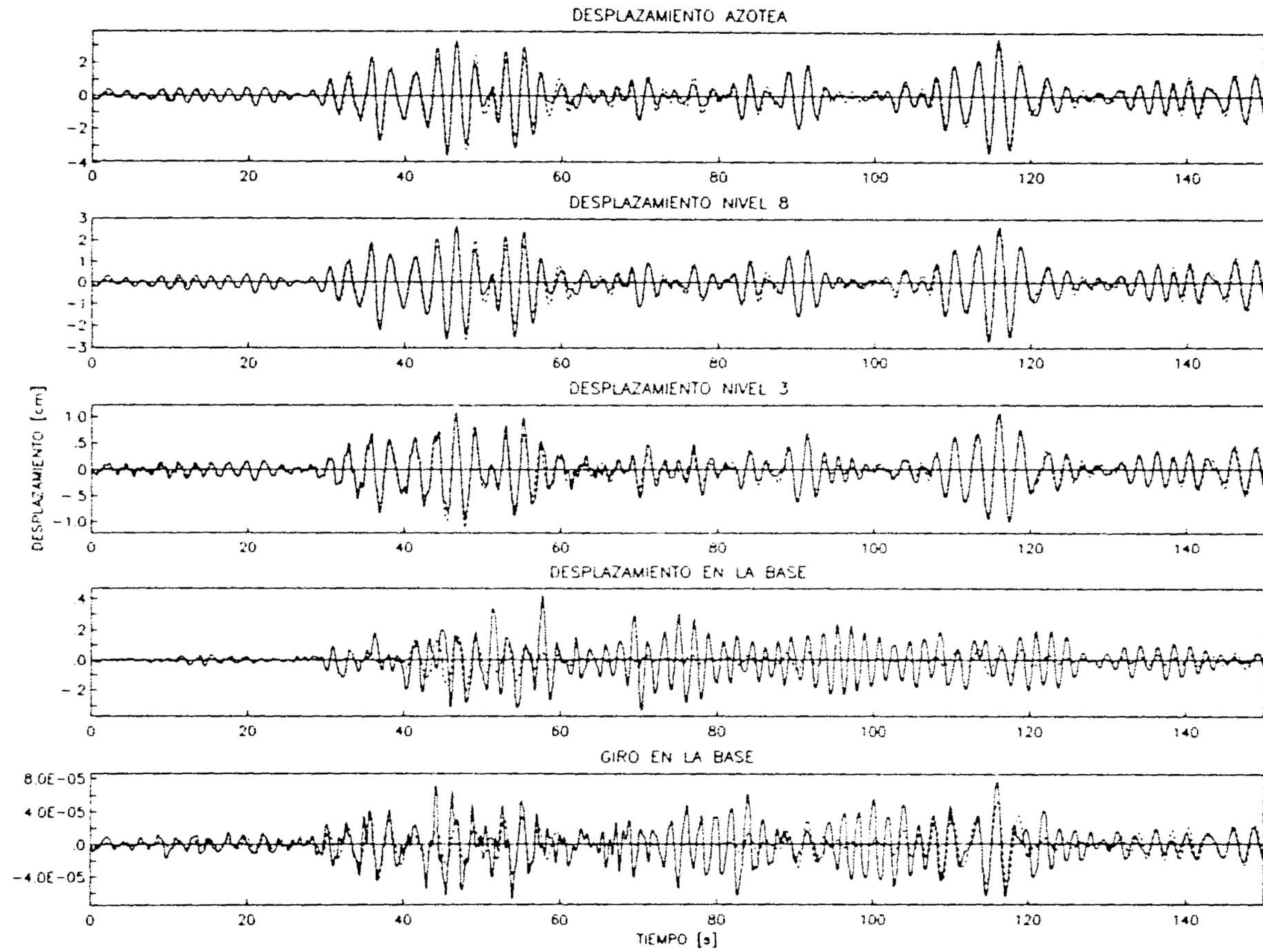


Figura 61 Comparación de la respuesta real y la obtenida con el modelo 5GLC. Dir T

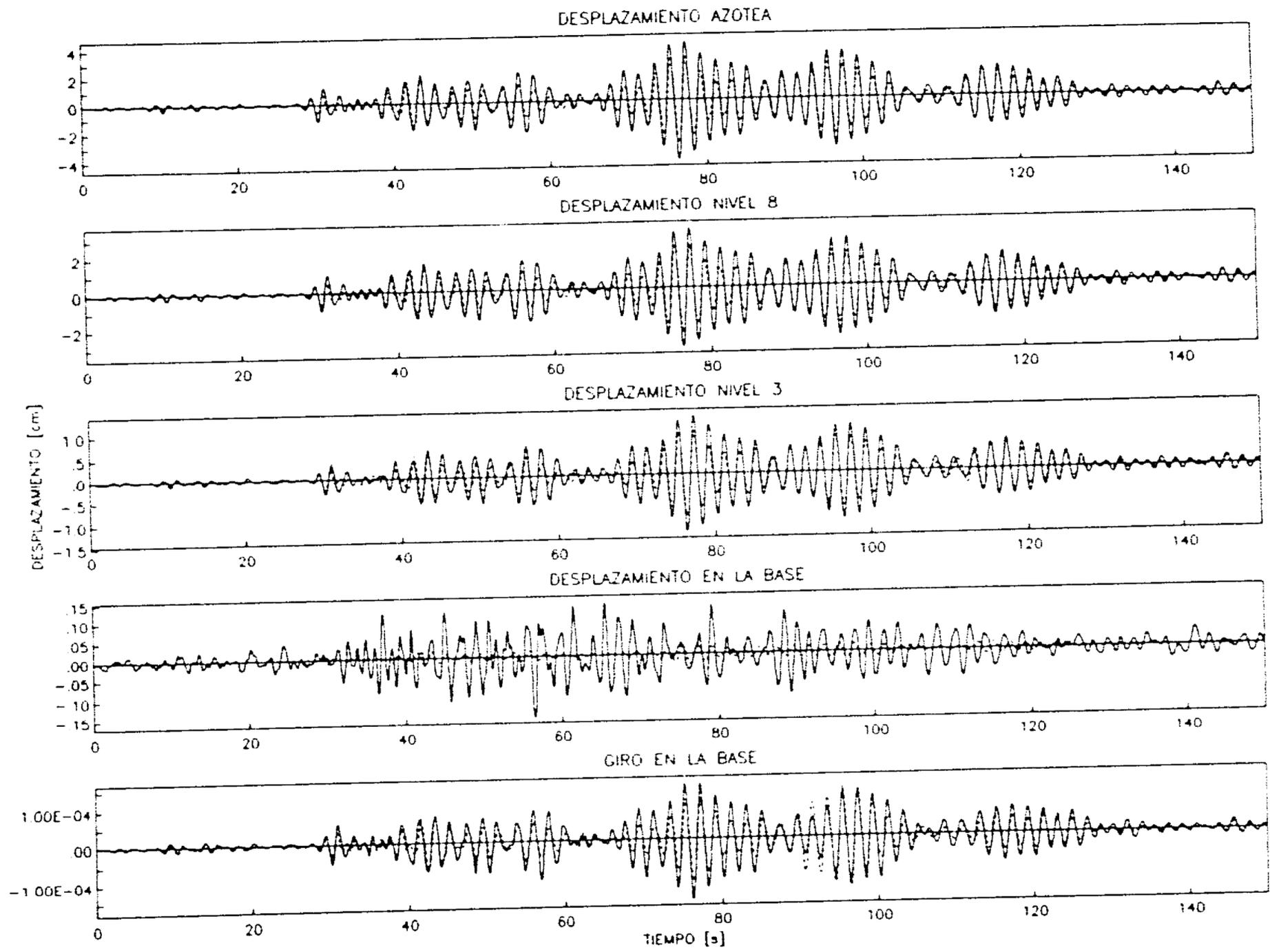


Figura 62 Comparación de la respuesta real y la obtenida con el modelo 5GLC. Dir L.

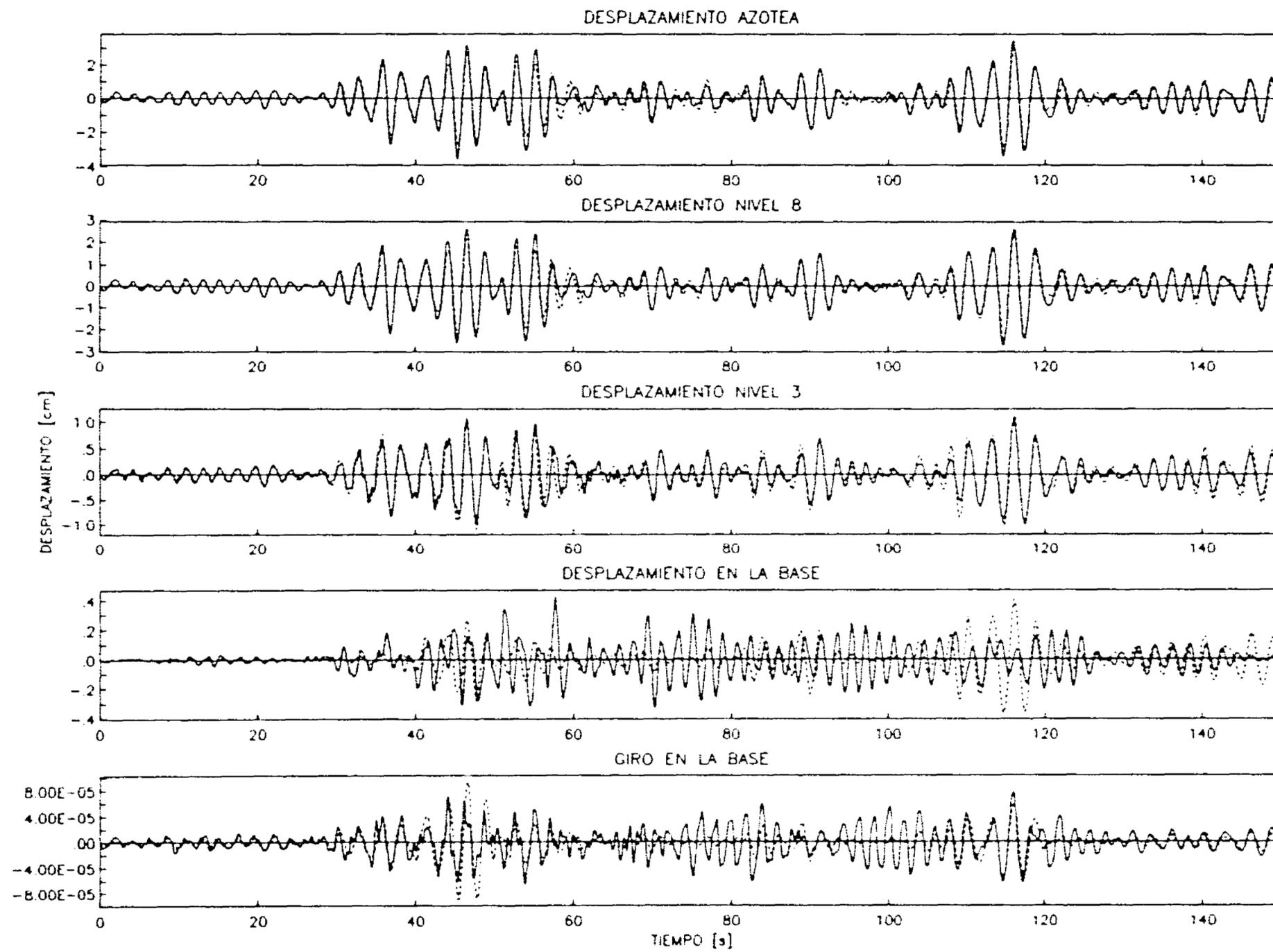


Figura 63 Comparación de la respuesta real y la obtenida con el modelo 5GLP. Dir T

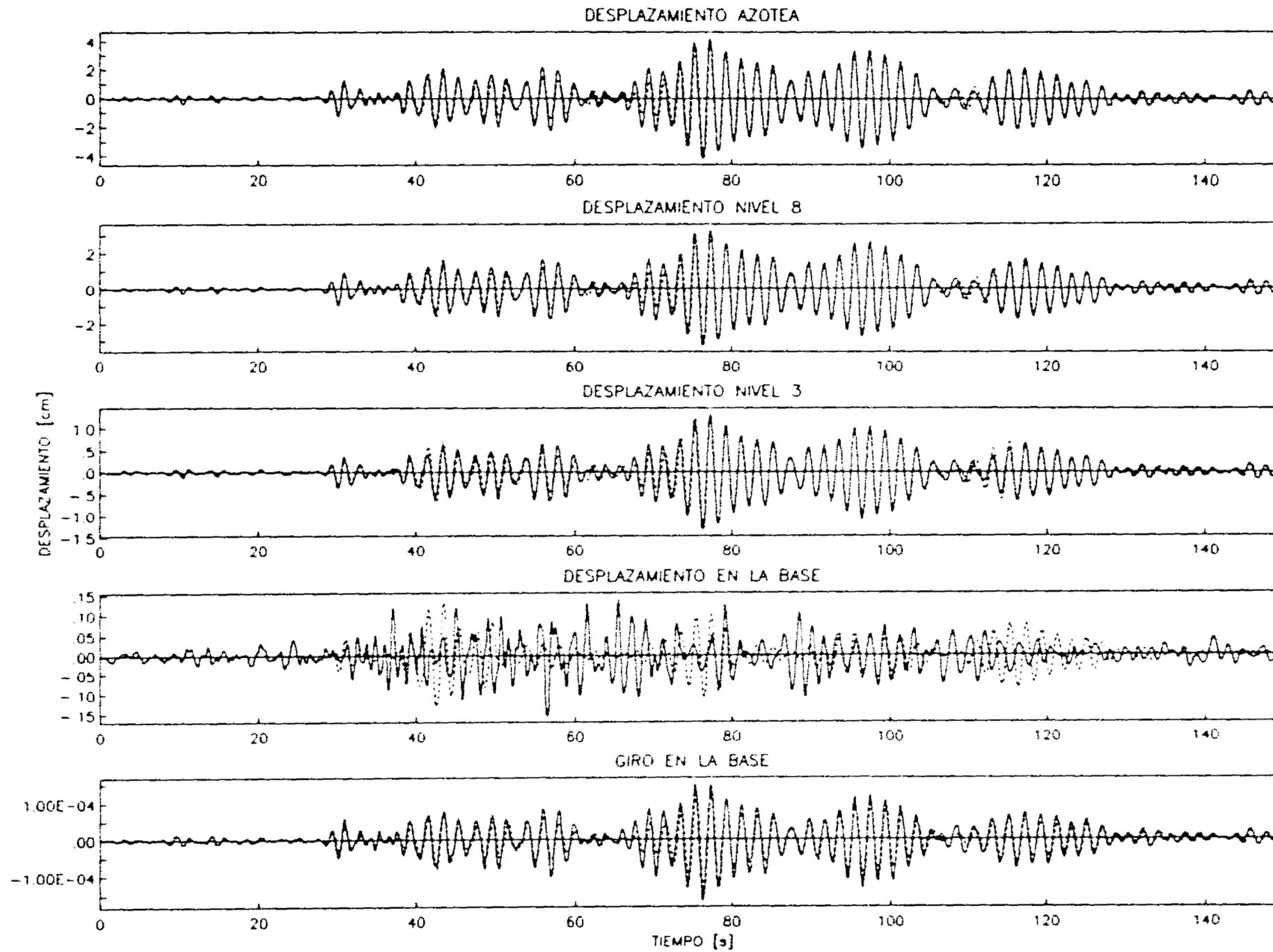


Figura 64 Comparación de la respuesta real y la obtenida con el modelo 5GLP. Dir L

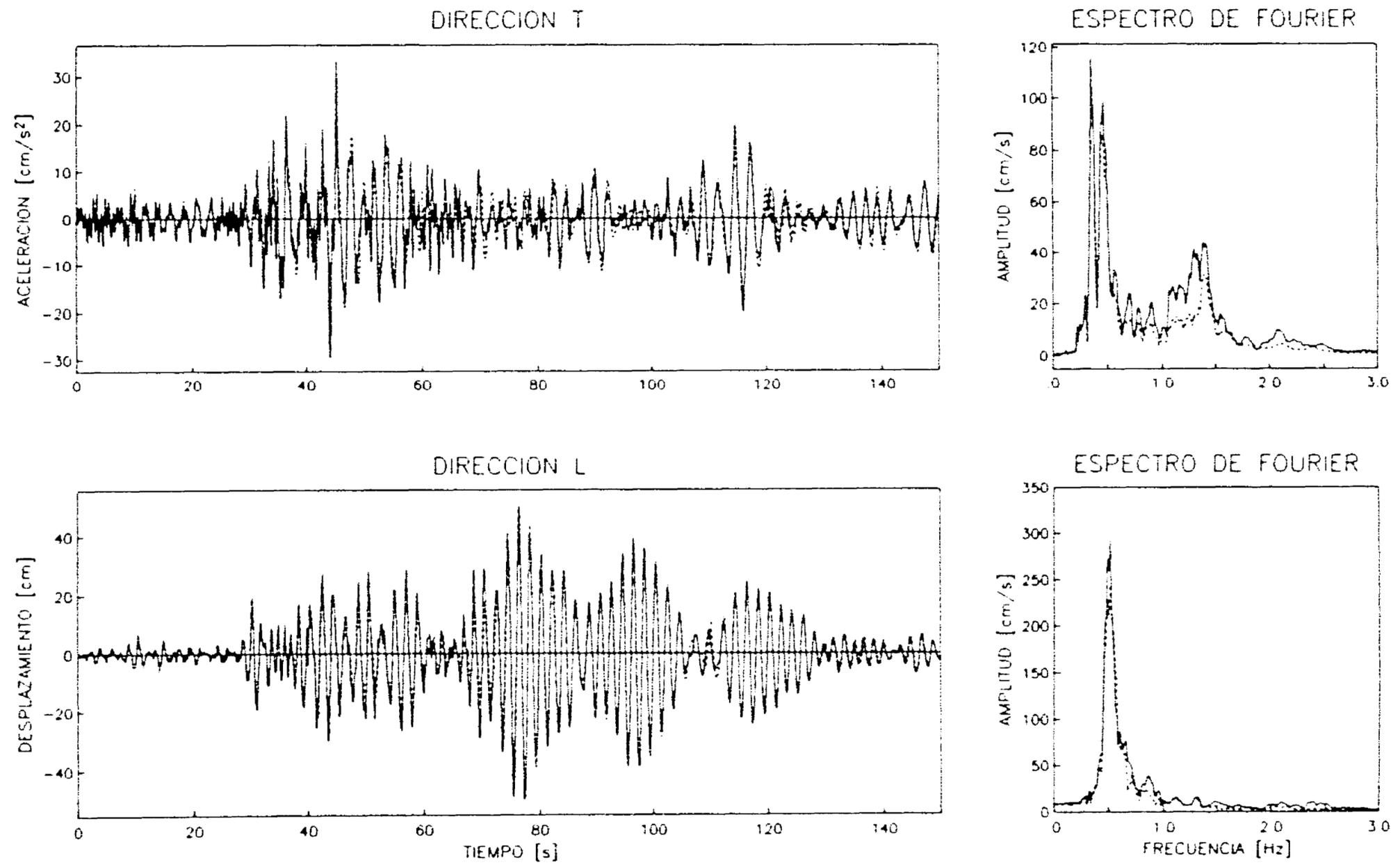


Figura 65 Comparación de la respuesta de azotea y espectros de Fourier con respecto a los obtenidos del modelo 5GLP

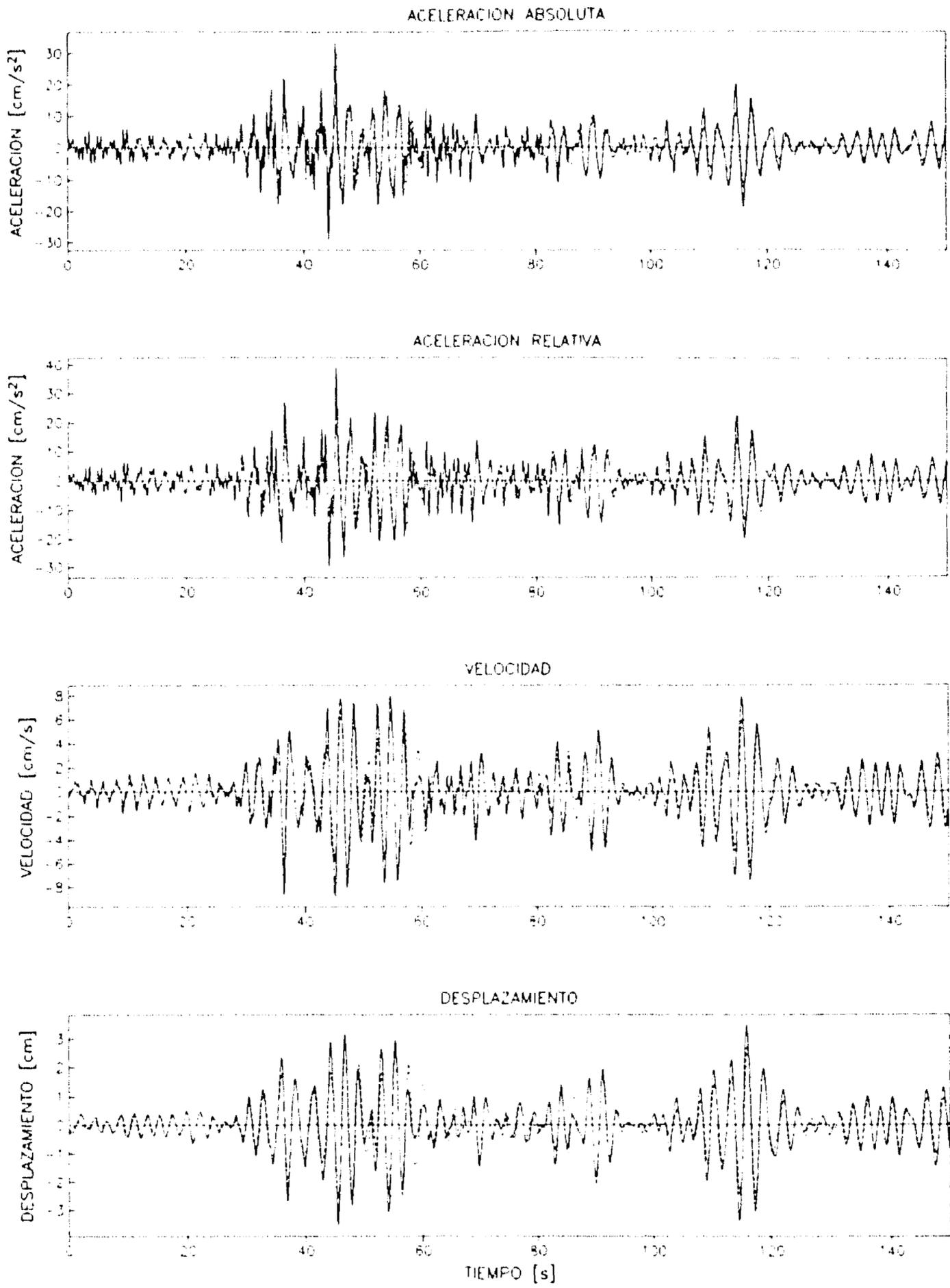


Figura 66 Comparación de la respuesta real con respecto a la obtenida del modelo 3GLT. Dir T

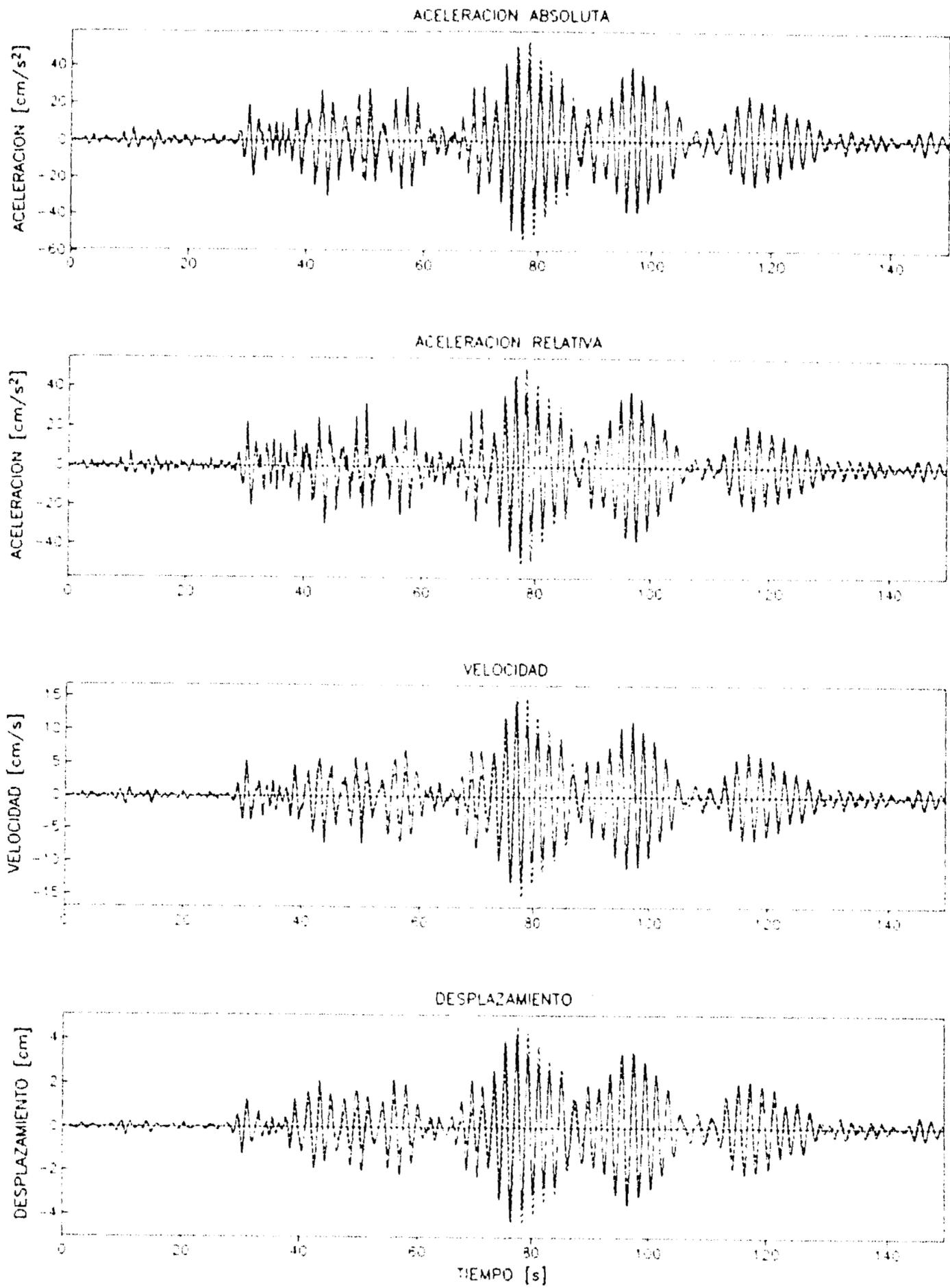


Figura 67 Comparación de la respuesta real con respecto a la obtenida del modelo 3GLT. Dir L

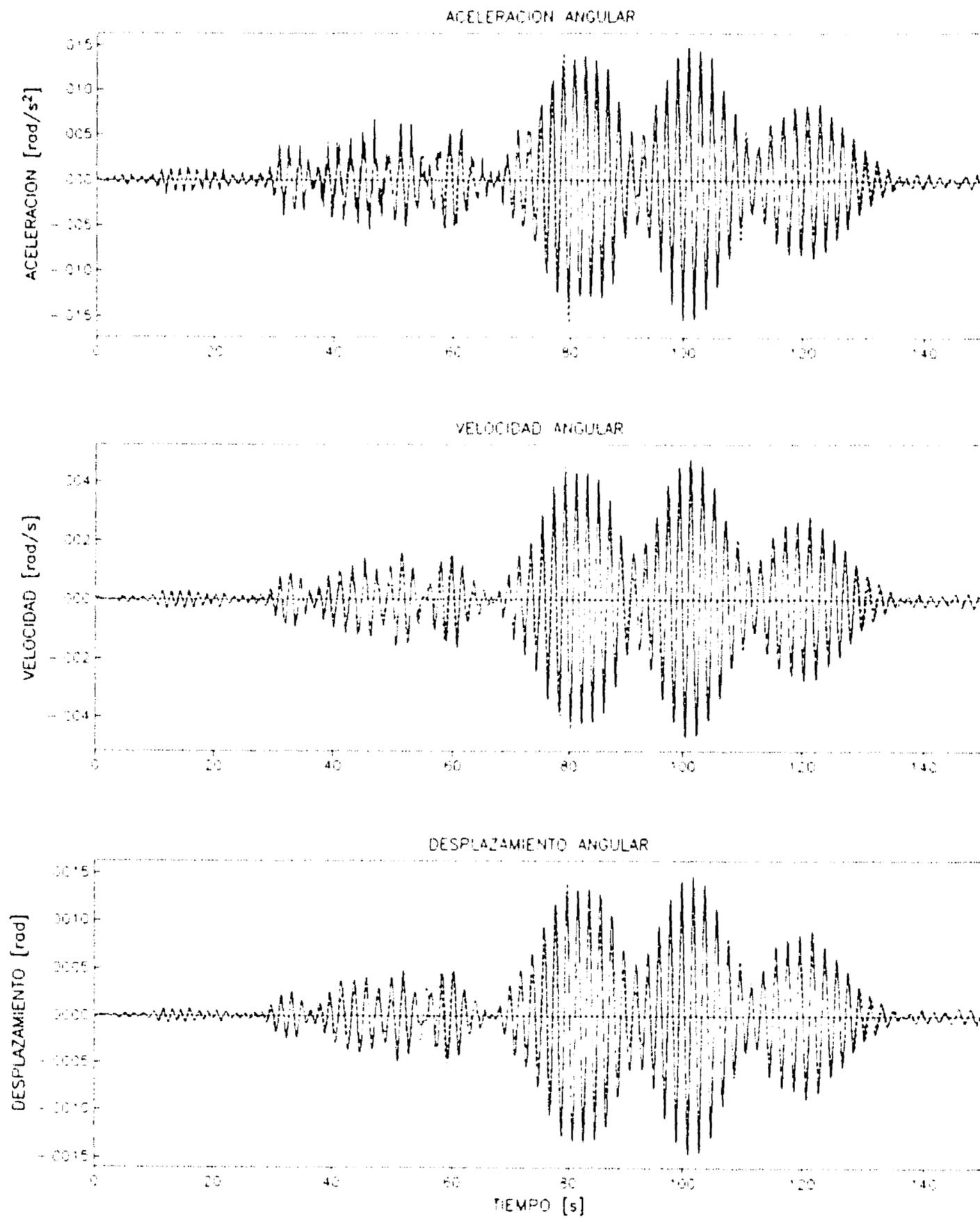


Figura 68 Comparación de la respuesta real con respecto a la obtenida del modelo 3GLT. Torsión

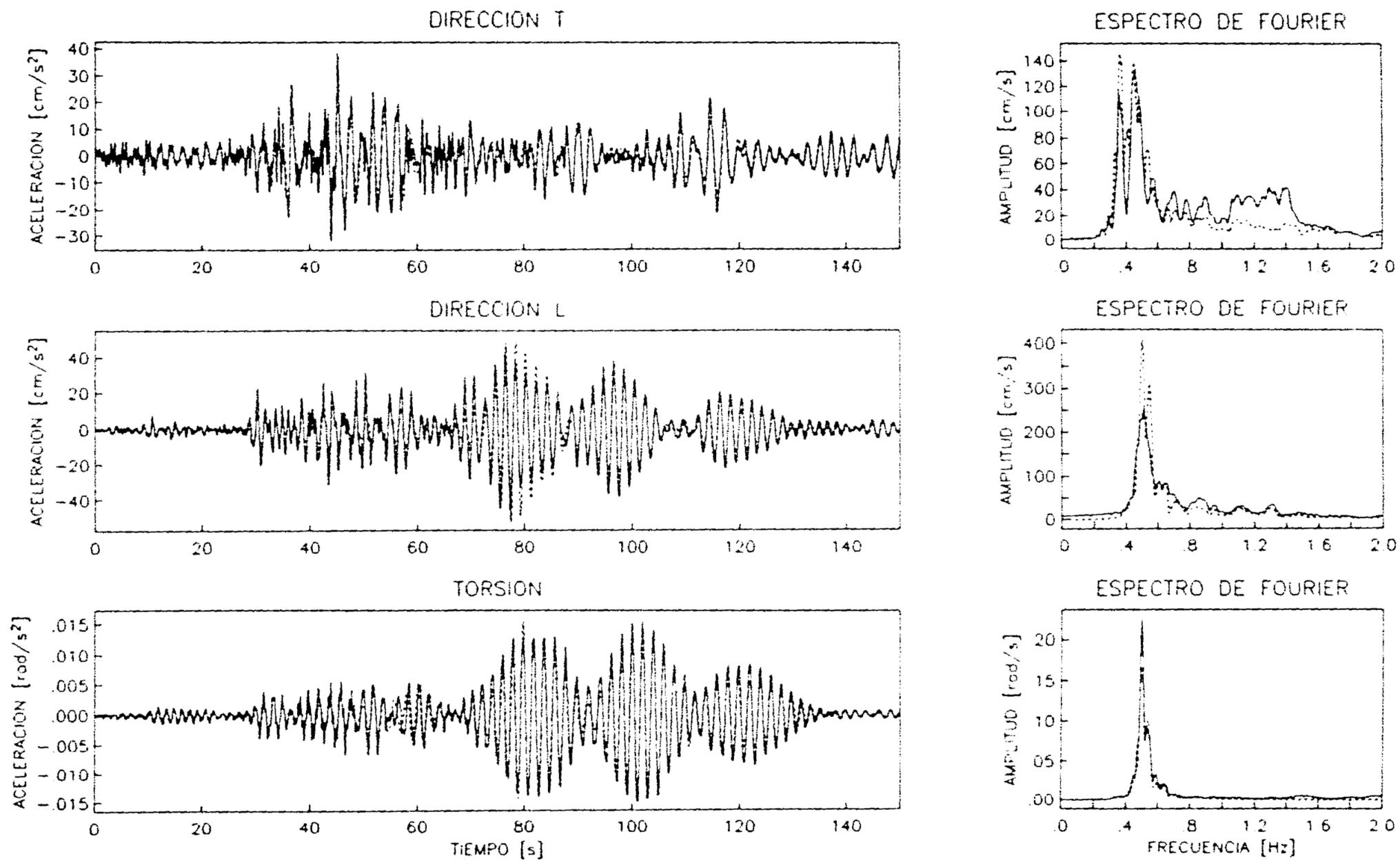


Figura 69 Comparación de la respuesta real en el dominio del tiempo y la frecuencia con la respuesta del modelo 3GLT en las tres direcciones de análisis

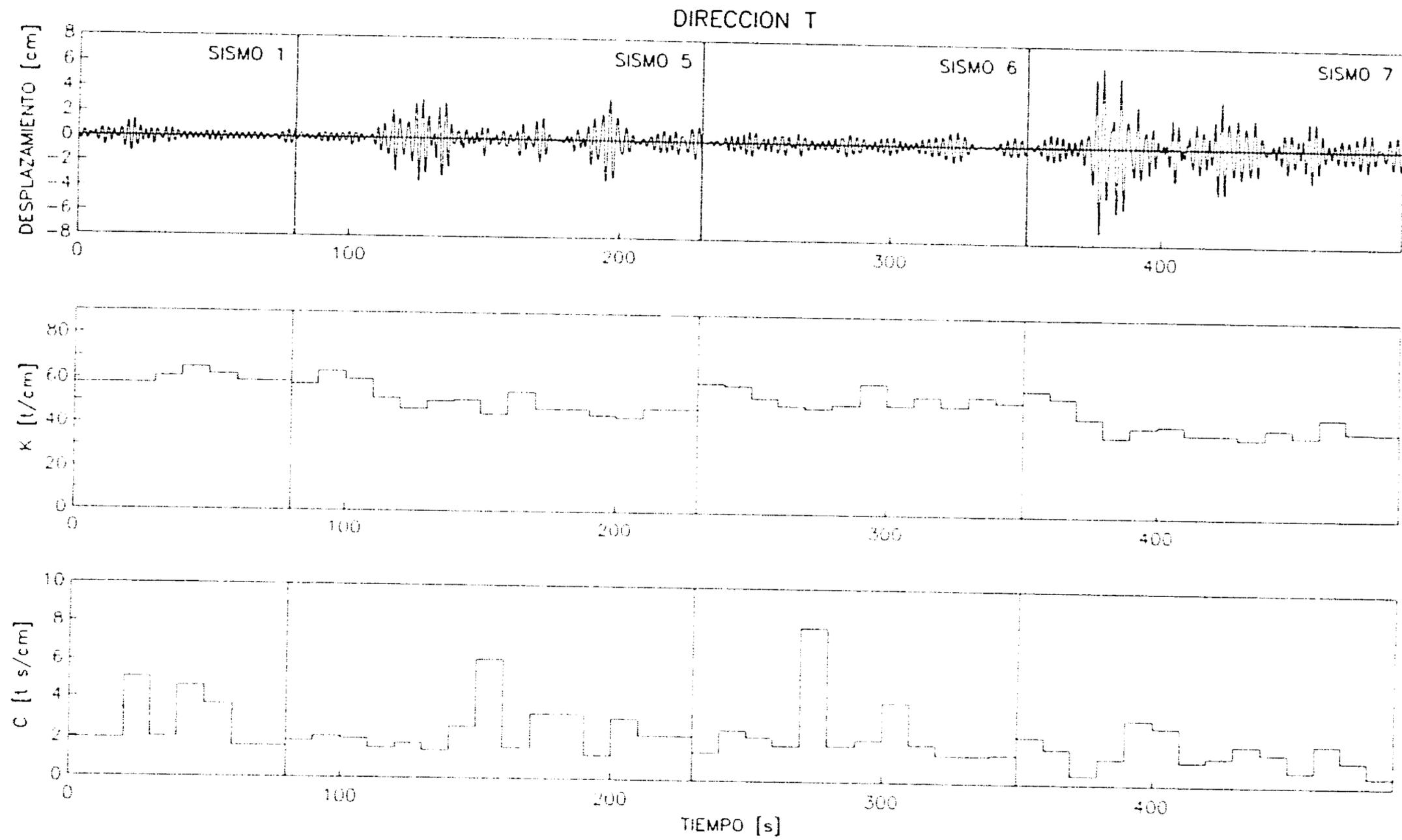


Figura 70 Variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento obtenidos con el modelo 3GLT para los cuatro eventos analizados. Dir T

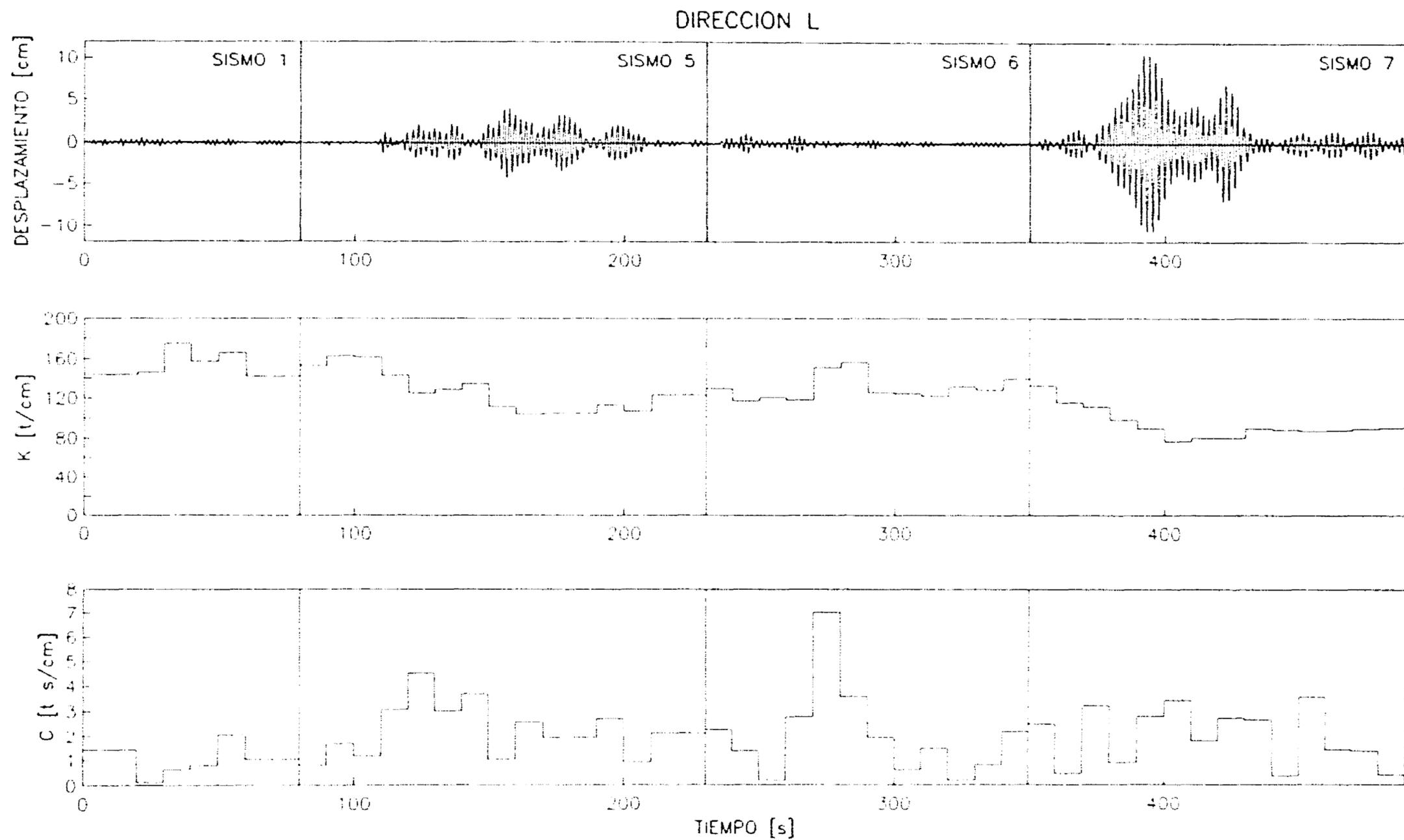
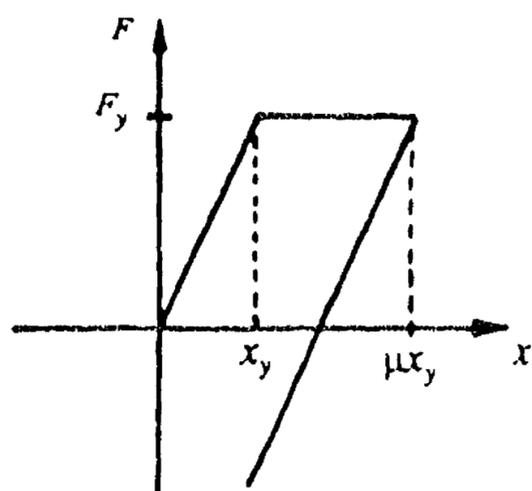


Figura 71 Variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento obtenidos con el modelo 3GLT para los cuatro eventos analizados. Dir L

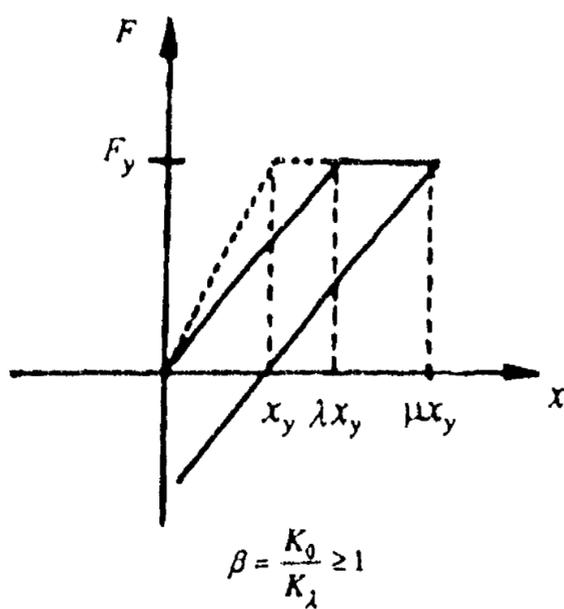
**RIGIDEZ Y AMORTIGUAMIENTO EQUIVALENTE
SISTEMA SIN DETERIORO**



$$K' = K_0 \left[\frac{9\mu^2}{(1 + 2\mu^{3/2})^2} \right]$$

$$\xi = \xi_0 + \frac{2(\mu - \ln \mu - 1)}{\pi\mu}$$

**RIGIDEZ Y AMORTIGUAMIENTO EQUIVALENTE
SISTEMA CON DETERIORO**



$$K' = K_0 \left[\frac{9\mu^2}{(\lambda^{3/2} + 2\mu^{3/2})^2} \right]$$

$$\xi = \xi_0 + \frac{2(\mu - \ln \frac{\mu}{\lambda} - \lambda)}{\pi\mu}$$

Figura 72 Parámetros equivalentes de rigidez y amortiguamiento en función de la ductilidad y el deterioro del sistema

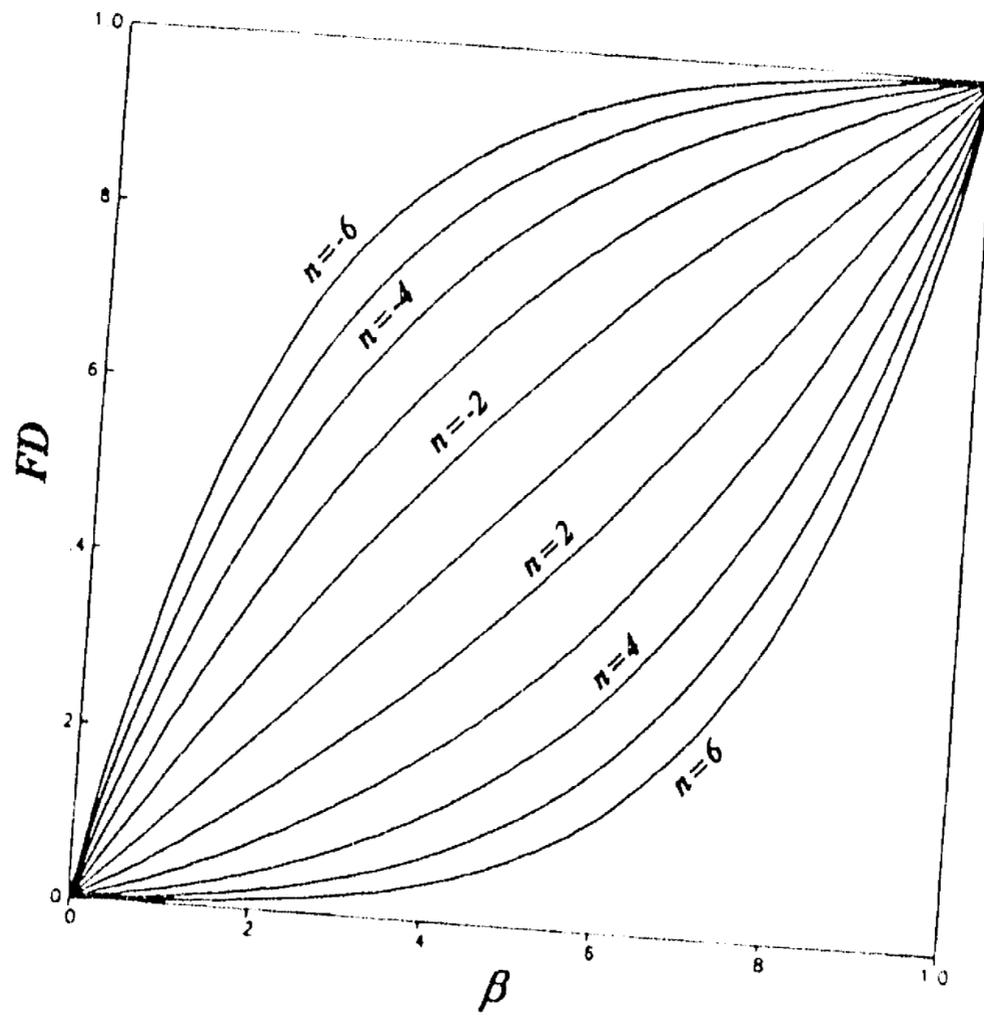


Figura 73 Relación del factor de deterioro FD con respecto al parámetro de carga β

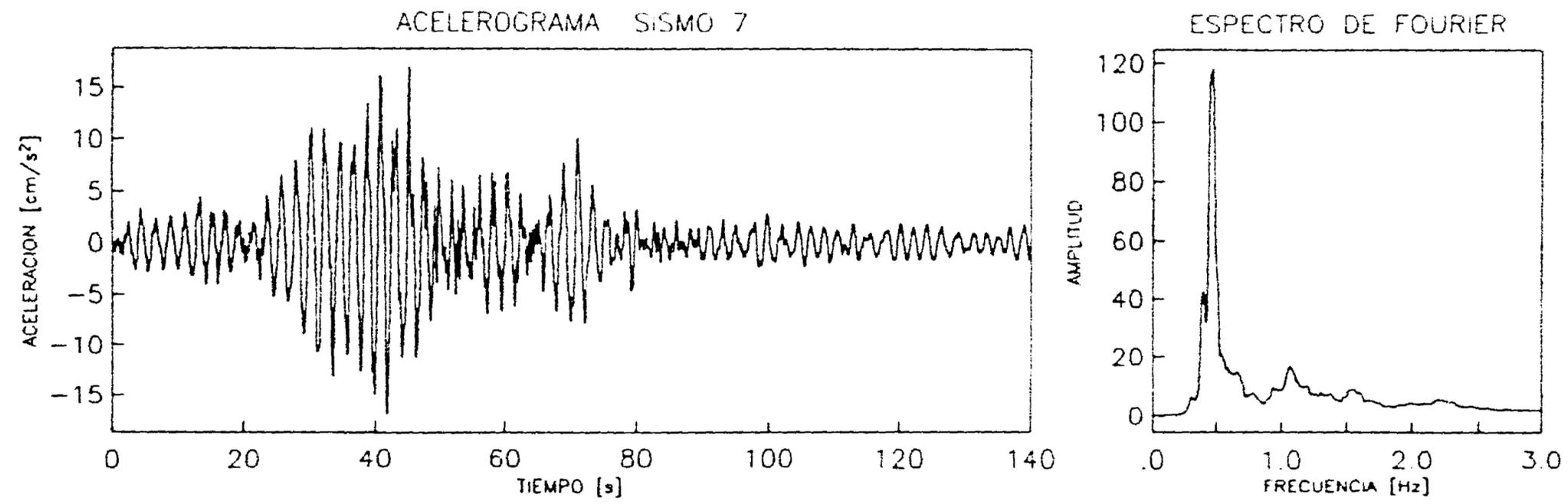


Figura 74 Acelerograma y espectro de Fourier del evento JAL

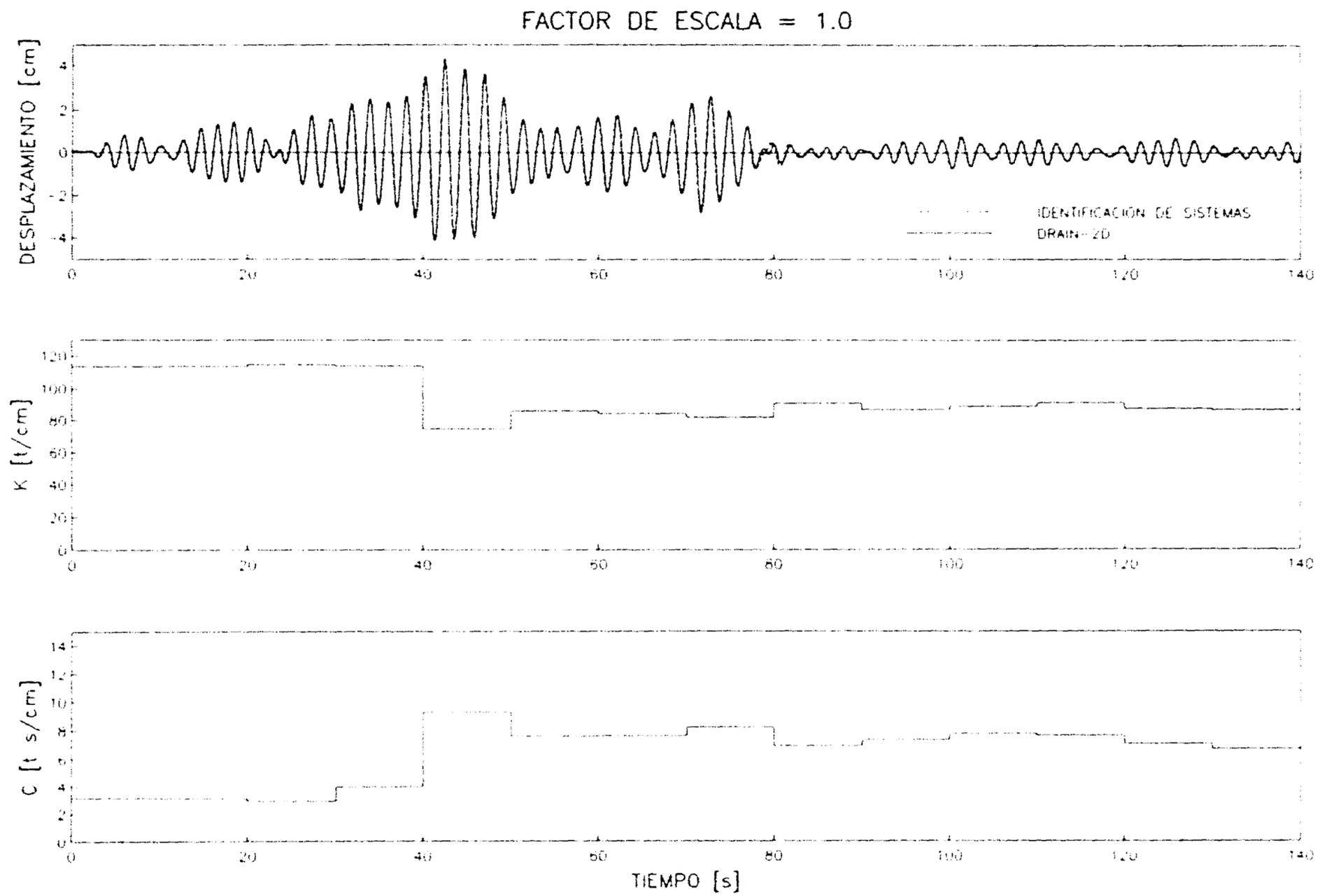


Figura 75 Comparación entre la respuesta real y la estimada con modelo 1GL. Factor de escala 1

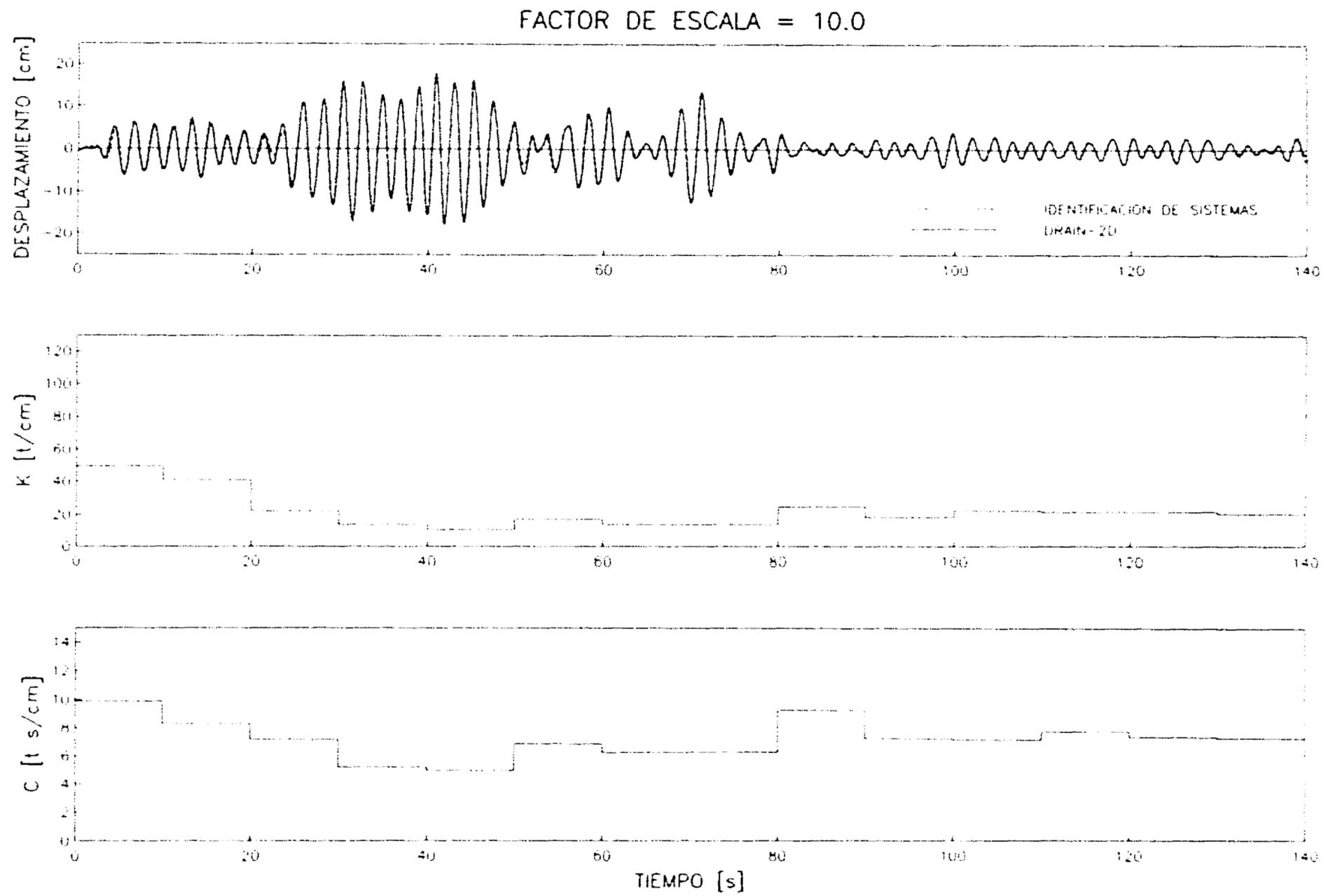


Figura 76 Comparación entre la respuesta real y la estimada con modelo IGL. Factor de escala 10

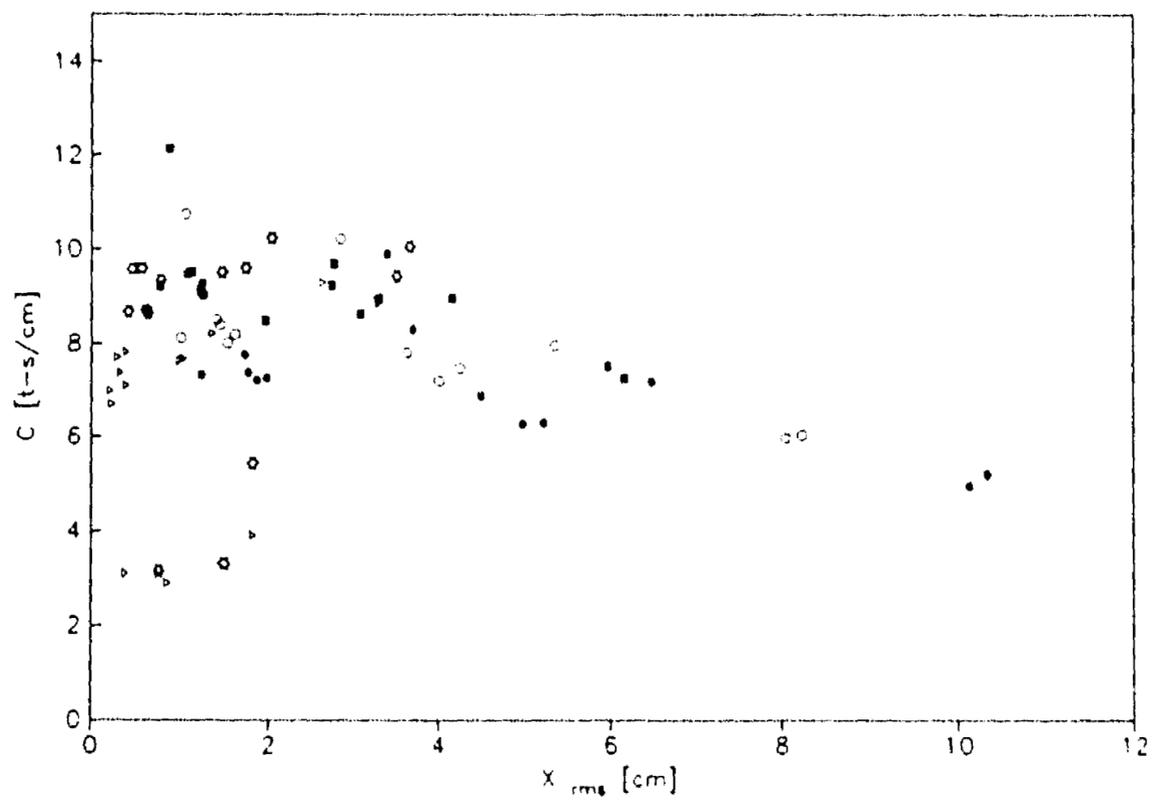
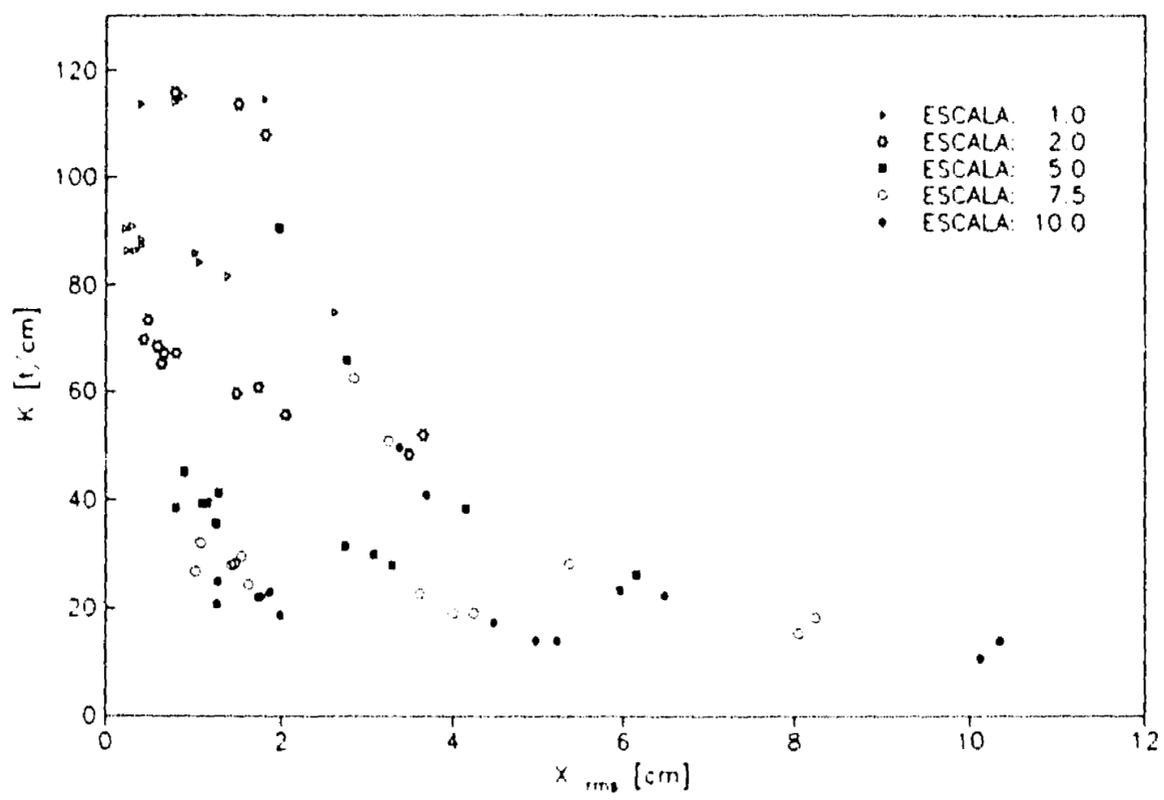


Figura 77 Variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento en función del nivel de respuesta. Modelo A

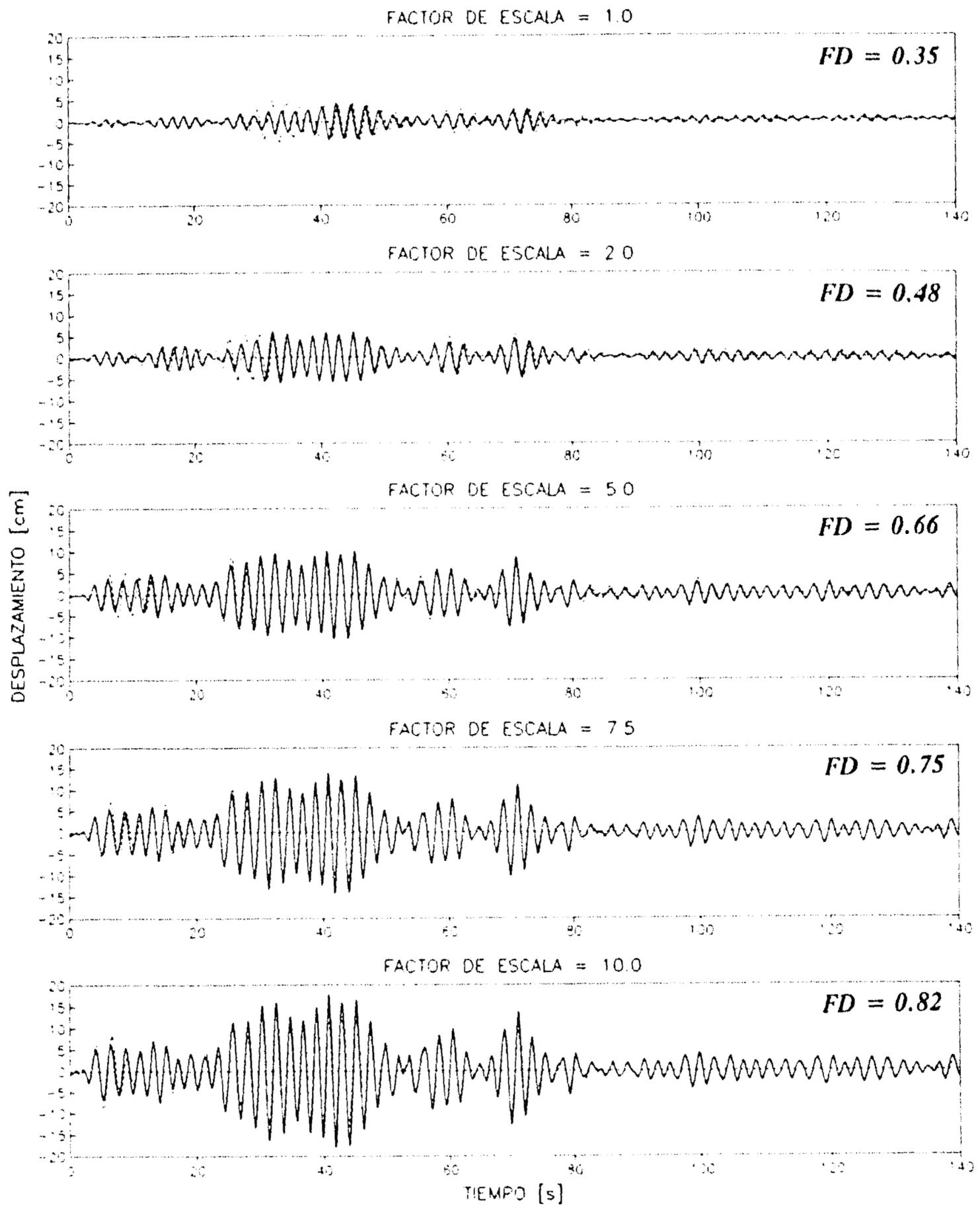


Figura 78 Comparación entre la respuesta real del sistema (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción (línea punteada) para los cinco eventos estudiados en el modelo A

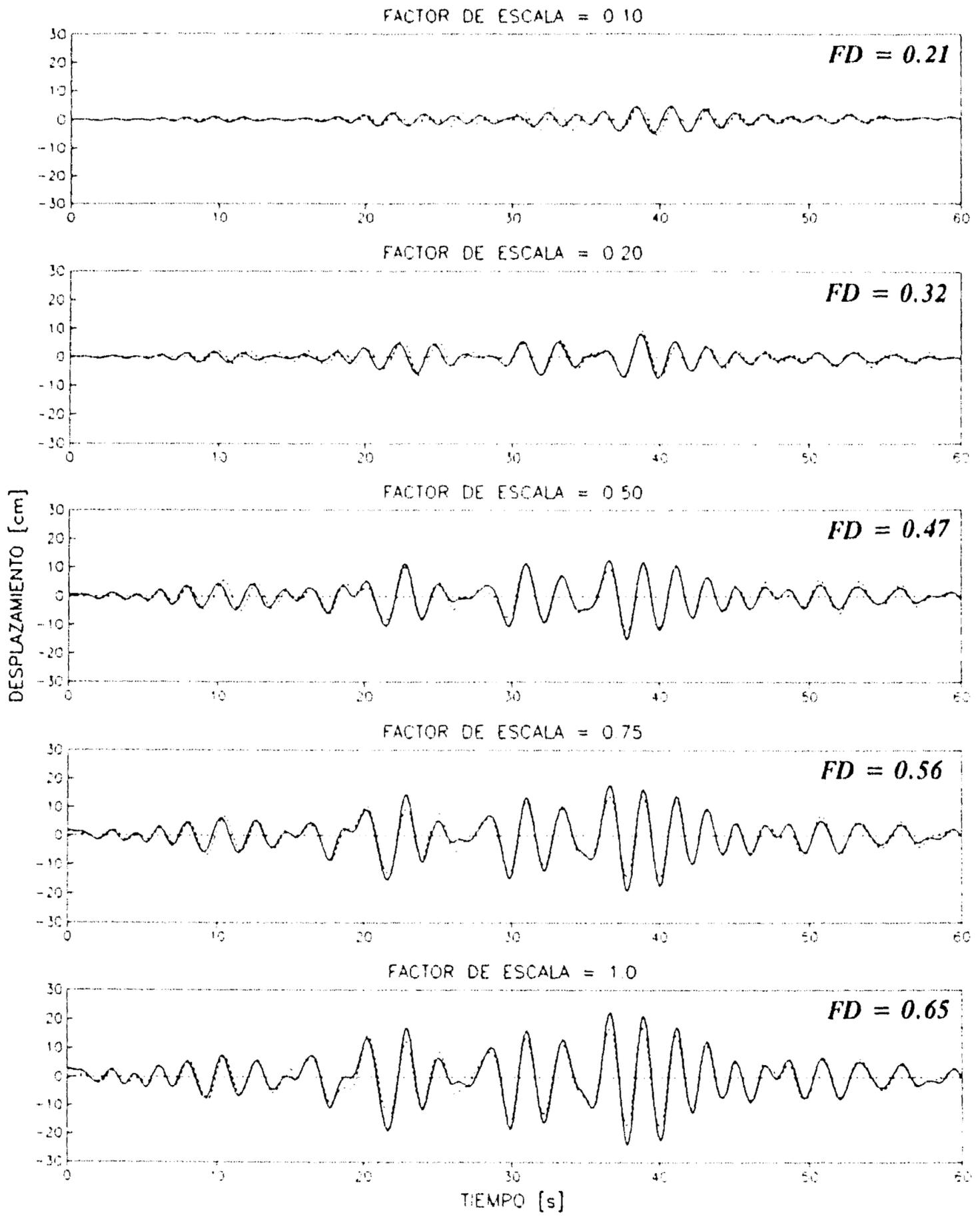


Figura 79 Comparación entre la respuesta real del sistema (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción (línea punteada) para el sismo SCT en el modelo A

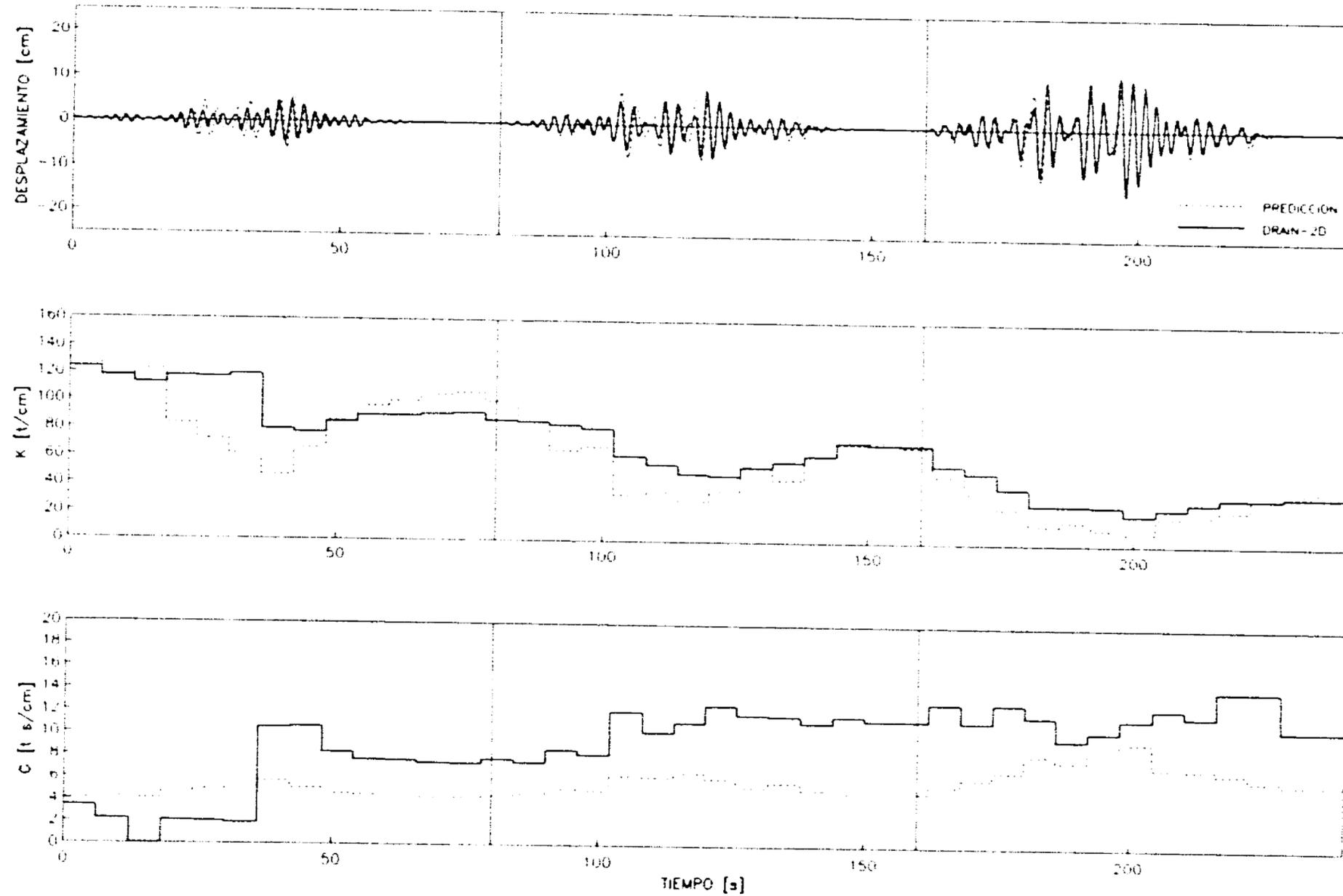


Figura 80 Comparación entre la respuesta real del sistema (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción (línea punteada) considerando tres acelerogramas en serie generados a partir del sismo SCT. Modelo A

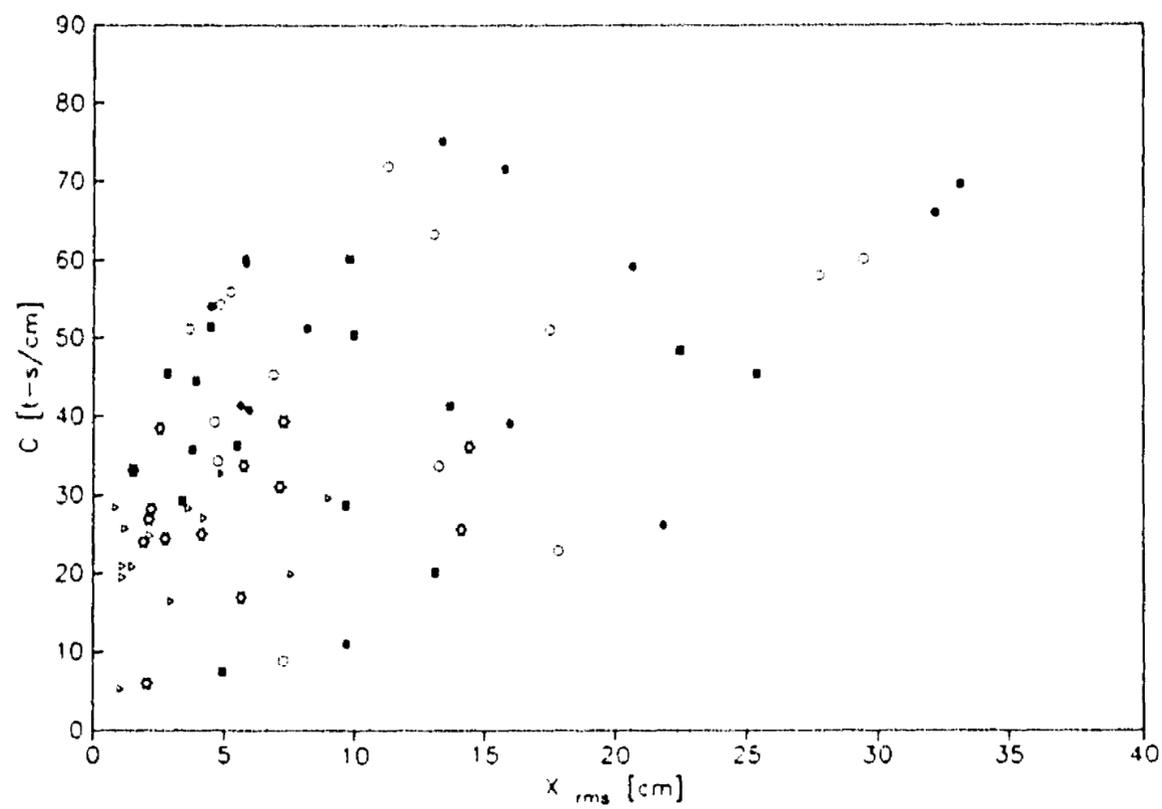
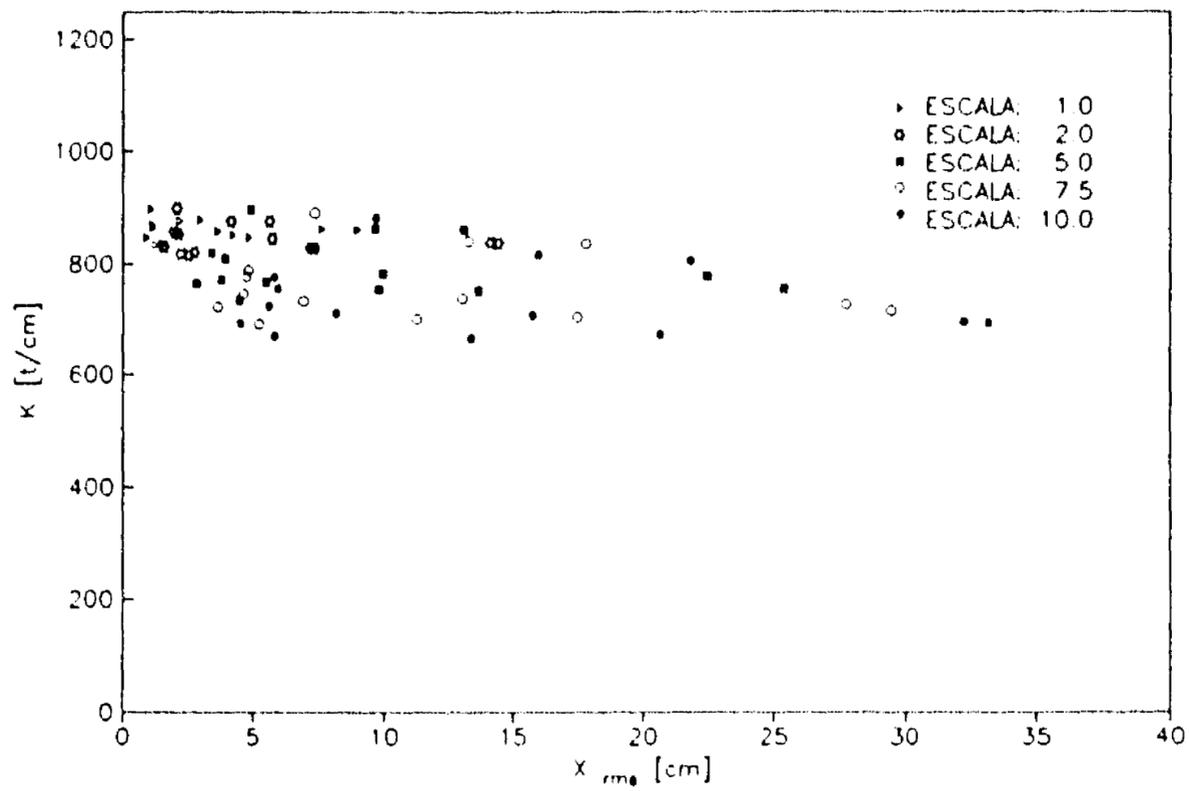


Figura 81 Variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento en función del nivel de respuesta. Modelo B

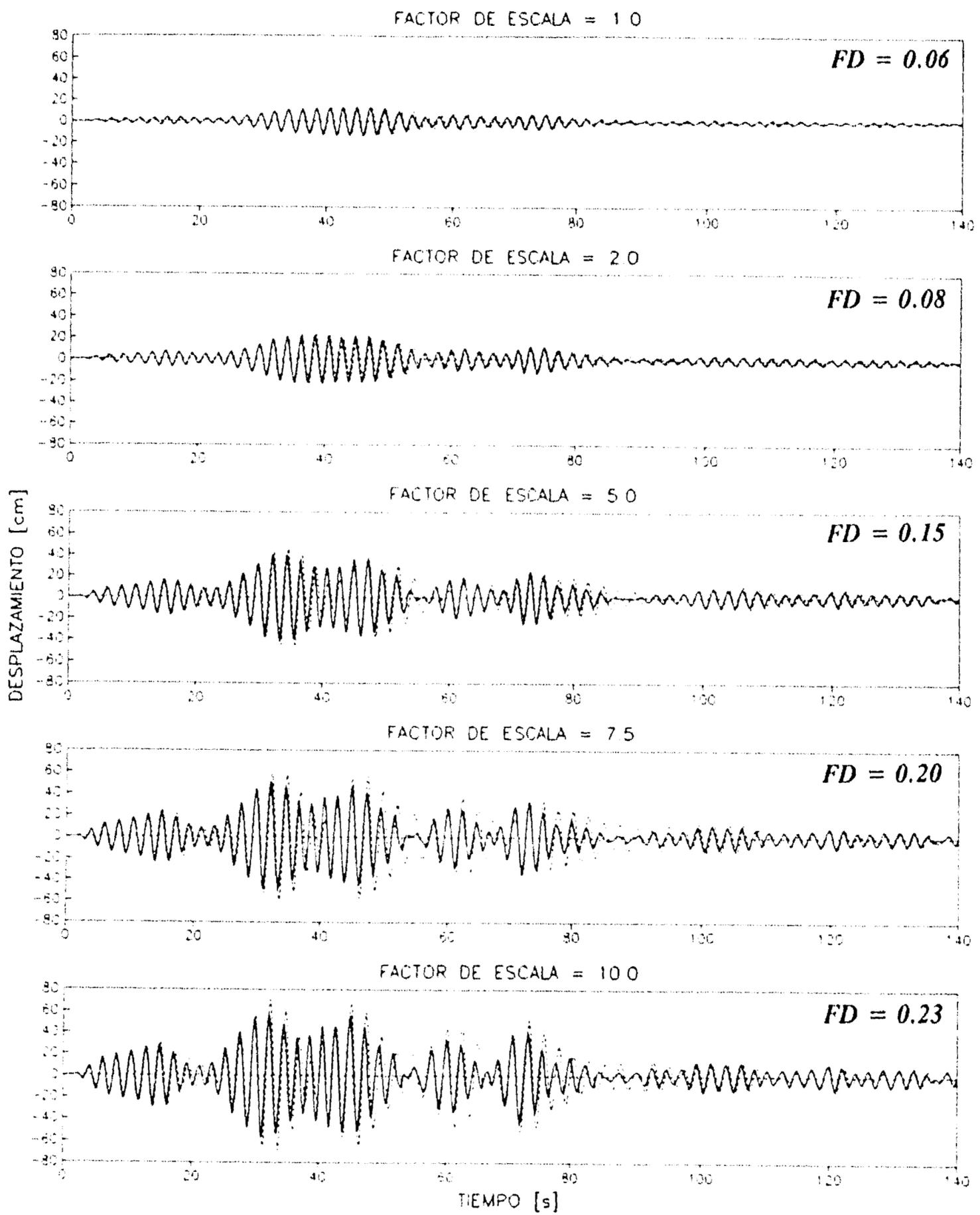


Figura 82 Comparación entre la respuesta real del sistema (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción (línea punteada) para los cinco eventos estudiados en el modelo B

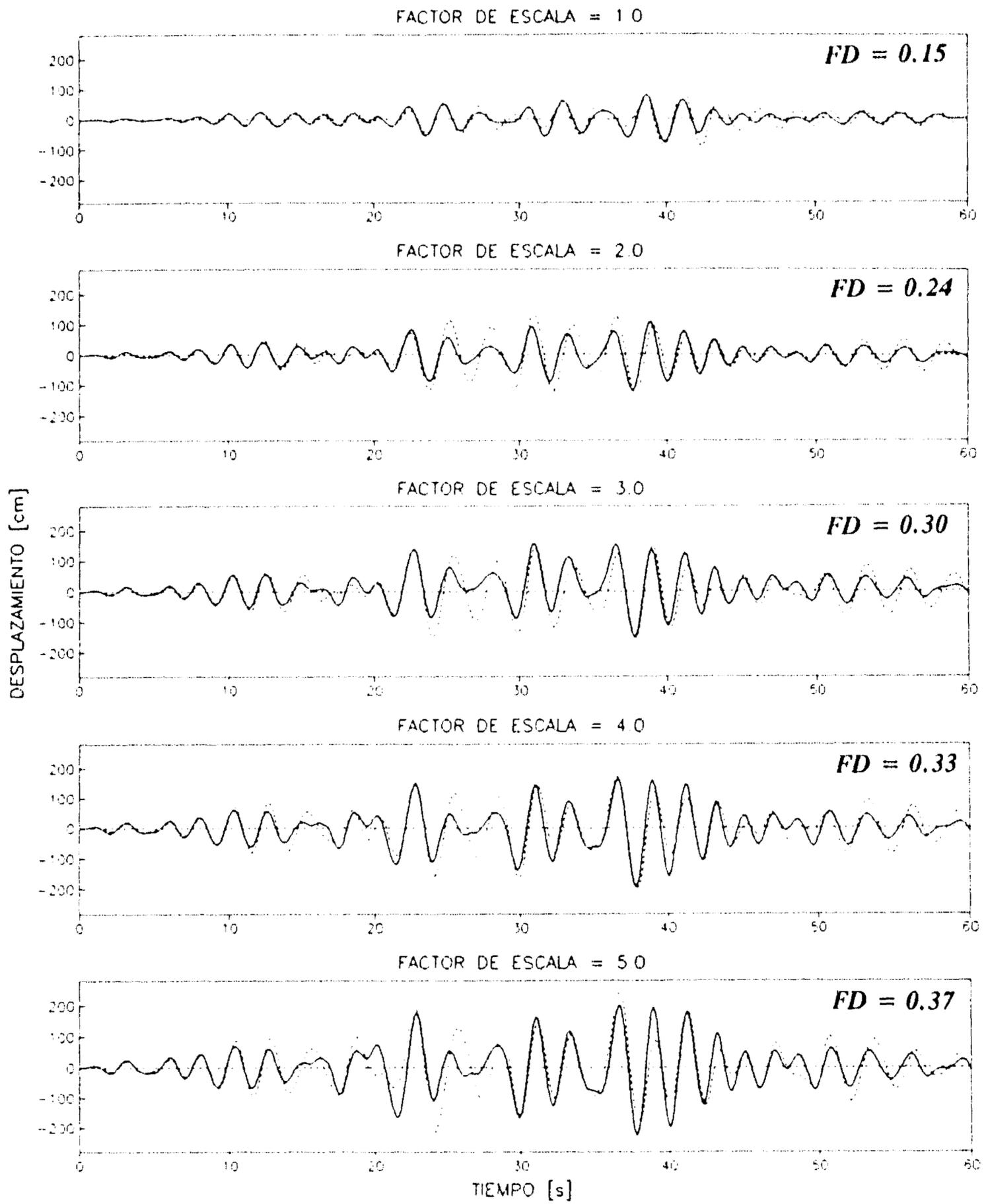


Figura 83 Comparación entre la respuesta real del sistema (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción (línea punteada) para el sismo SCT en el modelo B

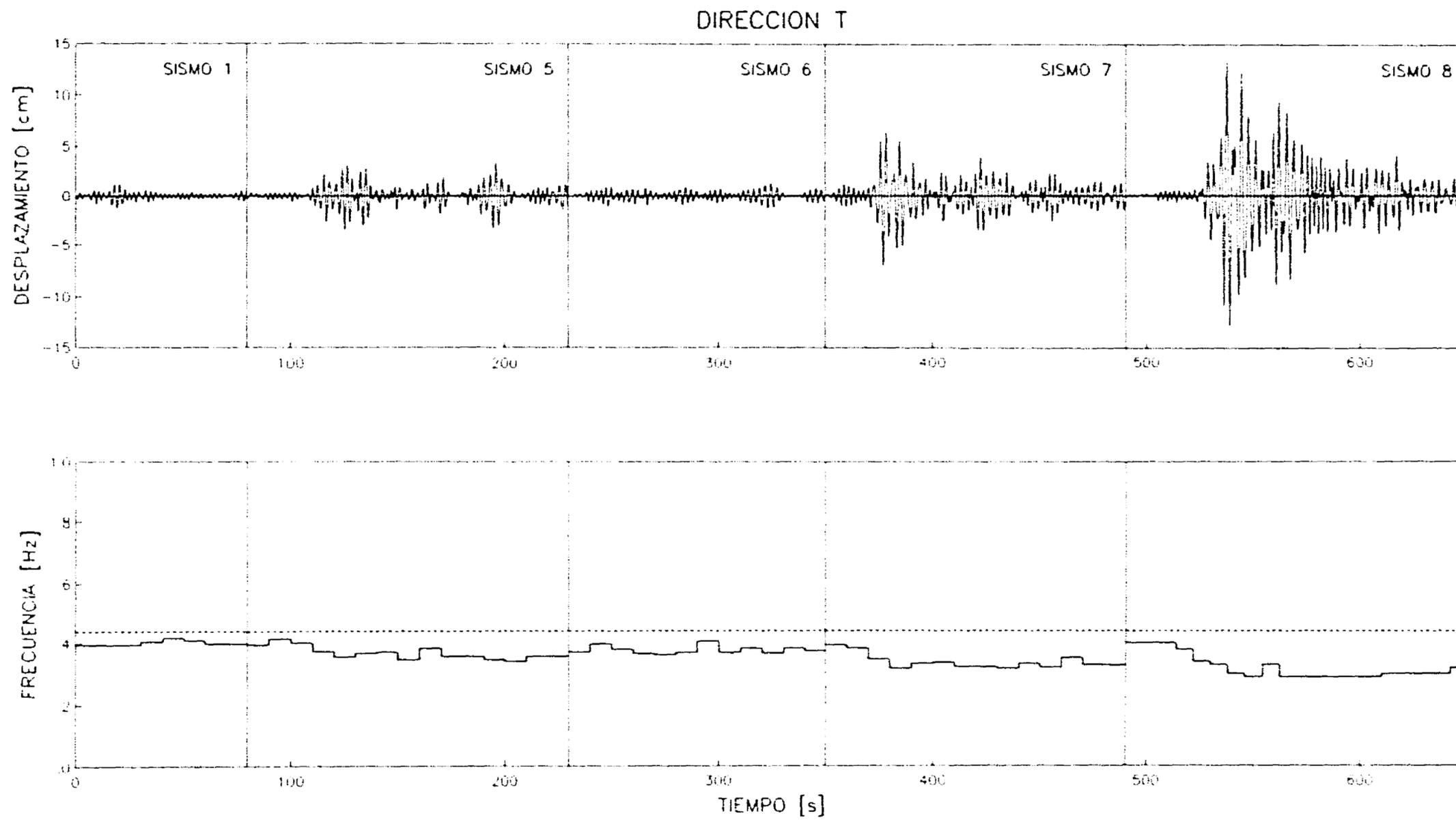


Figura 84 Historias de desplazamiento de azotea del sistema físico durante los cinco eventos estudiados y variación de las frecuencias fundamentales del sistema. Dirección T

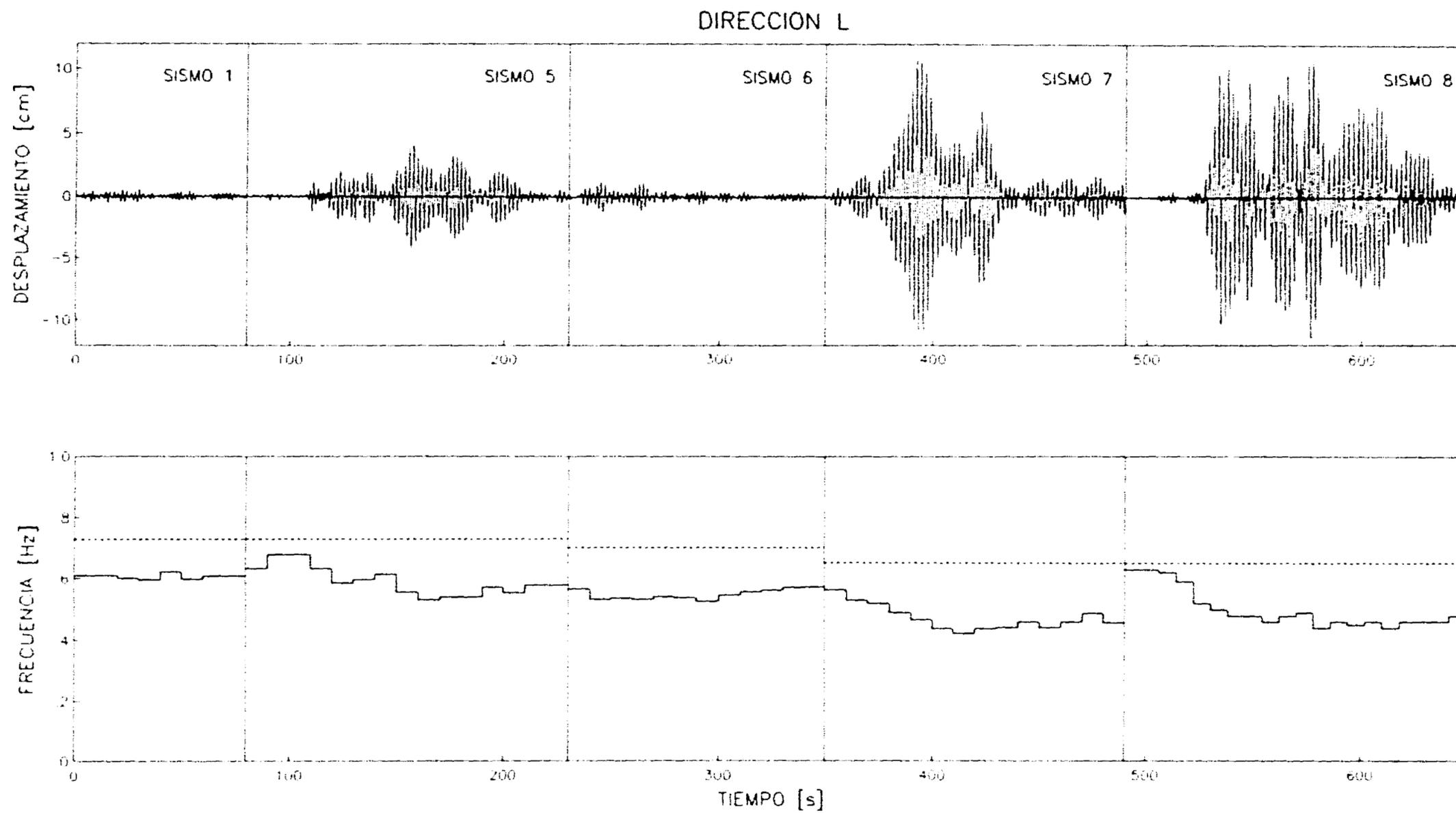


Figura 85 Historias de desplazamiento de azotea del sistema físico durante los cinco eventos estudiados y variación de las frecuencias fundamentales del sistema. Dirección L

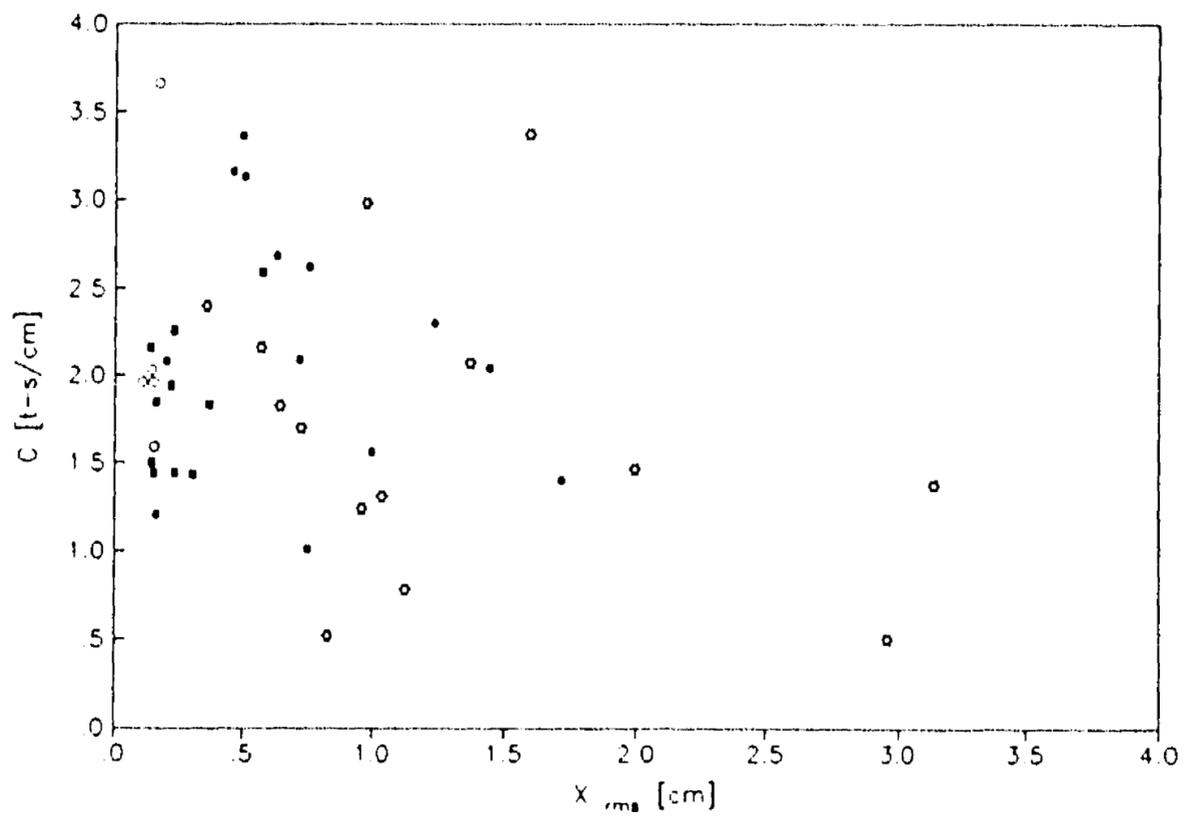
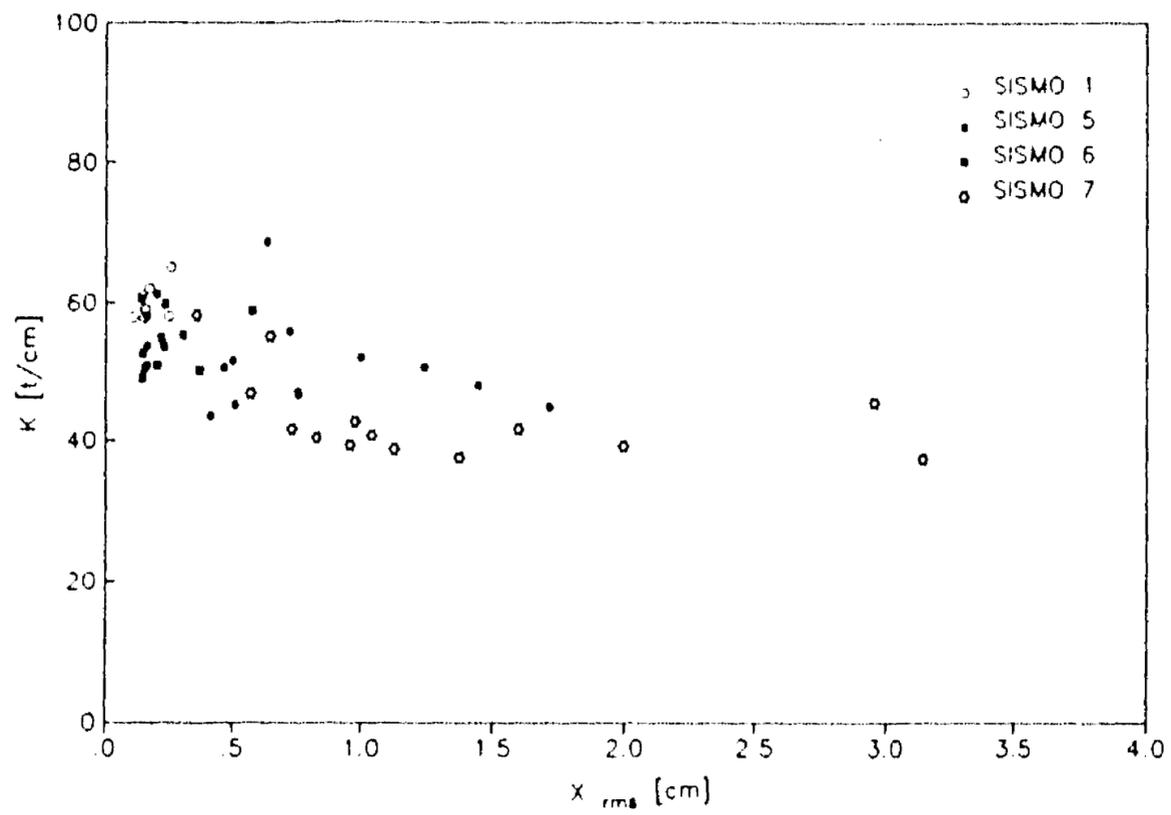


Figura 86 Variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento del sistema físico en función del nivel de respuesta. Dirección T

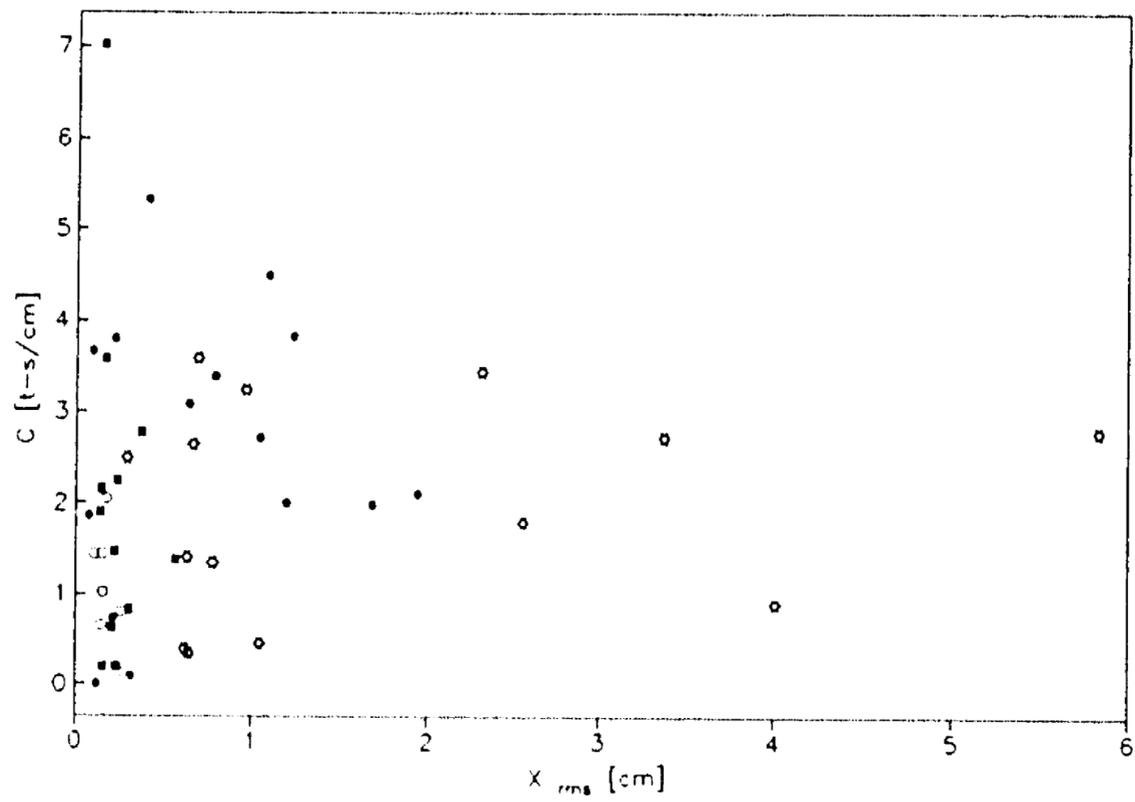
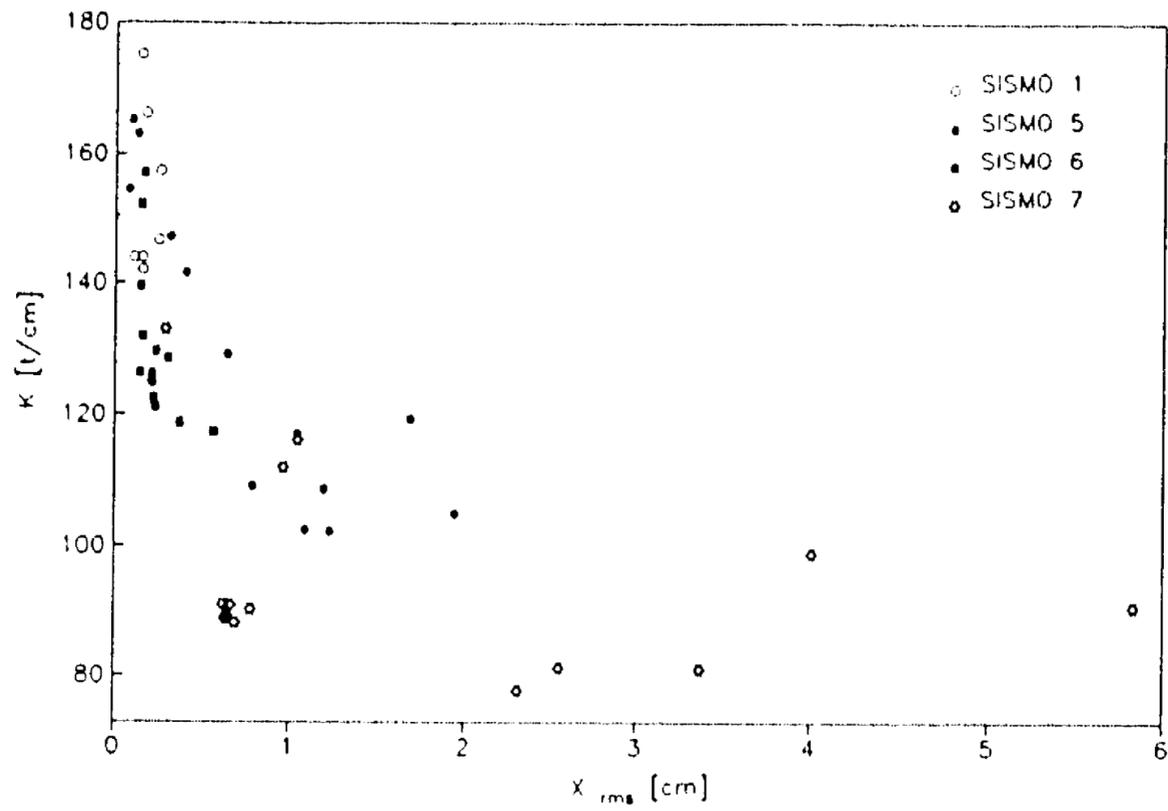


Figura 87 Variación de los parámetros de rigidez y amortiguamiento del sistema físico en función del nivel de respuesta. Dirección L.

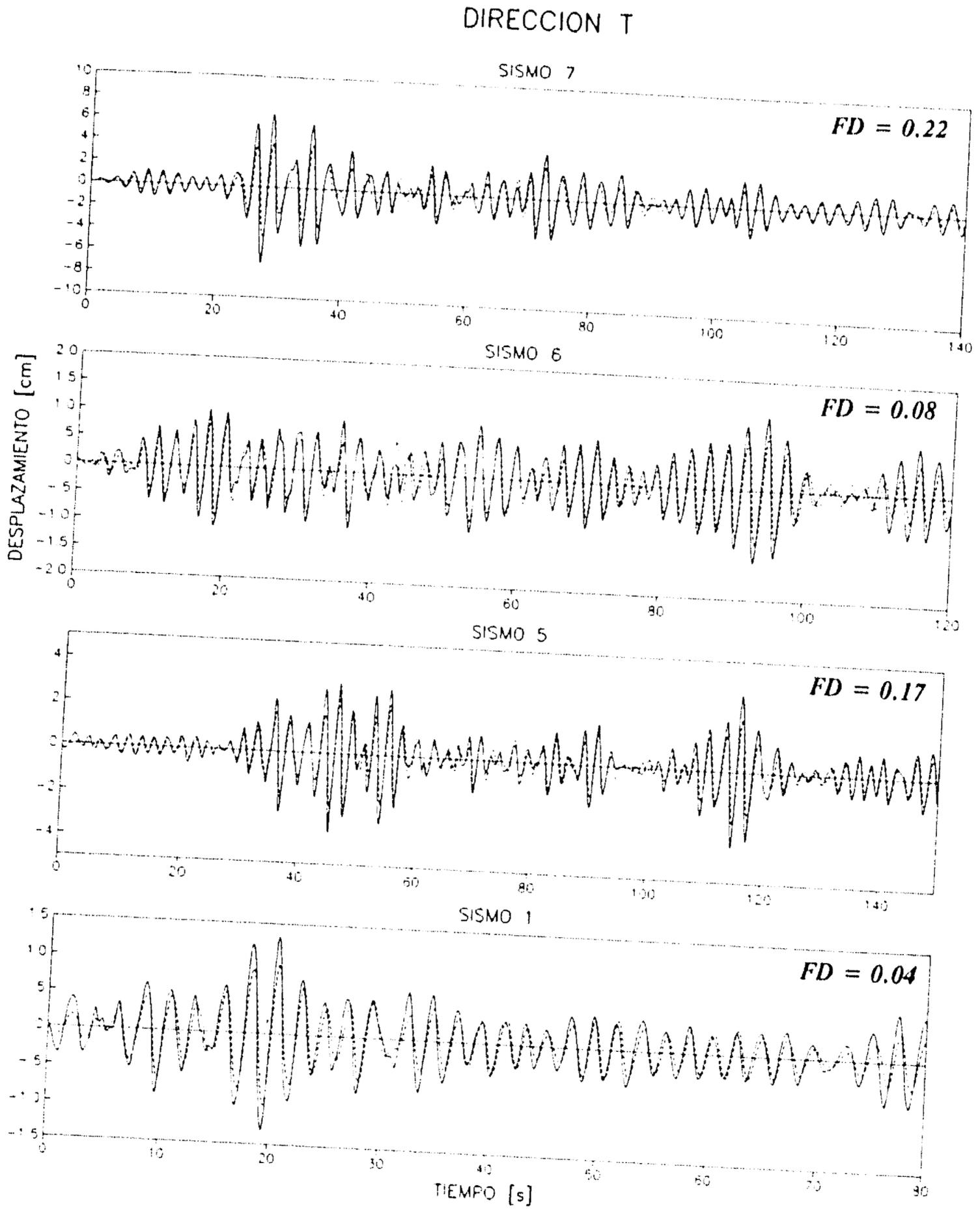


Figura 88 Comparación entre la respuesta real del sistema físico (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción (línea punteada) para los cinco eventos estudiados. Dirección T

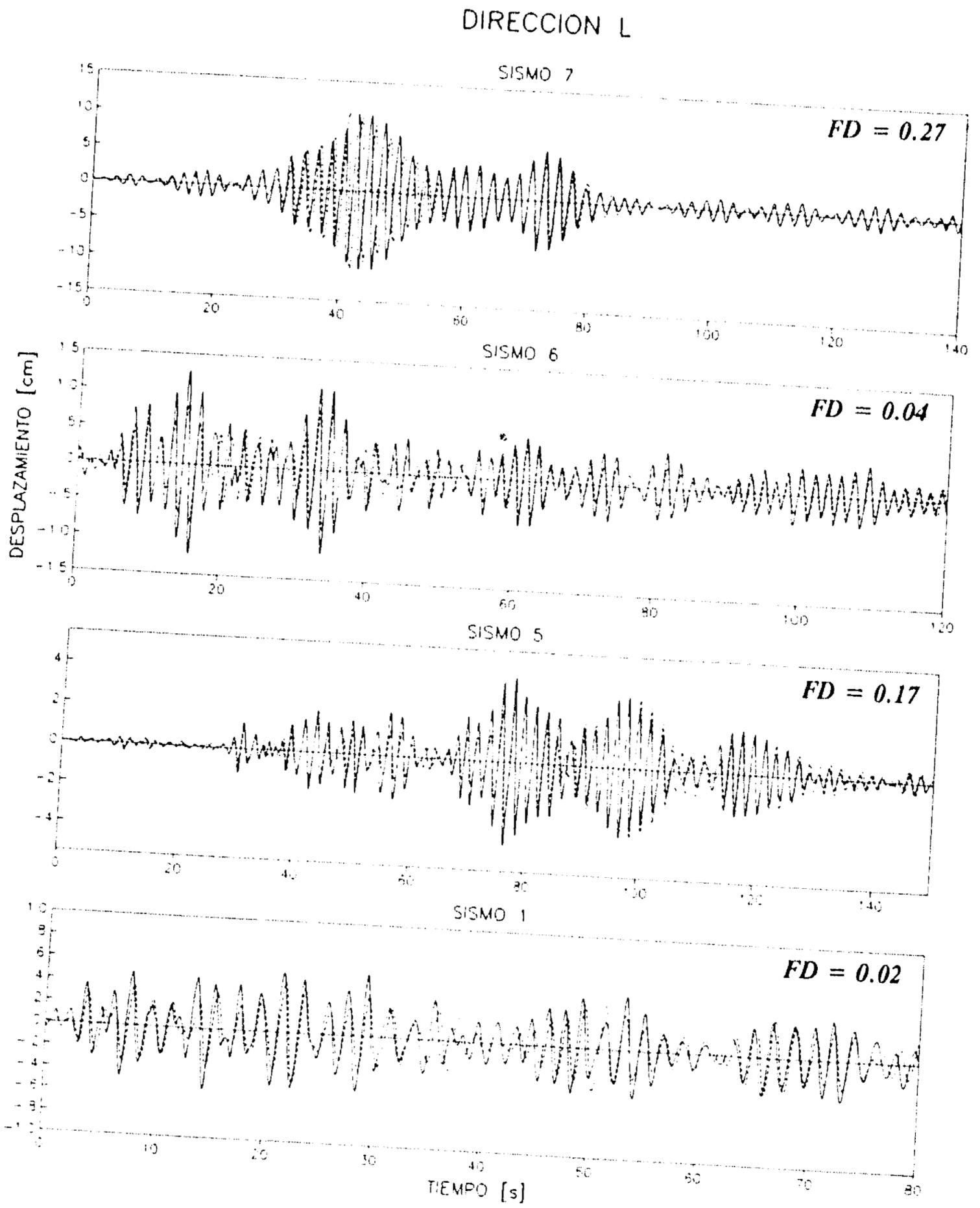


Figura 89 Comparación entre la respuesta real del sistema físico (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción (línea punteada) para los cinco eventos estudiados. Dirección L

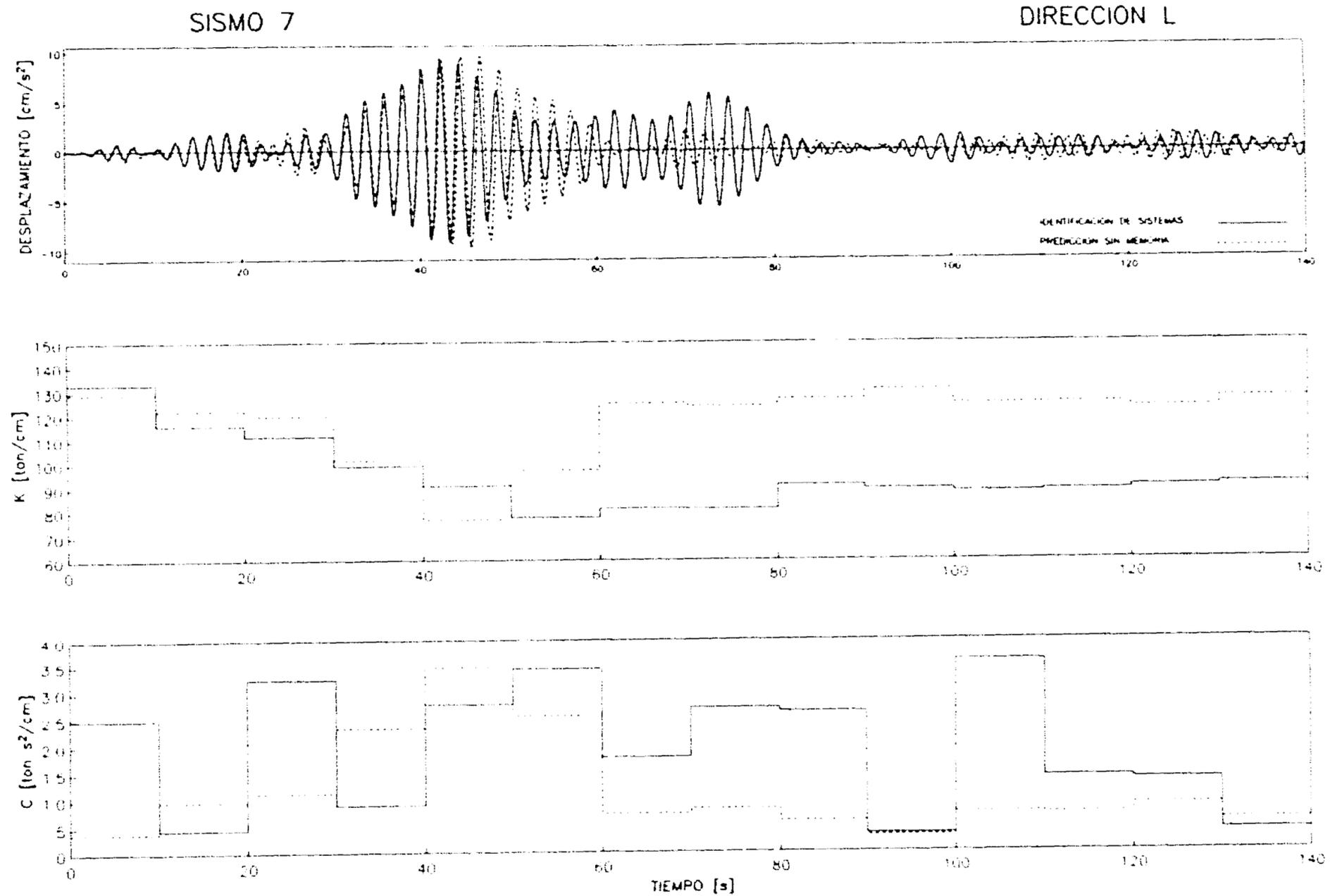


Figura 90 Comparación entre la respuesta real del sistema físico (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción sin considerar deterioro (línea punteada) para el sismo 7. Dirección L

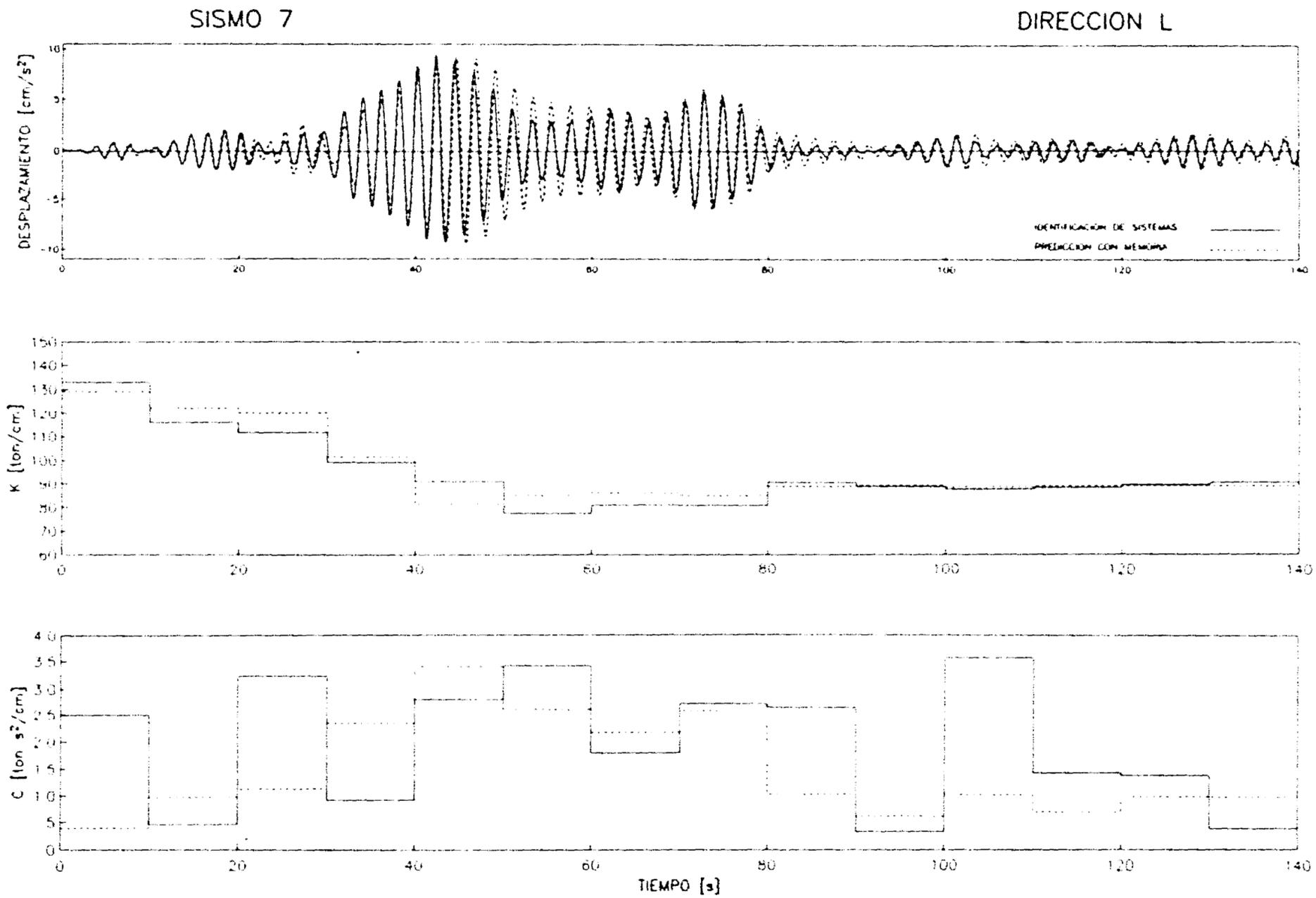


Figura 91 Comparación entre la respuesta real del sistema físico (línea continua) y la respuesta del modelo de predicción considerando deterioro (línea punteada) para el sismo 7. Dirección L

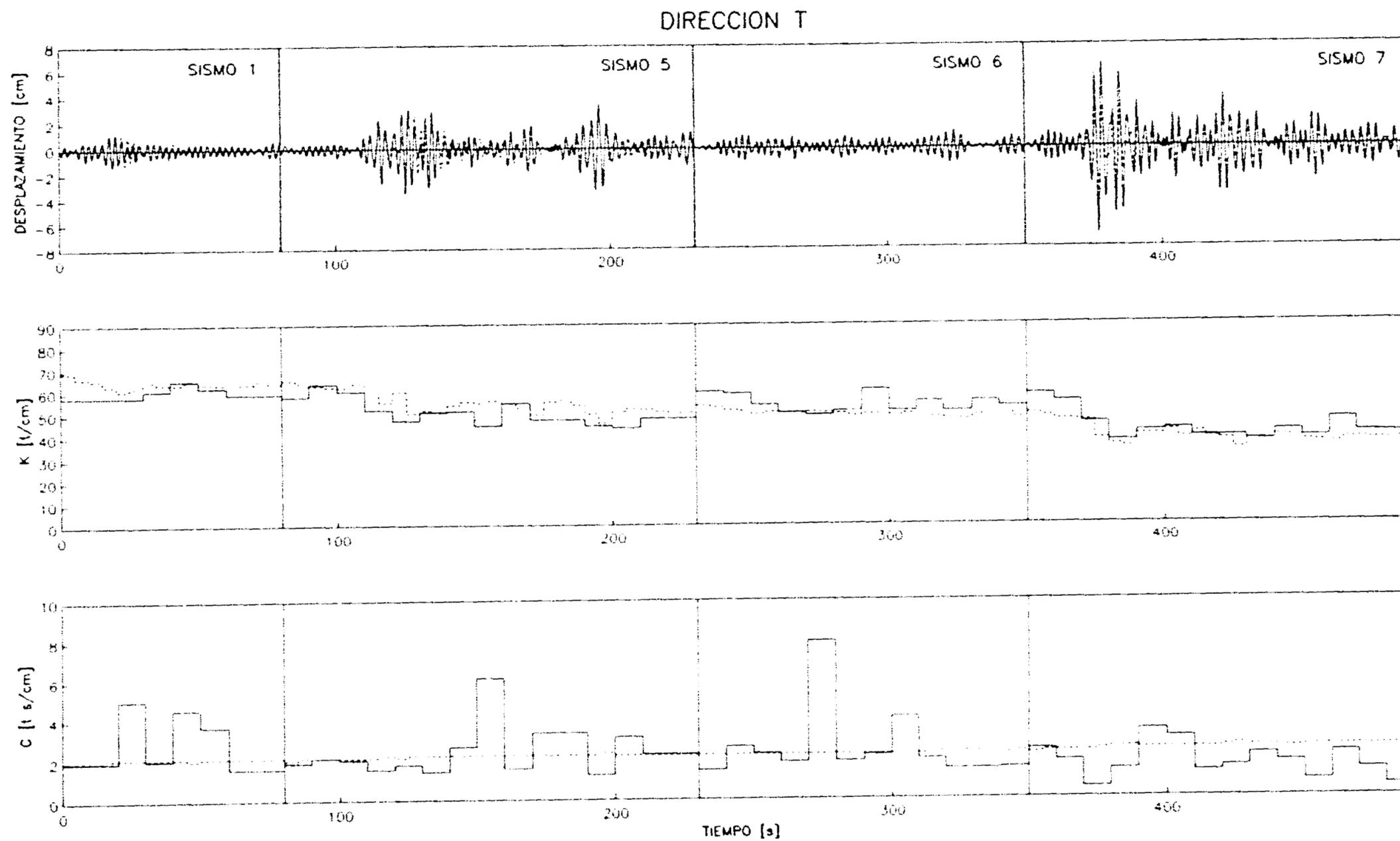


Figura 92 Comparación entre el desplazamiento real de azotea (línea continua) respecto al obtenido con el modelo (línea punteada), y variación de k y c durante los eventos estudiados. Dirección T

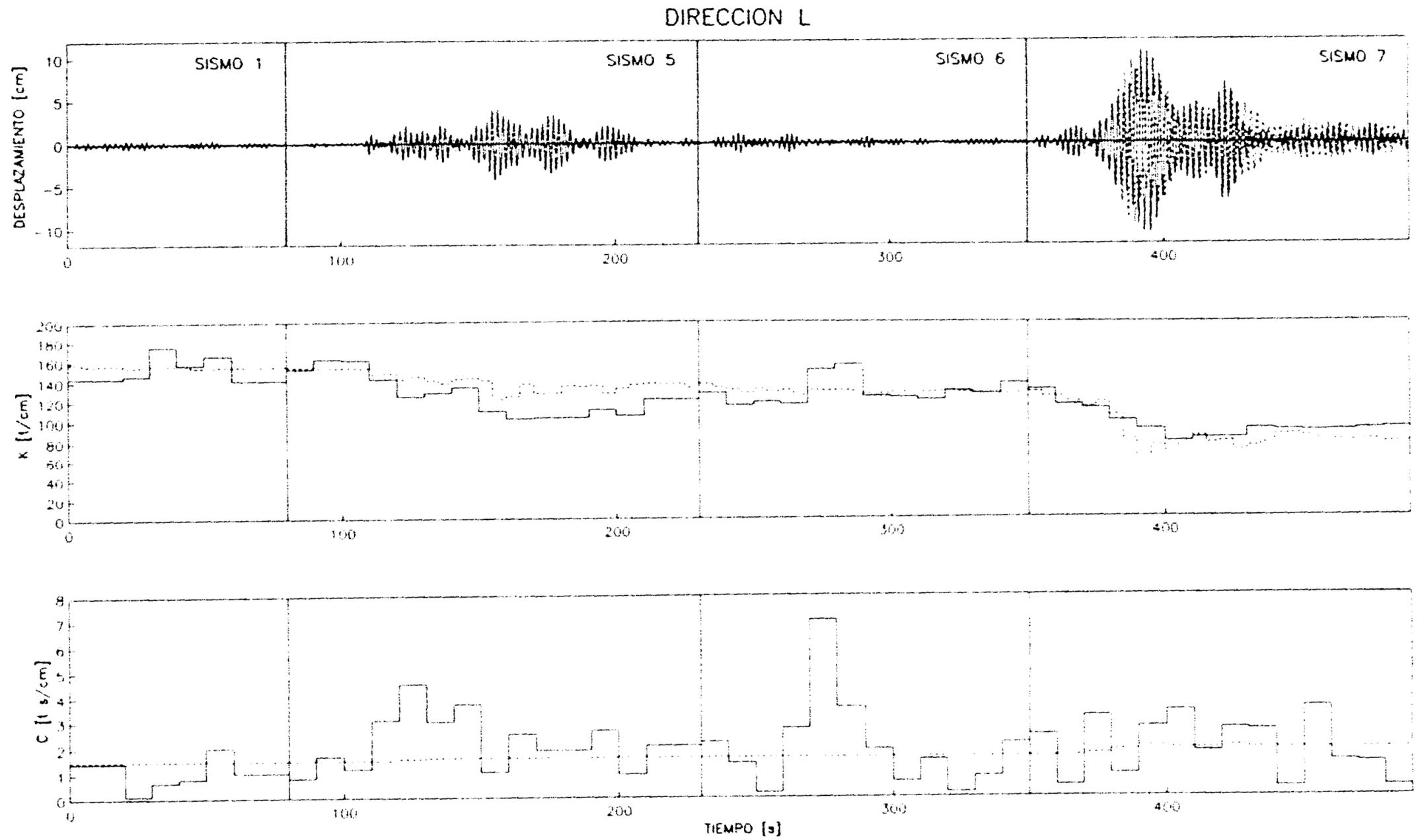


Figura 93 Comparación entre el desplazamiento real de azotea (línea continua) respecto al obtenido con el modelo (línea punteada), y variación de k y c durante los eventos estudiados. Dirección L

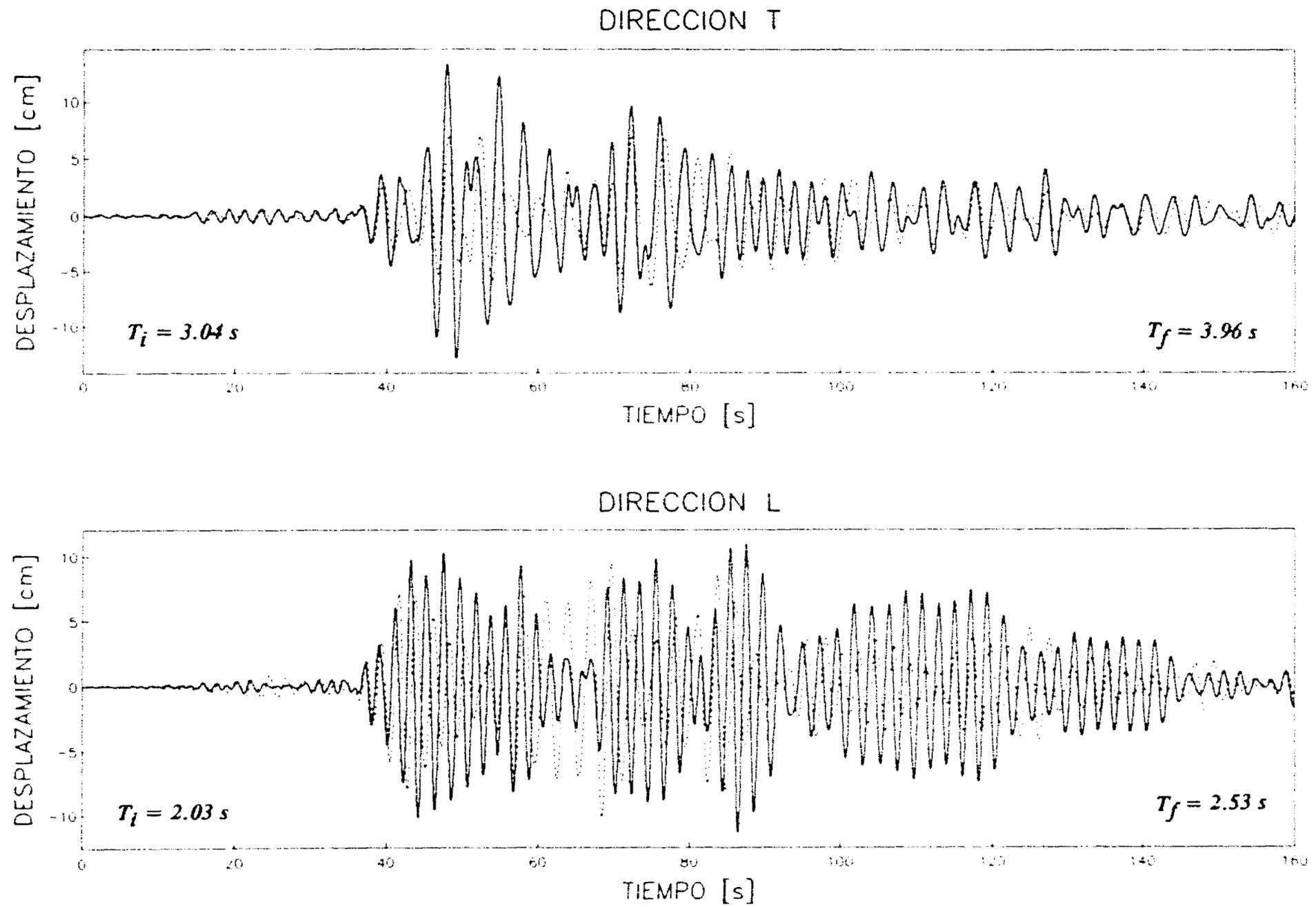


Figura 94 Comparación entre los desplazamientos de azotea (línea continua) y el obtenido con el modelo (línea punteada) para el evento sismo 8

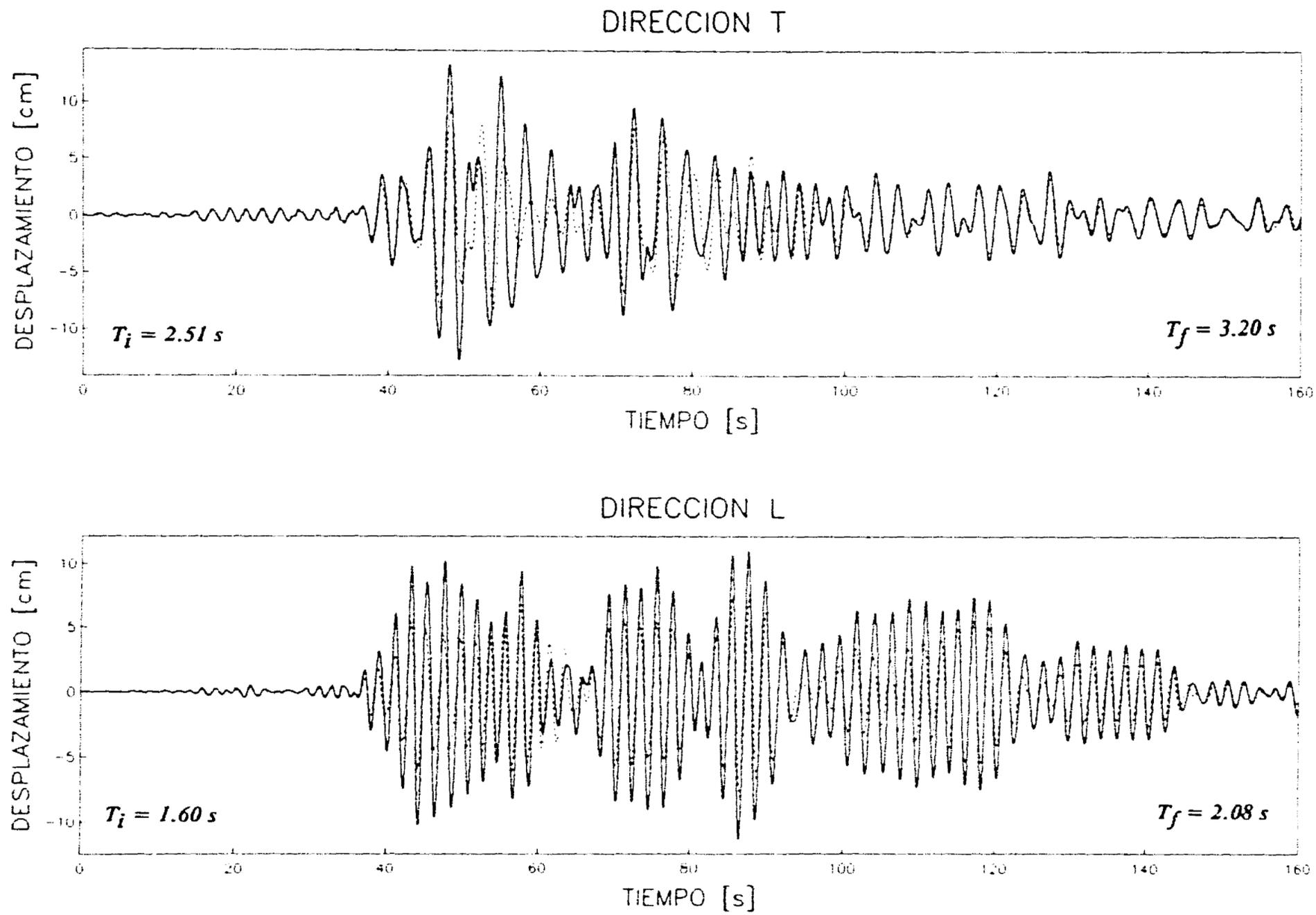


Figura 95 Comparación entre los desplazamientos de azotea (línea continua) y el obtenido con el modelo (línea punteada) para el evento sismo 8

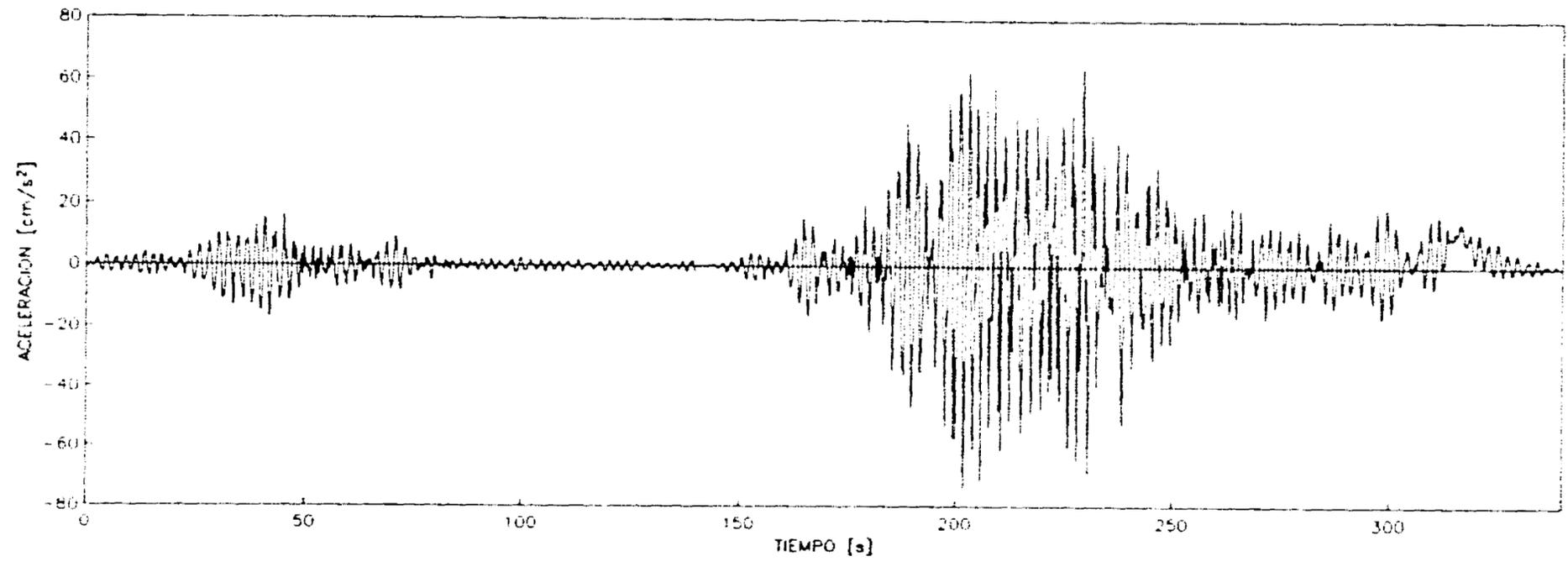


Figura 96 Acelerogramas utilizados en la simulación de respuesta con sismos intensos

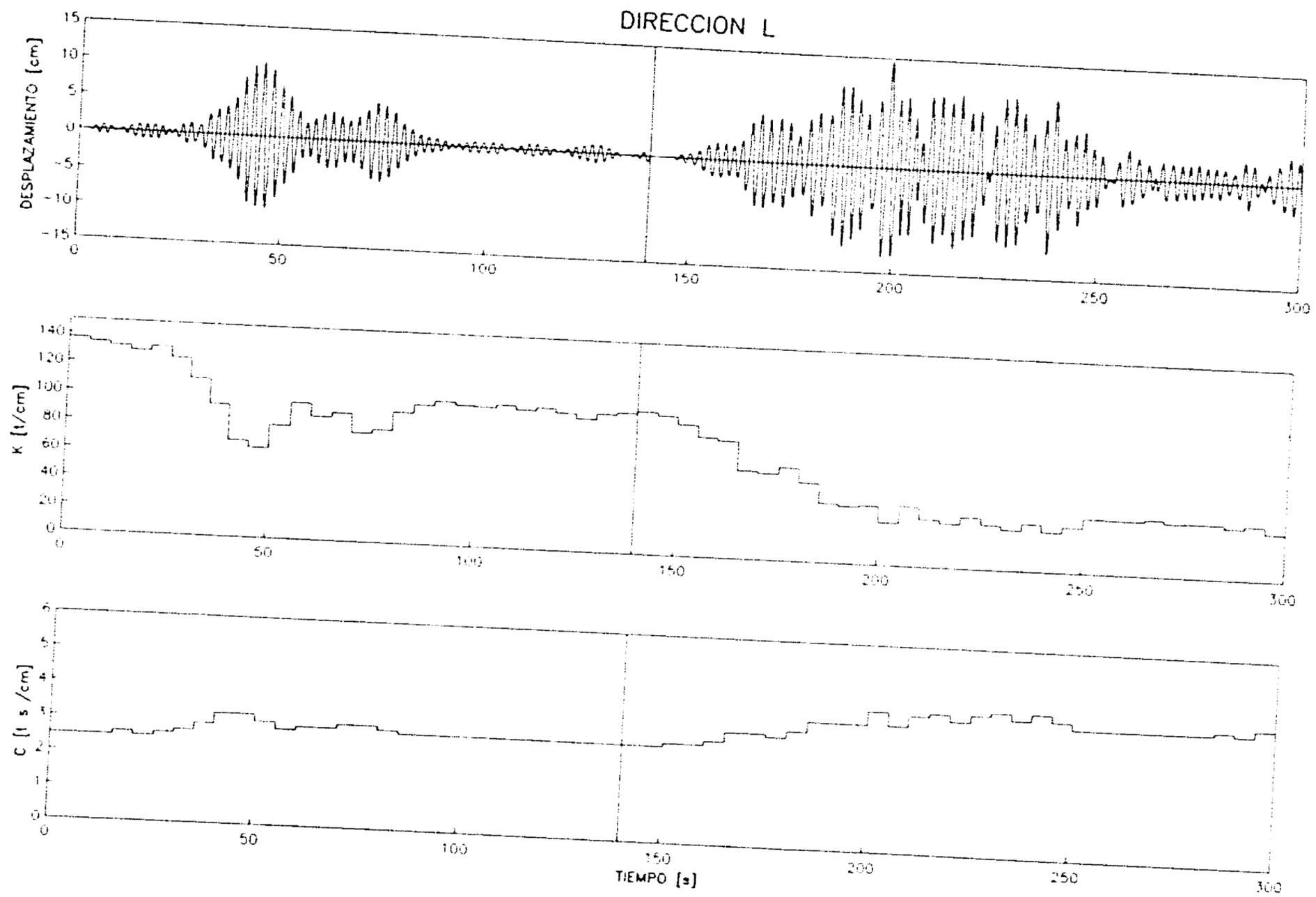


Figura 97 Desplazamiento del sistema y variación de los parámetros k y c para la simulación de respuesta con sismos intensos



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO - DIRECCION GENERAL DE BIBLIOTECAS
SUBDIRECCION DE SERVICIOS BIBLIOTECARIOS. DEPARTAMENTO DE TESIS
RELACION TESIS DEL AÑO: 1 9 9 5

CLAVE: 01181

UNIVERSIDAD:

Página 1

Facultad: Facultad de Ingeniería
Carrera: Doctorado en Ingeniería (Estructura)

A U T O R

T I T U L O

1.-Gonzalez Alcorta, Ricardo

Análisis y predicción de comportamiento dinámico de estructuras usando identificación